

МИНИСТЕРСТВО СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА  
И ПРОДОВОЛЬСТВИЯ РЕСПУБЛИКИ БЕЛАРУСЬ

Учреждение образования  
«БЕЛОРУССКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ АГРАРНЫЙ  
ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ»

**Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев, В. Я. Лебедев**

## **ОСНОВЫ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Минск  
БГАТУ  
2012

УДК 621.923

**Акулович, Л. М.** Основы магнитно-абразивной обработки металлических поверхностей / Л. М. Акулович, Л. Е. Сергеев, В. Я. Лебедев. – Минск : БГАТУ, 2012. – 316 с. : ил. – ISBN 978-985-519-544-4.

Приведены основные закономерности формирования в процессе магнитно-абразивной обработки поверхностей деталей машин различной геометрической формы с позиций явлений синергетизма. Описаны механизмы формирования и топография магнитного поля в рабочей зоне при магнитно-абразивной обработке металлических поверхностей. Представлены результаты исследований режущих и магнитных свойств ферроабразивных порошков, а также технологии их изготовления, активирующих технологических сред на интенсивность съема материала, синергетизм свойств металлических поверхностей при магнитно-абразивной обработке.

Предназначена для научно-технических работников, занимающихся разработкой технологий финишной обработки поверхностей деталей машин. Будет полезна аспирантам и студентам машиностроительных специальностей высших учебных заведений.

Табл. 39. Ил. 113. Библиогр.: 114 назв.

Рецензенты:

профессор, доктор технических наук *М. Л. Хейфец*,  
профессор, кандидат технических наук *Г. Я. Беляев*

ISBN 978-985-519-544-4

© БГАТУ, 2012

## ВВЕДЕНИЕ

Развитие технических средств характеризуется непрерывным увеличением силовых и скоростных параметров машин, что предъявляет повышенные требования к надежности и долговечности входящих в них деталей. Срок службы деталей машин во многом зависит от показателей качества поверхностного слоя, которые окончательно формируются на финишных операциях. Вместе с тем, удельный объем финишных операций в технологических процессах изготовления деталей непрерывно увеличивается. Это вызвано развитием высокоэффективных технологий изготовления заготовок деталей машин (точная штамповка, прокатка, точное литье, порошковая металлургия и т. п.), что все более приближает заготовки к требованиям чертежей самих деталей, как по форме, так и по точности. Вследствие этого снижаются припуски на механическую обработку, то есть имеет место тенденция увеличения доли чистой обработки материалов резанием.

Таким образом, актуальным является создание новых и совершенствование известных методов и технологических процессов финишной обработки с целью обеспечения формообразования, точности и требуемых показателей качества рабочих поверхностей деталей. В то же время для обеспечения конкурентоспособности выпускаемых изделий к технологическим процессам механической обработки предъявляются требования высокой производительности и низкой энергоемкости. Решение указанных задач кроется в использовании инновационных технологий, основанных на управляемом характере взаимодействия инструмента с обрабатываемой поверхностью заготовки.

Из финишных методов наибольшее применение в машиностроении получила абразивная обработка. Различают абразивную обработку закрепленным, свободным и подвижно-скоординированным зерном.

Среди абразивной финишной обработки преобладает шлифование абразивным инструментом. Этому методу обработки нет альтернативы при обработке поверхностей простой геометрической

формы (плоских, цилиндрических, конических). Для абразивной обработки поверхностей инструментом с закрепленным зерном требуется профилирование инструмента при его изготовлении и частая правка в процессе шлифования с целью поддержания формы и точности профиля режущего контура. При традиционном шлифовании геометрически сложных поверхностей профилированным инструментом существует проблема обеспечения высокой точности и низкой шероховатости поверхности в труднодоступных (переходных) зонах.

Финишную обработку сложнопрофильных поверхностей производят, как правило, эластичными абразивными инструментами. В технологии абразивной обработки шлифование и полирование эластичными инструментами занимает промежуточное место между шлифованием жесткими кругами и обработкой свободным абразивным зерном. Инструменты, изготовленные из шлифовальной шкурки или на специальных органических связках, являются эластичными. Конструкция таких инструментов и свойства материалов, из которых они изготовлены, допускают в процессе резания значительное упругое перемещение абразивных зерен в направлении, перпендикулярном к рабочей поверхности инструмента. В связи с эластичностью инструментов при обработке не может быть заранее установлена определенная глубина резания, как, например, при шлифовании кругами на связке. Необходимые условия для резания создаются путем прижима рабочей поверхности инструмента к обрабатываемой заготовке с определенным давлением. При этом часть инструмента, прижимаемая к обрабатываемой поверхности, деформируется, в контакте с заготовкой находится значительно большее число зерен, чем у инструмента на жесткой связке.

Эластичные абразивные инструменты позволяют обрабатывать поверхности заготовок сложной формы из разнообразных материалов – металлов, древесины, кожи, стекла, керамики, пластмассы. Их используют при шлифовании и полировании с помощью ручных машинок, на стационарных станках, станках-автоматах и автоматических линиях. Например, ленточное полирование широко используют в автомобиле-, авиа-, судостроении, турбиностроении, деревообрабатывающей промышленности при чистовой и отделочной обработке заготовок с обеспечением малой шероховатости. Этот метод используют для обработки наружных и внутренних поверхностей. Ленточным полированием обрабатывают также плоские и сложные криволинейные поверхности (турбинные лопатки, кулачковые и коленчатые валы, посуду, ложки, вилки и др.). Особенность

процесса: постоянство скорости резания, эластичность режущего контура. Большая площадь зоны контакта ленты с поверхностью заготовки приводит к большему числу активно работающих зерен и снижению в 2...3 раза коэффициента трения по металлу в сравнении с жесткими кругами.

Шлифование фибровыми дисками и полирование лепестковыми кругами применяют в машиностроении для подготовки поверхности под защитно-декоративные покрытия, для обработки заготовок из пластмасс, резины, древесины.

Суперфиниширование применяется для обработки поверхностей деталей, работающих в условиях трения скольжения и качения: роликов и дорожек качения колец подшипников, поршневых пальцев, шеек коленчатых валов и др. Режущий инструмент (алмазные бруски) самоустанавливаются на обрабатываемой поверхности, копируя ее профиль. Однако суперфиниширование не позволяет производить качественную обработку поверхностей сложного профиля и конструктивных элементов, расположенных на основных поверхностях деталей машин.

Притирка обеспечивает эквидистантность обрабатываемой поверхности рабочей поверхности инструмента-притира, на который наносят слой абразивных зерен (пасты или суспензии), осуществляющих съём материала. Притирка является основным технологическим процессом финишной обработки высокоточных плоских деталей, отверстий малого (менее 6...8 мм) диаметра, шариков подшипников качения, фасонных поверхностей пуансонов, матриц и др.

К числу перспективных методов финишной обработки эластичным инструментом относится магнитно-абразивная обработка (МАО). Особенностью способа является ориентированное абразивное резание. В результате явлений самоорганизации частицы незакрепленного абразива под действием магнитного поля ориентируются перпендикулярно обрабатываемой поверхности. Процесс микрорезания производится постоянно обновляющимися острыми кромками, т. е. на протяжении всего цикла обработки имеет место процесс ориентированного абразивного резания. Для реализации МАО не требуется изготавливать профилирующий абразивный инструмент, а также периодически его править, что в 2...3 раза снижает затраты на инструмент. МАО стабильно обеспечивает шероховатость поверхности  $R_a = 0,01...0,4$  мкм, снижение температуры резания по сравнению с традиционными методами абразивной обработки, что способствует образованию нового качества поверхности и структуры

поверхностного слоя. Однако конечный результат обработки зависит также и от магнитных характеристик обрабатываемого материала.

Проблема МАО поверхностей сложной геометрической формы состоит в том, что на участках сопряжения нарушаются однородность ферроабразивной щетки и режимы резания. Это вызвано возникновением в этих зонах градиента магнитной индукции и изменением кинематических параметров процесса резания.

В монографии приведены результаты исследований процесса МАО, выполненных в течение последних десяти лет в Белорусском государственном аграрном техническом университете и Физико-техническом институте НАН Беларуси под научным руководством авторов. При подготовке монографии авторы ставили задачу на основе обобщения достигнутых результатов исследований МАО выработать основные подходы комбинированного энергетического, механического и химического воздействия на стадии формирования рабочих поверхностей деталей машин.

Впервые введено понятие «рабочая технологическая среда» (РТС). Воздействие на обрабатываемую поверхность компонентов магнитного поля, ферроабразивного порошка и смазывающе-охлаждающих технологических средств рассматриваются как автономно, так и во взаимодействии.

Первая глава посвящена анализу достигнутых результатов МАО поверхностей различной геометрической формы. Во второй главе рассмотрены особенности рабочей технологической среды, анализ их динамических характеристик, совместимость компонентов РТС и способы активации процесса съема металла.

Последующие главы раскрывают механизмы воздействия на обрабатываемую поверхность компонентов РТС: магнитного поля в рабочей зоне, режущих и магнитных свойств ферроабразивных порошков, активирующих технологических сред, синергетизм свойств металлических поверхностей при МАО.

Участие авторов в написании монографии: Акулович Л. М. – введение, структура и общее редактирование, главы 1, 3, 4; Сергеев Л. Е. – главы 2, 3, 4; Лебедев В. Я. – глава 1.

## 1.1. Обработка поверхностей инструментами с закрепленными абразивными частицами

### 1. ПРОЦЕССЫ ФИНИШНОЙ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Значительный резерв повышения долговечности деталей машин заключается в качестве рабочих поверхностей, одним из важнейших показателей которого, кроме физико-механических характеристик, является топография поверхностного слоя. В этой связи осуществляется совершенствование методов формирования поверхностей различными способами обработки.

Современное машиностроение располагает достаточно большим числом методов формирования рабочих сложнопрофильных поверхностей деталей машин с обеспечением заданных шероховатости и физико-механических свойств. Среди них доминирующим является механическая абразивная обработка, которая нередко является единственно возможным способом обеспечения требуемого качества поверхности.

Качество поверхности во многом определяется состоянием поверхностного слоя. Для деталей, к которым предъявляются требования повышенного сопротивления пластической деформации, прочности, износостойкости, важными являются такие характеристики поверхности, как шероховатость, отсутствие микротрещин, микротвердость, коррозионная стойкость. Основные свойства поверхности формируются в процессе изготовления и особенно на отделочных операциях, поэтому им в технологических процессах уделяется особое внимание. Возрастающие требования к надежности изготавливаемых деталей вызывают необходимость совершенствования технологических процессов их изготовления.

Существующие методы финишной обработки деталей машин достаточно эффективны при обработке различных поверхностей: цилиндрических, конических, сферических, сложнопрофильных.

По виду режущего инструмента существующие методы финишной абразивной обработки поверхностей можно разделить на абразивную обработку закрепленным, свободным и подвижно-координированным зерном.

При обработке поверхностей закрепленным (жестко-связанным) зерном абразивные частицы порошка неподвижно закрепляются (цементируются) в механической связке и образуют режущий инструмент в виде абразивных кругов, брусков и т. п. Процесс резания осуществляется путем придания заготовке и (или) абразивному инструменту нескольких относительных движений.

Одним из видов сложнопрофильных поверхностей, широко применяемых в машиностроении и подвергаемых абразивной финишной обработке, являются профили зубьев зубчатых колес. Повышение силовых и скоростных параметров современных машин привело к увеличению передаваемой мощности и частоты вращения деталей зубчатых соединений. В связи с этим проблема уменьшения уровня шума и вибраций в зубчатых передачах, повышения срока их службы является актуальной. Решение указанной проблемы кроется в повышении показателей качества и точности обработки рабочих поверхностей зубчатых колес.

Установлено [1], что уменьшение высоты микронеровностей поверхности на профилях зубьев с 12 мкм до 2 мкм соответствует увеличению контактной прочности незакаленных цилиндрических колес в 4 раза. Повышение точности цилиндрических колес с 7-й до 5-й степени (ГОСТ 1643–81) приводит к уменьшению уровня шума на 5...8 дБ. Из приведенных данных видно, что качество поверхности профилей зубьев и точность зубчатых колес оказывают существенное влияние на их прочность и уровень шума.

Несмотря на совершенствование технологий лезвийной формообразующей обработки резанием материалов твердостью до 54...58 HRC, как показывает промышленный опыт, финишная обработка профиля зубьев зубчатых колес базируется на преимущественном использовании абразивных методов [2].

Основными способами чистой обработки зубьев зубчатых колес являются зубошлифование, зубохонингование, обкатка и притирка.

**Зубошлифование** представляет собой дорогостоящий, однако высокопроизводительный процесс. Его применяют, когда требуется повышенная точность зубчатых колес, термически обработанных до твердости свыше 40 HRC [3].

При изготовлении зубчатых колес высокой точности (7-й степени и выше) основным методом окончательной обработки зубьев является шлифование, которое позволяет значительно повысить точность формы зубьев и снизить шероховатость их рабочих поверхностей. Различают два метода шлифования боковых поверхностей зубьев: копирование (рис. 1.1, а) и обкатка (рис. 1.1, б...г). При обработке закаленных зубчатых колес шлифование часто является единственным технологическим способом достижения необходимой степени точности и шероховатости рабочих поверхностей зубьев.

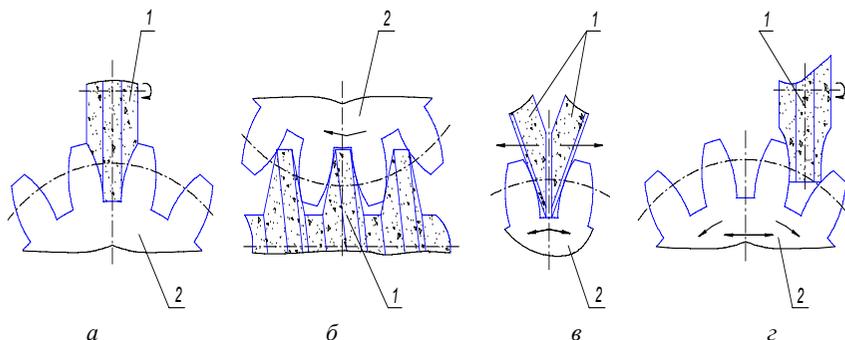


Рис. 1.1. Схемы зубошлифования: а – шлифование профильным кругом; б – шлифование абразивным червяком; в, г – шлифование коническими кругами методом обкатки: 1 – инструмент; 2 – деталь

При шлифовании по методу копирования шлифовальный круг повторяет профиль впадины обрабатываемого зубчатого колеса, а по методу обкатки – боковые поверхности круга воспроизводят профиль зуба рейки в зацеплении с обрабатываемым колесом.

Наиболее производительной и точной является обработка по методу обкатки с использованием в качестве инструмента абразивного червячного круга. Обработка по методу копирования применяется в основном для обработки прямозубых колес.

Зубошлифование позволяет обеспечить высокую точность зубчатого венца, устранить погрешности предварительной механической и химико-термической обработки. Вместе с тем шлифование может ухудшать качество поверхностного слоя и его физико-механические свойства, поскольку выделяемое при шлифовании тепло

вызывает структурные изменения в поверхностном слое в виде шлифовочных прижогов и создает внутренние растягивающие напряжения. Если величины этих напряжений превышают предел прочности материала, то в поверхностном слое появляются микротрещины.

Экспериментальные исследования влияния прижогов на усталостную прочность зубчатых колес [4] показали, что нагрузочная способность и долговечность шлифованных зубчатых колес в значительной мере зависят от степени прижогов, а, следовательно, от режимов шлифования. В колесах, упрочненных по контуру зубьев цементацией и закалкой, шлифование по всему профилю, включая выкружку, вызывает снижение предела выносливости зубьев (по сравнению с шевингованными до закалки колесами) в 1,8 раза и долговечности – в 5...10 раз. Поэтому наиболее эффективным средством повышения предела усталости и надежности работы особо ответственных тяжело нагруженных зубчатых колес служит снижение доли шлифования рабочих поверхностей после химико-термического упрочнения.

Для снижения термического влияния при шлифовании широко применяют гибкие круги. Шлифование гибкими (эластичными) кругами применяется, как правило, в качестве промежуточной операции между обычным шлифованием и полированием. Круги изготавливают на резиновой связке с добавлением искусственных смол. Главным преимуществом гибких кругов является то, что податливость связки позволяет выравнивать глубины резания отдельными абразивными зёрнами. Это способствует образованию более ровного, по сравнению с обычным шлифовальным кругом, режущего контура. Шлифование гибкими абразивными кругами позволяет эффективно обрабатывать фасонные и криволинейные участки наружной поверхности деталей, так как в этом случае обеспечивается полное копирование профиля обрабатываемой поверхности [5]. Процесс обработки обычно сопровождается меньшим выделением тепла, что существенно снижает вероятность образования шлифовочных прижогов. При этом наблюдается увеличение микротвердости обработанной поверхности за счет создания в поверхностном слое сжимающих остаточных напряжений. В процессе шлифования такими кругами, вследствие наличия ровного режущего контура, глубоких рисок не образуется и стабильно обеспечивается шероховатость по параметру  $R_a = 0,32$  мкм при исходной высоте микронеровностей  $R_a = 0,63...1,25$  мкм.

Однако обработка гибкими абразивными кругами не может быть использована в качестве самостоятельной финишной операции при обработке наружных поверхностей вращения сложного профиля, так как требуется предварительное шлифование поверхностей для придания им заданной геометрической формы. Кроме того, обработка гибкими абразивными кругами не дает возможности обеспечивать шероховатость поверхности по параметру  $R_a$  ниже 0,32 мкм, поскольку гибкий круг непрерывно работает в режиме резания.

Исследованиями [6, 7] установлен характер распределения температурных полей и их влияние на качественные показатели шлифования. Высокие скорости резания и неблагоприятная геометрия режущих зерен приводит к резкому повышению температуры до 1270...1770 °К в зоне контакта шлифовального круга с деталью. Это существенно изменяет структурное и напряженное состояние металла в поверхностном слое, происходит появление прижогов и понижение физико-механических свойств поверхностей деталей.

Необходимо отметить, что абразивное зерно при шлифовании снимает стружку не по всей длине дуги контакта с обрабатываемым металлом [6]. Экспериментально установлено, что процесс резания занимает в зависимости от условий и режимов шлифования от 30 до 50 % длины дуги контакта. Остальное приходится на пластическую деформацию, приводящую к упрочнению металла на стадиях входа зерна в металл и его выхода. Это упрочнение поверхностного слоя приходится преодолевать следующему ряду зерен, существенно увеличивая силу резания.

Широкое распространение при обработке наружных поверхностей цилиндрических деталей получило суперфиниширование. Суперфиниширование – процесс отделочной обработки наружных поверхностей деталей мелкозернистыми брусками, упруго прижатыми к обрабатываемой поверхности с небольшим давлением (0,20...0,40 МПа) и совершающими колебательные движения относительно вращающейся детали [8]. Обработка происходит в пределах высоты микронеровностей без существенного изменения размеров.

Процесс абразивного микрорезания при суперфинишировании прекращается автоматически по мере удаления неровностей исходного микропрофиля. Дефекты макрогеометрии суперфиниширование не устраняет, поэтому необходимая точность обработки должна быть обеспечена на операциях, предшествующих финишной.

Использование процесса суперфиниширования при обработке наружных поверхностей деталей сложного профиля при предъявлении к ним высоких требований к геометрической форме затруднительно, так как по ряду причин, обусловленных кинематикой процесса, имеет место неравномерный съем металла с различных участков профиля. Кроме того, для получения высоких качеств точности обработанных поверхностей необходимы предварительная обработка деталей шлифованием и высокая степень очистки смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС).

**Зубохонингование** осуществляют по следующим схемам [1]:

- двухпрофильное зацепление зубчатого хона с обрабатываемым колесом и радиальной нагрузкой «в распор» (рис. 1.2, а);
- однопрофильное зацепление зубчатого хона с обрабатываемым колесом и тормозным моментом на колесе (рис. 1.2, б);
- «коронарное» зубохонингование при использовании в качестве инструмента «охватывающего» хона (колеса с внутренним зацеплением) с обрабатываемым колесом наружного зацепления (рис. 1.2, в).

В процессе зубохонингования обрабатываемое колесо и хон устанавливаются на скрещивающихся осях. При этом происходят движения: вращательное – хона и колеса; осевое возвратно-поступательное – хона или колеса; осциллирующее возвратно-поступательное – хона для некоторых типов станков с целью увеличения производительности.

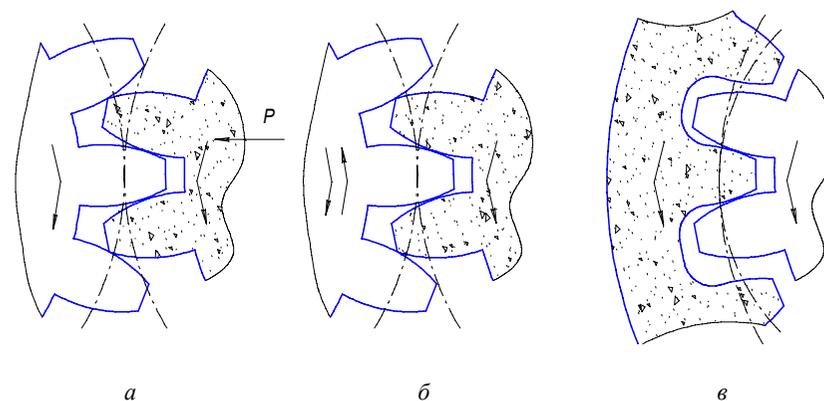


Рис. 1.2. Схемы зубохонингования:  
 а – при двухпрофильном зацепления; б – при однопрофильном зацеплении;  
 в – «коронарное» зубохонингование охватывающим хонем

Припуск под хонингование зубьев обычно составляет не более 0,02...0,03 мм на сторону зуба. Для улучшения качества обработки колеса в каждом конкретном случае следует устанавливать оптимальную величину припуска, так как повышенный съём его при зубохонинговании приводит к возникновению дополнительных погрешностей.

Хоны делятся на алмазные и абразивные [9]. Алмазный хон представляет собой зубчатое колесо, на профильную поверхность зубьев которого нанесен гальваническим методом алмазный слой. Абразивный хон изготавливается литьем в пресс-форму смеси белого электрокорунда с эпоксидными акриловыми или полиуретановыми связками.

Зубчатый хон имеет сходство со стальным шевером, обладает тем же модулем, что и обрабатываемое колесо, его проектируют для каждого зубчатого колеса. Разница между внешними диаметрами нового и предельно изношенного хона составляет 15...25 мм [1]. Внешний диаметр хона выбирают в пределах 220...250 мм. Число зубьев хона не должно быть кратным числу зубьев обрабатываемого колеса.

Зубохонингование позволяет устранить небольшие (до 0,3 мм) заусенцы и забоины, уменьшить шероховатость боковых поверхностей зубьев с  $R_a = 0,4...0,8$  мкм (предшествующее шлифование) до  $R_a = 0,2$  мкм. Погрешности параметров зубчатого зацепления устраняются при съеме металла порядка 0,01...0,03 мм. Все это обеспечивает повышение качества формы пятна контакта и плавности работы зубчатых передач, уровень шума передачи уменьшается на 2...4 дБ, срок службы и нагрузочная способность увеличиваются на 30 % [10].

Благодаря высокой производительности процесс зубохонингования получил широкое распространение в качестве отделочной операции при массовом крупносерийном производстве шестерен.

Для большинства рассмотренных способов абразивной обработки характерным является наличие ряда недостатков:

- неравномерный съём металла с поверхностей сложной геометрической формы из-за менее эффективного воздействия абразивных наполнителей на труднодоступные участки профиля;
- разброс показателей качества поверхности по параметрам шероховатости и физико-механическим свойствам из-за различия скоростей резания;
- сложность реализации способов при обработке поверхностей крупногабаритных деталей.

Указанные недостатки ограничивают область применения данных методов при обработке деталей, форма которых отличается от традиционной. В связи с чем, возникает необходимость использования других эффективных методов и способов финишной обработки поверхностей деталей, состоящих из материалов с различными физико-механическими и магнитными свойствами, а также имеющих сложный профиль.

Установленные в результате сравнительных испытаний зависимости показателей качества зубчатых колес, профили зубьев которых были обработаны различными технологическими способами, дает основание для целесообразности поиска новых технологических процессов финишной обработки профиля зубьев с целью повышения показателей качества работы зубчатых передач и их долговечности [4].

## 1.2. Обработка поверхностей свободными абразивными частицами

При обработке поверхностей свободными абразивными частицами зерна абразивного порошка не закрепляют с целью формирования режущего инструмента какой-либо формы. Процесс резания производится за счет сообщения частицам порошка кинетической энергии изделий, относительно находящихся в покое, вибрирующих или движущихся с установленной скоростью.

Одним из распространенных методов высокоточной отделочной обработки поверхностей деталей является доводка.

Абразивная доводка (*притирка*) осуществляется абразивно-доводочной смесью, нанесенной на поверхность инструмента (притира), который по форме имитирует поверхность сопрягаемой детали. Материалом притира обычно является чугун или материал более мягкий по сравнению с обрабатываемым. При доводке применяются различные абразивные материалы, в том числе алмаз и эльбор [11]. Абразивные частицы перемешивают со смесью керосина и машинного масла и в виде пасты или суспензии подают в зазор между притиром и обрабатываемой поверхностью.

Для повышения эффективности обработки применяют шаржированные притиры. В этом случае притиры изготавливают из мягкого или пористого материала и в него механическим путем внедряют абразивные зерна.

Из абразивной доводки сложнопрофильных поверхностей наибольшее применение получила зубопритирка – процесс искусственного изнашивания рабочих поверхностей с помощью абразивной массы. Притирка применяется для ответственных передач с целью уменьшения шума, повышения плавности их хода и увеличения пятна контакта.

В настоящее время широко используются два основных метода притирки зубьев закаленных колес: с параллельными осями с тормозной нагрузкой (рис. 1.3) (односторонняя обработка) или со скрещенными осями в плотном зацеплении (рис. 1.4) (двухсторонняя обработка). Припуск под притирку обычно составляет не более 0,05 мм [3].

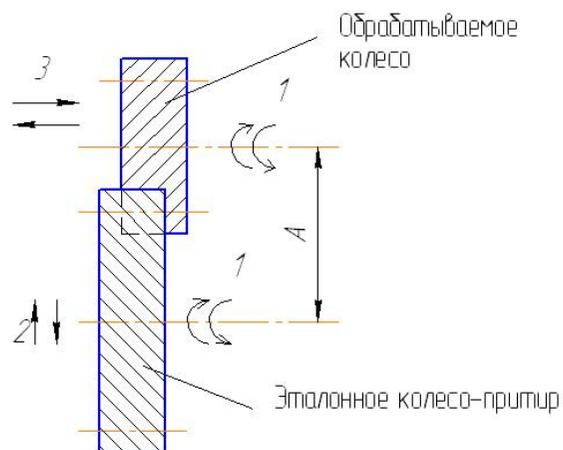


Рис. 1.3. Схема притирки зубьев на параллельных осях:  
1 – вращение детали и эталонного колеса-притира; 2 – подача эталонного колеса;  
3 – осцилляция детали

Притирку выполняют в присутствии абразива (например, притирочная смесь корунд зернистостью 180...280 – 40 % и вазелиновая связка 60 %; для точных работ: пылевидный кварц 50 % с веретеным маслом и тавотом, а также пасты ГОИ). Притиркой достигается уменьшение отклонений профиля зубьев, а также снижение шероховатости поверхностей зубьев на один–два разряда. При этом значительно увеличивается пятно контакта, снижается шум при работе передачи и повышается долговечность и плавность работы передачи.

Абразивная доводка может обеспечить точную и качественную обработку наружных поверхностей тел вращения сложного профиля. Однако обрабатываемая поверхность детали предварительно должна быть обработана с высокой точностью и иметь малую шероховатость поверхности. Сам процесс доводки является трудоемким, малопроизводительным, содержит большой объем ручного труда, требует частой правки притиров для восстановления их исходной формы.

При обработке методами, основанными на использовании свободного абразива, зерна более полно используют свои режущие способности, так как происходит равномерное распределение режущих кромок относительно обрабатываемых поверхностей, а также переориентация и перемещение их в процессе обработки. Такие методы позволяют, при сравнительно простых кинематических схемах оборудования, осуществлять обработку деталей сложной конфигурации из различных материалов. Значительно снижается температурный режим процесса, так как скорости резания меньше, чем при обычном шлифовании, а зоны микрорезания обильно омываются технологической жидкостью. Это позволяет получать высокое качество обработанной поверхности без прижогов, микротрещин и нежелательных структурных изменений. Обработке могут подвергаться детали, размеры которых находятся в широких пределах – от нескольких миллиметров до нескольких метров.

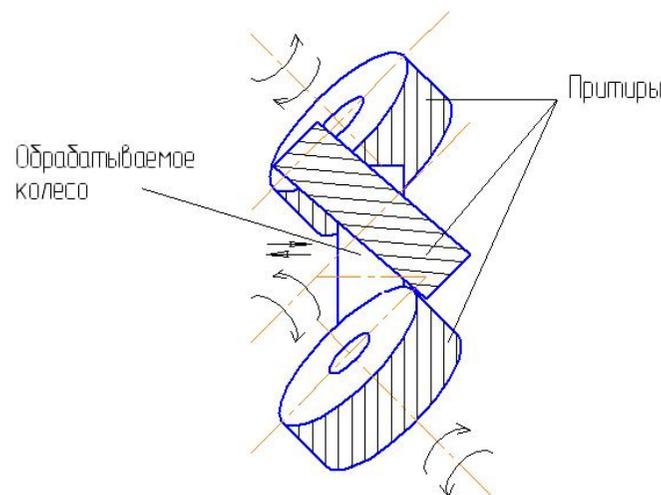


Рис. 1.4. Схема притирки зубьев тремя притирами со скрещенными осями

К числу наиболее распространенных способов обработки свободными абразивами можно отнести **вибрационную обработку** (рис. 1.5).

Вибрационная обработка в зависимости от характера применяемой рабочей среды представляет собой механический или химико-механический процесс съема мельчайших частиц и оксидов с обрабатываемой поверхности, а также сглаживание микронеровностей путем их пластического деформирования частицами рабочей среды, совершающими в процессе работы колебательное движение. Большое количество микроударов, воздействующих на обрабатываемую деталь одновременно в различных направлениях, способствует в некоторой степени удержанию ее во взвешенном состоянии, чем исключаются грубые забоины и повреждения. Это позволяет обрабатывать детали малой жесткости. В результате циркуляции обработка происходит во всех зонах рабочей камеры, наиболее эффективно – около дна камеры, где давление рабочей среды выше.

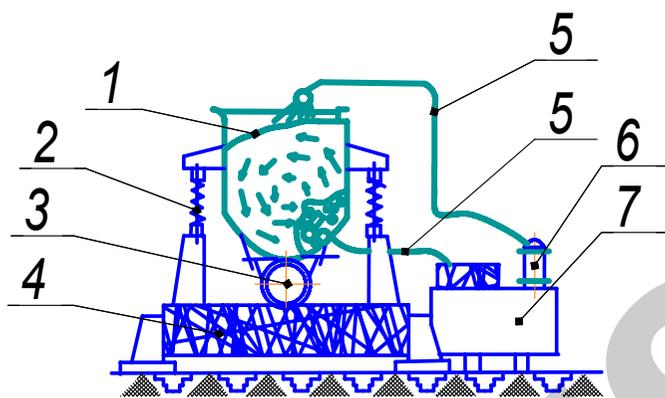


Рис. 1.5. Схема процесса вибрационной обработки: 1 – рабочая камера; 2 – пружины; 3 – дебалансный вибратор; 4 – основание; 5 – шланги для подачи и слива ТЖ; 6 – помпа; 7 – бак-отстойник

К особенностям вибрационной обработки можно отнести: возможность одновременной обработки большого количества деталей без закрепления, возможность обработки деталей различных размеров, возможность обработки деталей малой жесткости. Обработка производится в основном в пределах профиля исходной шерохова-

тости, т. е. является «безразмерной», однако при необходимости удаления дефектного слоя (после литья, штамповки) можно снять большой припуск за счет увеличения времени вибрационной обработки.

Возможно использование вибрационной обработки на операциях отделочной обработки сложнопрофильных изделий. Однако при этом наблюдается неравномерный съем металла с различных участков поверхности деталей. Плохо обрабатываются труднодоступные участки – канавки, углубления, внутренние поверхности деталей. Для получения шероховатости, соответствующей  $R_a = 0,16 \dots 0,32$  мкм, необходима длительная обработка в несколько переходов со сменой наполнителя и составов технологической жидкости, что существенно увеличивает трудоемкость финишной операции. Кроме этого, из-за уменьшения амплитуды колебаний частиц рабочей среды и деталей по мере удаления от стенок рабочей камеры имеет место неравномерная обработка деталей в различных ее точках. Высокий уровень шума, сопровождающий работу виброустановок, ухудшает условия труда рабочих.

Способ объемной **центробежно-ротационной обработки** (рис. 1.6) заключается в том, что гранулированная обрабатываемая среда и детали приводятся во вращательное движение вокруг вертикальной оси таким образом, что приобретают форму тора, в котором частицы движутся по спиральным траекториям. Тороидально-винтовой поток обеспечивается конструкцией рабочей камеры станка, состоящей из неподвижной обечайки и примыкающего к ней вращающегося ротора, имеющего в наиболее распространенном варианте форму тарелки.

Достоинства центробежно-ротационной обработки – высокая интенсивность обработки, одновременная обработка партии деталей, обработка деталей небольших размеров. Недостатки центробежно-ротационной обработки – повышенный расход абразивной среды и возможность деформации деталей малой жесткости. Центробежно-ротационная обработка не позволяет эффективно обрабатывать крупные детали ( $> 100$  г), в процессе обработки происходит вертикальное расслоение в рабочей зоне: обрабатываемые детали находятся внизу, абразивная масса – вверху.

Сущность процесса **струйной абразивно-жидкостной обработки** (рис. 1.7) заключается в направлении струи суспензии, состоящей из транспортирующей среды (например, воды) и абразивных зерен, на поверхность обрабатываемой детали. Суспензия подается чаще

всего сжатым воздухом, который увеличивает скорость ее истечения. Взаимодействие абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью непродолжительно и носит ударный характер, общее количество ударов на всю поверхность колеблется от  $2 \cdot 10^6$  до  $26 \cdot 10^6$  в секунду. Данный способ обработки нашел широкое применение на отделочных операциях деталей сложной конфигурации. Однако при обработке деталей гидроабразивной струей имеет место неравномерный съем металла с различных участков профиля, что приводит к искажению геометрической формы детали.

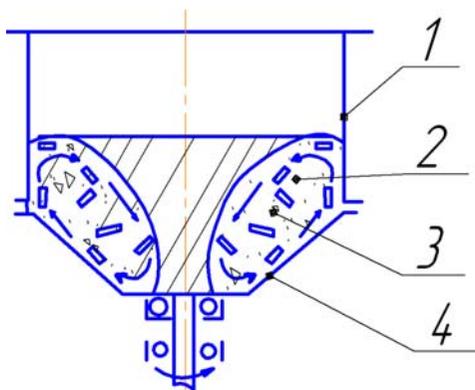


Рис. 1.6. Схема центробежно-ротационной обработки:  
1 – неподвижная обечайка; 2 – гранулы абразива;  
3 – обрабатываемые детали; 4 – вращающийся ротор

В установках для абразивно-жидкостной обработки часто наблюдается выход из строя сопел, связанный с их интенсивным разрушением истекаемой с высокой скоростью гидроабразивной струей. Стойкость твердосплавных сопел также невелика и составляет 4...6 ч. Существует необходимость перемещения сопла вдоль поверхности детали, требуются устройства для сбора и возврата в струйный аппарат абразивных частиц. Эти недостатки ограничивают область применения струйной абразивно-жидкостной обработки.

Способ **турбоабразивной обработки** (рис. 1.8) основан на создании абразивного кипящего (псевдосжиженного) слоя, в который помещают обрабатываемую деталь, задавая в зависимости от ее формы различные виды движения.

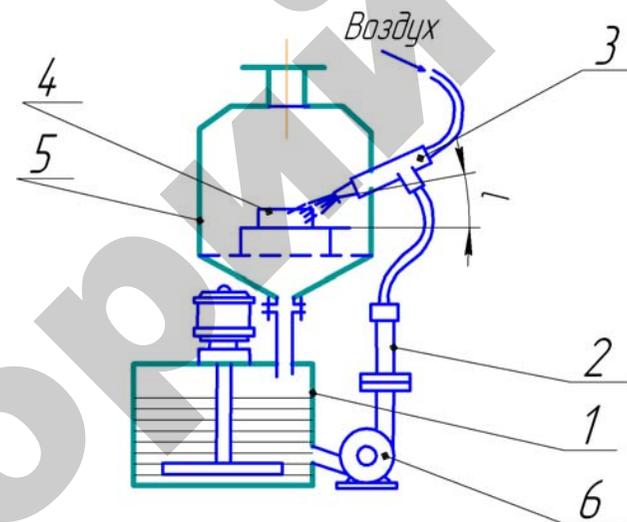


Рис. 1.7. Схема струйной абразивно-жидкостной обработки: 1 – бак; 2 – трубопровод; 3 – струйный аппарат; 4 – заготовка; 5 – герметичная камера; 6 – насос

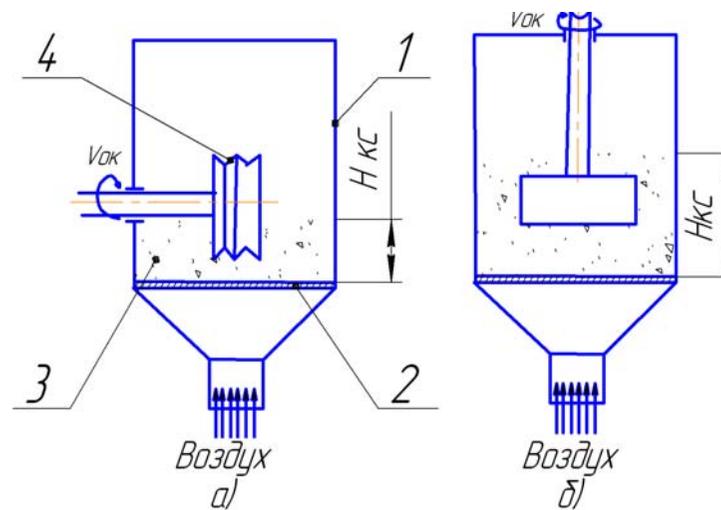


Рис. 1.8. Схема процесса турбоабразивной обработки: а – с горизонтальной осью вращения заготовки; б – с вертикальной: 1 – рабочая камера; 2 – воздухораспределительная решетка; 3 – абразивное зерно; 4 – заготовка;  $H_{кк}$  – высота кипящего абразивного слоя;  $V_{ок}$  – окружная скорость заготовки

После турбоабразивной обработки поверхность имеет кратерообразный микрорельеф, состоящий из большого количества коротких царапин, которые создают матовую поверхность. Точность размеров и формы детали может быть повышена направленным образом, т. к. отсутствует достаточно жесткий, имеющий определенную форму инструмент. Вместе с тем величина размерного съема материала составляет 1...5 мкм, что не позволяет осуществить устранение дефектного слоя материала от предшествующей механической обработки.

В промышленности используют также способ абразивной обработки поверхностей деталей *во вращающихся барабанах*. Это обусловлено простотой конструкции установок, реализующих данный метод, сравнительно высокой степенью механизации, возможностью одновременной обработки большого количества деталей. В настоящее время разработано много различных схем данного метода обработки, но все они в основном сводятся к вращению круглых или граненых барабанов вокруг горизонтальной или наклонной оси. Обрабатываемые детали и абразивные наполнители загружаются в барабан, который равномерно вращается вокруг оси. При вращении абразивная среда и детали совершают относительное движение, сопровождающееся их соударениями, скольжением и микрорезанием обрабатываемых поверхностей частицами абразивного наполнителя, что обеспечивает съем металла. Силы взаимодействия деталей с частицами наполнителя невелики, поэтому обработка во вращающихся барабанах продолжается от 5 до 100 часов.

Разновидностью обработки во вращающихся барабанах является полирование деталей в барабанах с планетарным вращением. В этом случае обрабатываемые детали и абразивная среда под действием инерционных сил, возникающих при вращении барабана вокруг оси планшайбы и собственной оси, совершают сложное пространственное движение. Детали и наполнитель перемещаются с разными скоростями в разных направлениях, в результате чего происходит интенсивное взаимодействие деталей с частицами абразивного наполнителя. Степень уплотнения абразивной среды в барабанах регулируется изменением скорости вращения планшайбы, а скорость относительного перемещения деталей и абразивных частиц определяется скоростью вращения барабанов вокруг собственной оси. Частота вращения планшайбы обычно составляет  $7...10 \text{ с}^{-1}$ , а барабанов –  $5...40 \text{ с}^{-1}$ . Производительность процесса обработки в планетарных установках значительно выше, чем во вращающихся

барабанах. Это позволяет снизить продолжительность полирования до 60...90 мин. При этом, учитывая то, что в барабан одновременно загружается большое количество деталей, данный способ обработки считается весьма эффективным, а потому находит широкое применение в производстве. К недостаткам относятся: неравномерный съем металла с поверхностей сложной формы; отсутствие эффективного воздействия абразивных наполнителей на труднодоступные участки профиля – канавки, углубления и т. п.; взаимные соударения деталей, приводящие к появлению забоин и вмятин на обрабатываемых поверхностях. Эти и другие недостатки ограничивают область применения данного метода в производстве.

Перспективным способом обработки деталей является полирование абразивом, уплотненным *инерционными силами*. Обработку осуществляют в специальных устройствах, позволяющих трансформировать гидроабразивную суспензию в уплотненный инерционными силами абразивный слой, контактирующий с обрабатываемой поверхностью, и обеспечить их относительное перемещение. При этом способы уплотнения и относительного перемещения деталей и обрабатываемого слоя могут быть различными. Для практической реализации данного метода требуются различного рода устройства, обеспечивающие формирование уплотненного слоя абразива и возможность контактирования его с поверхностью обрабатываемой детали. Абразивное воздействие осуществляется свободными абразивными частицами, находящимися в суспензии в уплотненном состоянии в процессе их перемещения относительно обрабатываемой поверхности детали при определенном контактном давлении на нее. Обработка производится во вращающемся барабане, в котором за счет сил инерции на внутренней стенке располагается абразивная суспензия. Для обработки деталь вводят в контакт с уплотненным абразивным слоем. Деталь и барабан имеют встречные направления вращения. Уплотненный абразивный слой вращается вместе с барабаном, обтекает погруженную в него деталь и обрабатывает ее поверхности. Абразивный слой в уплотненном состоянии обладает определенной упругостью и за счет податливости точно копирует профиль поверхностей, производя обработку всех их участков. Способ обработки инерционными силами имеет ряд характерных и отличительных особенностей: возможность обработки различных видов поверхностей; автоматическое копирование профиля обрабатываемой поверхности «режущим инструментом»; активное действие технологической жидкости, проникающей непосредственно в зону

обработки; эффективный отвод тепла и другие. Однако данный способ обладает определенными недостатками при обработке деталей со сложной формой наружного профиля и значительными перепадами диаметров, т. к. линейная скорость, а значит, и кинетическая энергия абразивной частицы зависят от ее расстояния до центра вращения барабана. Частицы, движущиеся по удаленным траекториям, обладают большей кинетической энергией, и при взаимодействии с обрабатываемой поверхностью интенсивнее происходит сьем металла. В связи с этим при глубоком профиле поверхности детали наблюдается его неравномерная обработка, так как наиболее эффективно снимается металл с выступающих участков профиля. Кроме того, при обработке данным способом уплотненный абразивный поток, вращающийся с высокой скоростью, производит интенсивное микрорезание и для получения обработанных поверхностей с шероховатостью по параметру  $R_a = 0,10 \dots 0,20$  мкм необходима обработка в несколько проходов с последовательным уменьшением зернистости абразивного материала, что снижает производительность процесса.

На операциях отделочной обработки наружного профиля деталей типа колец, втулок и т. п. находит применение *шпиндельная обработка* (рис. 1.9).

Закрепленная на шпинделе и вращающаяся с высокой скоростью обрабатываемая деталь вводится в соприкосновение с абразивной средой, находящейся, например, в вибрационной камере. В отличие от виброабразивной обработки, в данном случае главным движением является вращение обрабатываемой детали, а не колебание частиц рабочей среды. Вибрация поддерживает рабочую среду во взвешенном состоянии, обеспечивает ввод детали в рабочую зону и вывод из нее по окончании обработки, перемешивает и непрерывно подает свежие абразивные частицы к обрабатываемой поверхности.

Иногда обрабатываемой детали, помимо вращательного, сообщают возвратно-поступательные или осциллирующие осевые движения, которые интенсифицируют процесс обработки. Более высокая производительность достигается при сообщении детали планетарного вращения.

Величина сьема металла с обрабатываемых поверхностей в основном зависит от влажности абразивной среды, определяющей ее давление на обрабатываемую поверхность, скорости вращения детали и продолжительности обработки. Сравнительно высокая интенсив-

ность сьема металла дает возможность ограничить цикл обработки до 5...7 мин. За это время шероховатость поверхности снижается по параметру  $R_a$  до 0,20...0,32 мкм и в дальнейшем не изменяется. При этом в поверхностном слое деталей возникают сжимающие остаточные напряжения с глубиной залегания до 10...15 мкм. Погрешности макрогеометрии (волнистость, огранка) данный способ обработки практически не устраняет.

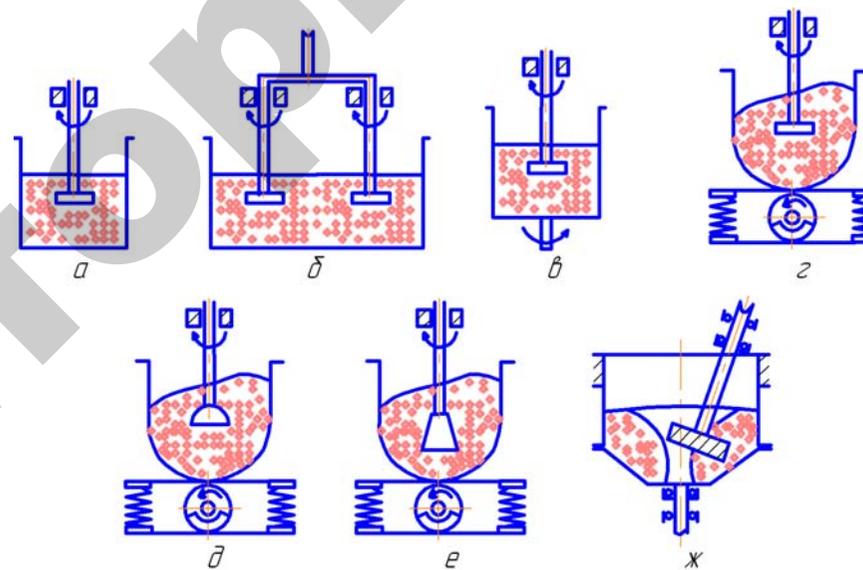


Рис. 1.9. Схемы шпиндельной обработки деталей:

a...в – шпиндельная обработка в чистом виде;

г...е – шпиндельная вибрационная обработка;

ж – шпиндельная центробежно-ротационная обработка

Недостатком шпиндельной виброобработки является то, что для получения деталей с шероховатостью по параметру  $R_a = 0,16 \dots 0,32$  мкм необходимо, чтобы исходная шероховатость была по параметру  $R_a$  не выше 0,64...1,25 мкм. При обработке деталей типа колец, втулок на их геометрическую точность существенное влияние оказывает осевое биение шпинделя, величина которого не должна превышать 0,1 мм. В противном случае наблюдается образование овала.

### 1.3. Финишная обработка поверхностей подвижно-скоординированными абразивными частицами

Рассмотренные методы финишной обработки поверхностей закрепленным и свободным абразивом наиболее приемлемы для обработки однородных изделий простой геометрической формы. Для большинства рассмотренных методов присущ ряд недостатков, таких, как неравномерный съем металла с поверхностей сложной формы; отсутствие эффективного воздействия абразивных наполнителей на труднодоступные участки профиля; взаимные соударения деталей, приводящие к появлению забоин и вмятин на обрабатываемых поверхностях; трудность при обработке изделий с массой более 100 г; значительное время обработки. Эти и другие недостатки ограничивают область применения указанных методов при окончательной обработке поверхностей сложной формы, а также финишной обработке деталей, состоящих из материалов с различными физико-механическими свойствами.

В этой связи для финишной обработки сложнопрофильных поверхностей получил развитие метод обработки подвижно-скоординированными абразивными частицами. Сущность метода состоит в том, что абразивные частицы охватывают контур обрабатываемой поверхности, фиксируются в этом положении и формируют режущий контур инструмента. Таким образом, режущий контур абразивных частиц является гибким и каждый раз самоустанавливается на обрабатываемой поверхности, копируя ее.

Широкое применение на операциях отделочной обработки поверхностей сложной конфигурации получило **полирование абразивными лентами** (рис. 1.10).

Обработка производится движущейся с высокой скоростью абразивной лентой. Контакт ленты с деталью осуществляется с помощью контактных роликов. Полирование абразивными лентами позволяет получать высокую точность обработки и наиболее рациональные характеристики шероховатости поверхности. Одним из основных преимуществ данного способа является возможность обработки сложных криволинейных поверхностей. При этом, чем сложнее форма обрабатываемой поверхности и чем меньше должна быть ее шероховатость, тем более мелкозернистой и гибкой должна быть лента.

В последнее время все большее распространение получает полирование алмазными лентами, а также прерывистое и реверсивное ленточное полирование, позволяющее повысить стойкость лент.

Однако и обработке абразивными лентами присущи недостатки при работе с наружными сложнопрофильными поверхностями. Это вызвано тем, что абразивная лента обладает определенной упругостью, из-за чего отдельные труднодоступные участки профиля остаются непрошлифованными. Поэтому не исключается необходимость в применении ручной дополировки, что снижает технико-экономические показатели процесса обработки.

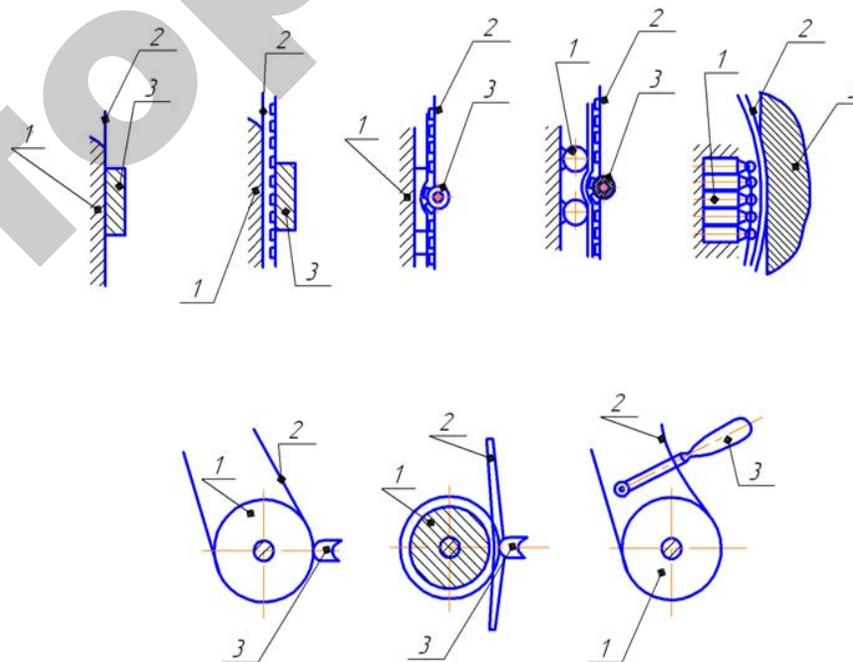


Рис. 1.10. Схемы полирования абразивными лентами поверхностей заготовок:  
1 – прижим; 2 – абразивная лента; 3 – обрабатываемая заготовка

Близкой к полированию абразивными лентами является обработка деталей профильными **алмазными брусками на эластичной связке**, упруго прижатыми к поверхности вращающейся детали. Алмазные зерна, закрепленные в эластичной связке, в процессе резания подвижны, что позволяет создавать плотный режущий контур, подобный

тому, который образуется при полировании лентой. Шероховатость поверхности после обработки закаленных сталей составляет по параметру  $R_a = 0,08 \dots 0,16$  мкм при исходной величине  $R_a = 0,63 \dots 1,25$  мкм. Несмотря на эффективность съема металла при резании, данный способ обработки пока находит ограниченное применение в промышленности. Это связано с высокой стоимостью брусков, износом и засаливанием их в процессе обработки, а также сложностью восстановления их режущих свойств.

Одним из перспективных методов, позволяющих решать проблему финишной обработки поверхностей сложной формы, является способ **магнитно-абразивной обработки**. При MAO в качестве инструмента используется ферроабразивный порошок (ФАП), который находится в рабочем зазоре в подвижно-связанном состоянии. При абразивной обработке подвижно-скоординированным зерном роль связующего элемента выполняет энергия электромагнита [12], обладающая упругими силами воздействия на абразивные частицы порошка. Если частицы механической связки дискретны, то электромагнитное поле непрерывно распределено в пространстве рабочего зазора и может изменять свои параметры (напряженность, магнитную индукцию и др.). Способность электромагнитного поля интерферировать, то есть, взаимодействуя, усиливать или ослаблять сцепление частиц абразивного порошка между собой, а также изменять их давление на обрабатываемую поверхность, создает возможность объединения в одном рабочем цикле черновой, чистовой и финишной операций. При закреплении абразивных частиц в механической связке интерференции не наблюдается и изменение давления абразивного инструмента на обрабатываемую поверхность осуществляется дискретно механизмами станка.

На основании результатов теоретических и экспериментальных исследований в промышленности реализован ряд технологических процессов MAO различных изделий (табл. 1.1).

Таблица 1.1

Области применения MAO

Операция	Обрабатываемый материал
Удаление заусенцев	Ферромагнитные и немагнитные материалы
Округление острых кромок	Ферромагнитные и немагнитные материалы

Операция	Обрабатываемый материал
Полирование режущей части инструмента	Инструментальные стали и твердые сплавы
Удаление окалины и проката	Ферромагнитные и немагнитные материалы
Очистка печатных плат от окалины	Фольгированные диэлектрики
Получение рельефного изображения; обработка отверстий	Хрупкие немагнитные материалы
Упрочнение поверхностей	Немагнитные материалы

Способ MAO прост в осуществлении, экологически чист, обеспечивает высокое качество обработанных поверхностей деталей и существенное повышение их сопротивляемости износу, коррозии и механическим нагрузкам, обладает высокой производительностью и успешно заменяет некоторые виды электрохимической и механической обработки.

## 1.4. Магнитно-абразивная обработка поверхностей деталей

### 1.4.1. Особенности способа магнитно-абразивной обработки

Магнитно-абразивная обработка осуществляется при движении относительно друг друга заготовки и абразивных частиц в магнитном поле (ГОСТ 23505–79). Впервые метод магнитно-абразивной обработки был предложен в 1938 году Н. И. Каргаловым, который получил авторское свидетельство на способ полирования деталей машин с использованием энергии магнитного поля [13].

Сущность и особенности способа MAO рассмотрим на примере обработки наружных цилиндрических поверхностей, получившей наиболее широкое практическое применение [12] (рис. 1.11).

Обрабатываемая деталь 4 помещается с зазором  $\delta$  между полюсными наконечниками 2, установленными на электромагнитной системе 1. Зазоры заполняются ФАП 3. Частицы порошка под

действием энергии магнитного поля, создаваемого катушками 2, удерживаются в зазоре и, ориентируясь наибольшей осью по направлению магнитных силовых линий, создают ферроабразивную щетку, которая прижимается к обрабатываемой поверхности 4. Детали сообщаются вращательное и возвратно-поступательное осциллирующее движения, что обеспечивает перемещение обрабатываемой поверхности относительно абразивного порошка и ее абразивную обработку.

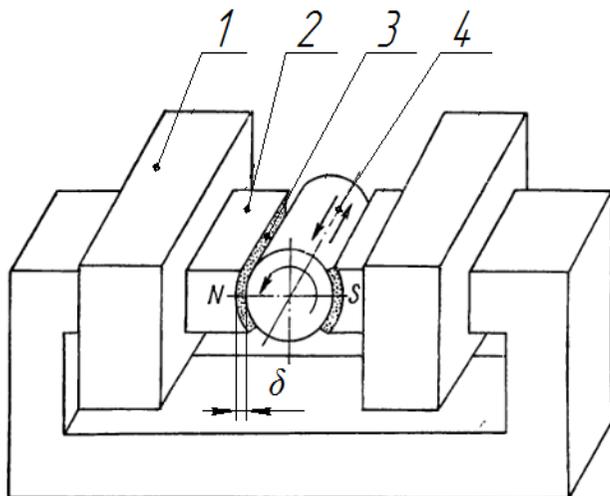


Рис. 1.11. Схема МАО наружных цилиндрических поверхностей:  
1 – электромагнитная система; 2 – полюсные наконечники;  
3 – ФАП; 4 – обрабатываемая деталь

Для предотвращения засаливания ферроабразивной щетки в рабочие зазоры подается смазочно-охлаждающие технологические средства. Поскольку каждая частица ФАП ориентируется по направлению магнитных силовых линий, то к обрабатываемой поверхности обращены наиболее острые режущие кромки. В процессе обработки режущие кромки притупляются, прежняя наибольшая ось элемента уменьшается. Появляются две новые наиболее удаленные точки, которые являются геометрическим местом новой наибольшей оси зерна. Происходит переориентация ферромагнитного элемента таким образом, что его новая наибольшая ось

совпадает с направлением магнитных силовых линий, в результате чего обработка поверхности детали производится всегда острыми кромками. Данная особенность известна как процесс ориентированного абразивного резания.

Особенностями способа МАО являются:

- непрерывный контакт абразива с поверхностью изделия, что снижает циклические нагрузки на технологическую систему и способствует повышению точности геометрических размеров и формы обрабатываемой поверхности;
- отсутствие жесткого крепления абразивного зерна в связке, что обеспечивает самопроизвольное нивелирование режущего инструмента относительно топографии (макрорельефа) обрабатываемой поверхности, устраняет вероятность появления в зоне резания критических давлений и температур, увеличивает стойкость зерна и обеспечивает стабильность физико-механических показателей качества поверхностного слоя детали;
- возможность управления жесткостью абразивного инструмента в осевом и продольном направлениях путем плавного регулирования величины тока в катушках электромагнита, что позволяет управлять величиной съема металла с обрабатываемой поверхности изделия;
- возможность совмещения черновой, чистовой и финишной обработки без смены технологических баз и переустановки детали;
- отсутствие трения связки о поверхность изделия, что обеспечивает абразивную обработку поверхности в условиях низких температур;
- возможность осуществлять как размерную, так и безразмерную обработку, обеспечивающую за 10...120 с съем металла 0,002...0,5 мм на диаметр.

Указанные особенности МАО обуславливают целесообразность применения способа для обработки сложнопрофильных поверхностей по следующим соображениям:

- отсутствие необходимости в изготовлении профилирующего абразивного инструмента, копирующего профиль обрабатываемых поверхностей, а также его периодической правки, что в 2...3 раза снижает затраты на инструмент;
- возможность полной автоматизации (механизации) операций обработки сложнопрофильных изделий, что позволяет повысить производительность труда в 3...5 раз по сравнению с существующими методами поштучной абразивной обработки.

Сравнительный анализ различных способов отделочной абразивной обработки поверхностей (табл. 1.2 и 1.3) показывает, что MAO по сравнению с другими способами обработки поверхностей обеспечивает положительный эффект, заключающийся в следующем:

– исключается шаржирование обработанной поверхности зернами абразивного материала, обеспечивается высокая точность (до 6-го качества);

Таблица 1.2

Значения параметров шероховатости поверхности при различных способах обработки

Вид обработки	Параметры шероховатости			
	$R_a$ , мкм	$S_m$ , мм	$S$ , мм	$t_{20}$ , %
1	2	3	4	5
Шлифование:				
– предварительное	1,6...3,2	0,25...0,1	0,1...0,8	10
– чистовое	0,32...1,60	0,063...0,25	0,032...0,16	10
– тонкое	0,08...0,32	0,008...0,025	0,003...0,016	10
Хонингование:				
– предварительное	1,25...3,2	0,063...0,25	0,085...0,16	10
– чистовое	0,25...1,25	0,02...0,1	0,008...0,08	10
– тонкое	0,04...0,25	0,006...0,2	0,003...0,16	10
Притирка (доводка)	0,02...0,16	0,005...0,04	0,002...0,02	10...15
MAO	0,02...0,16	0,08...1,25	0,03...0,16	10...30

Таблица 1.3

Характеристики некоторых технологических параметров при различных видах отделочной обработки

Вид обработки	Давление на инструмент (давление порошка), МПа	Температура в зоне обработки, К	Припуск на обработку, мм
Шлифование	1,2...12	970...1270	0,05...0,18
Хонингование	0,2...1,5	370...420	0,005...0,15
Притирка	0,05...0,2	300...400	< 0,03
MAO	0,4...2,0	320...350	не требуется

– ускоряется процесс обработки;  
– уменьшается стоимость обработки ввиду того, что ФАП во много раз дешевле корундовых и алмазных инструментов. Технологическая

оснастка для обработки сложнопрофильных деталей имеет небольшую стоимость. Она изготавливается из дешевых сортов стали и ее функция состоит в удерживании зерна ФАП в рабочем зазоре, но сама поверхность оснастки в контакт с обрабатываемой поверхностью не вступает, в результате чего значительно увеличивается время ее эксплуатации.

Установлено [14], что характеристики поверхностного слоя деталей после MAO, такие как количество остаточного аустенита, напряжения I и II рода, блоки когерентного рассеяния, имеют предпочтительные значения, чем после шлифования и хонингования.

### 1.4.2. Механизм стружкообразования при MAO

При финишных методах обработки существенную роль в достижении конечных результатов играют характеристики материала инструмента, поскольку он непосредственно контактирует с обрабатываемой поверхностью и формирует ее свойства. При MAO роль режущего инструмента важна вдвойне, поскольку микрогеометрия частиц ФАП определяет режущую способность зерна, а его ферромагнитные свойства в значительной мере определяют нормальные силы воздействия на обрабатываемую поверхность [15].

$$\bar{F}_H = \frac{1}{\mu_0} V \cdot B \cdot \Delta \bar{B}, \quad (1.1)$$

где  $\bar{F}_H$  – сила, с которой абразивное зерно воздействует на обрабатываемую поверхность;

$\mu_0$  – магнитная постоянная, равная 1,256 мкГ/м;

$V$  – объем ферромагнитной частицы;

$B$  – величина магнитной индукции в частице;

$\Delta \bar{B}$  – градиент (удельное приращение) магнитной индукции.

Величина  $\bar{F}_H$  зависит от размеров и формы зерен, а также от их положения в рабочей зоне и при обработке ферроабразивными частицами размером 1,0...1,2 мм составляет 3...10 Н. При этом глубина

резания абразивных частиц в процессе МАО соизмерима с глубиной впадин по 10...12-му показателю шероховатости [16]. При шлифовании единственным зерном электрокорунда нормального класса зернистости 80...125 мкм и глубине шлифования класса зернистости 10...40 мкм сила, действующая на зерно, находится в пределах 2,75...11,8 Н [17].

Применяемый при МАО ФАП представляет собой конгломерат, состоящий из микрообъемов сплава на основе ферромагнитного материала (железа) и абразивных частиц, имеющих осколочную форму частиц, радиус скругления вершин в пределах 6...12 мкм. Процесс снятия стружки определяется микрогеометрическими характеристиками поверхности абразивных частиц. Большой интерес представляет применение аморфных магнитных порошков [18], так как они обладают высокими магнитными характеристиками ( $B_s = 1,0...1,5$  Тл,  $\mu_{\text{мар}} = 10^3$ ,  $\mu_{\text{max}} = 10^5$ ), повышенной механической твердостью ( $8 \cdot 10^3$  МПа) и стойкостью к воздействию различных агрессивных сред, таких как вода, водные растворы кислот, СОТС и др.

Таким образом, на механизм процесса абразивной обработки в магнитном поле можно влиять изменением величины магнитного потока в рабочей зоне, сочетанием технологических режимов, выбором ферроабразивного материала, конфигурацией полюсных накопечников и др.

Исследование процесса резания абразивным зерном в составе ФАП и закономерностей образования микрорельефа формируемой поверхности позволит раскрыть сущность абразивного воздействия и установить оптимальные технологические режимы процесса обработки.

В работах Н. И. Богомолова и Е. Н. Маслова показано, что в любом виде абразивной обработки совокупность абразивных зерен осуществляет абразивное воздействие на обрабатываемую поверхность. Единичное абразивное зерно в зависимости от материала абразива и его зернистости имеет определенные геометрические размеры, радиус округления  $\rho$  и угол между гранями, образующими вершину зерна  $\beta$  (рис. 1.12). Внедрение вершины абразивного зерна в поверхностный слой обрабатываемой детали зависит от приложенной к зерну нагрузки, величины радиуса округления вершины и физико-механических свойств материала детали. Удаление металла с обрабатываемой поверхности при абразивной обработке происходит за счет резания единичным абразивным зерном (микрорезание или царапание абразивными зернами).

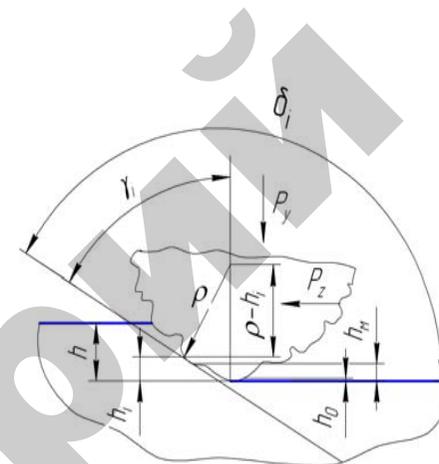


Рис. 1.12. Схема резания единичным абразивным зерном

Наличие радиуса округления у вершин абразивного зерна приводит к тому, что передний угол при резании имеет отрицательное значение. Величина его определяется из выражения:

$$\gamma_i = \arcsin \frac{\rho - h_i}{\rho}, \quad (1.2)$$

где  $h_i$  – толщина снимаемого слоя металла в точке  $i$  линии контактирования зерна с обрабатываемой поверхностью;

$\rho$  – радиус округления вершины абразивного зерна.

Значение угла резания  $\delta$  в этом случае:

$$\delta_i = \frac{\pi}{2} + \arcsin \frac{\rho - h_i}{\rho}. \quad (1.3)$$

Величины углов  $\gamma_i$  и  $\delta_i$  имеют большое значение в процессе резания. Значения данных углов зависят от глубины  $h$  внедрения абразивного зерна в металл и радиуса округления вершин  $\rho$ . При малых значениях  $h$  величины этих углов становятся настолько большими, что делают практически невозможным процесс резания, т. е. удаления металла. При этом происходит только смятие металла или его пластическое деформирование. При незначительных величинах  $h$  может иметь место только процесс упругого деформирования поверхностного слоя металла.

С увеличением глубины внедрения вершины абразивного зерна в поверхностный слой обрабатываемой детали происходит увеличение объема металла, подвергаемого пластическому деформированию, как впереди абразивного зерна, так и по его бокам ниже линии среза. При определенном критическом значении глубины внедрения перемещение абразивного зерна сопровождается снятием стружки. Из этого следует, что в зависимости от фактического отношения глубины внедрения абразивного зерна в материал к радиусу округления вершины зерна абразивное воздействие на обрабатываемую поверхность может производиться в виде упругого, пластического деформирования и микрорезания. При этом одно и то же абразивное зерно в зависимости от величины внедрения в материал может оказывать упругое или пластическое деформирование либо производить микрорезание.

Физико-механические свойства металла обрабатываемой детали имеют большое значение в процессе стружкообразования при абразивной обработке. Установлено, что при одних и тех же условиях микрорезания единичным абразивным зерном с повышением пластичности металла увеличивается количество металла, пластически оттесняемого по краям царапин, и уменьшается доля металла, который удаляется в форме стружки. Это приводит к ухудшению обрабатываемости деталей. В более прочных и хрупких материалах, наоборот, доля пластически вытесняемого металла уменьшается, а удаляемого в виде микростружки возрастает. Количественная оценка этого явления производится с помощью коэффициента стружкообразования:

$$K_c = \frac{V_c}{V_{ц}}, \quad (1.4)$$

где  $V_c$  – объем металла, удаленного в виде микростружки;

$V_{ц}$  – теоретический объем царапины.

При  $K_c = 0$  имеет место только пластическое деформирование металла. С увеличением значения  $K_c$  сьем металла возрастает. С учетом того, что практически при любом процессе абразивной обработки наряду со снятием металла в форме стружки происходит и пластическая деформация, значение коэффициента стружкообразования будет всегда меньше единицы.

Поверхность вершин зерен представляет собой совокупность непрерывно чередующихся выступов (рис. 1.13), которые играют

определенную роль в процессе резания. Исследованиями Н. И. Богомолова было подтверждено, что абсолютное значение силы  $P_z$ , а следовательно, и условное напряжение микрорезания определяются физико-механическими свойствами абразива и обрабатываемого материала. В связи с этим можно сделать вывод, что при любом виде абразивного воздействия на поверхность обрабатываемой детали большую роль играет сила трения ( $F_{тр}$ ). Если удельный вес работы трения при активном микрорезании составляет 80 %, то при шлифовании связанным абразивом из-за разновысотности зерен, значительная часть которых оказывает только упругое и пластическое деформирование, работа трения будет еще больше. Если учесть еще трение связки о поверхность обрабатываемой детали и адгезионное налипание металла на абразивные зерна, то удельный вес работы трения при обработке связанным абразивом, по данным [19], достигает 95...98 %.

Весьма важным при изучении процесса МАО является установление закономерностей явлений, происходящих в зоне контакта зерна ФАП с поверхностью обрабатываемой детали. Результаты исследований позволят решить задачи, связанные с повышением производительности и качества обработки.

При снятии стружки с поверхности обрабатываемой детали затрачивается работа на деформацию и отделение стружки, и на деформацию металла, прилегающего к царапине. Эффективность работы по диспергированию металла оценивают коэффициентом стружкообразования.

При магнитно-абразивной обработке имеет место сложный процесс абразивного воздействия, при котором сьем металла происходит за счет срезания микростружек выступами абразивных частиц при глубине внедрения  $h \leq 0,5$  мкм. В связи с этим определение коэффициента стружкообразования прямым методом затруднено, поэтому чаще используют коэффициент навалов:

$$\epsilon_n = \frac{\Delta S_1 + \Delta S_2}{S}, \quad (1.5)$$

где  $\Delta S_1$  и  $\Delta S_2$  – площади поперечного сечения правого и левого навалов соответственно;

$S$  – площадь поперечного сечения единичной царапины (рис. 1.13).

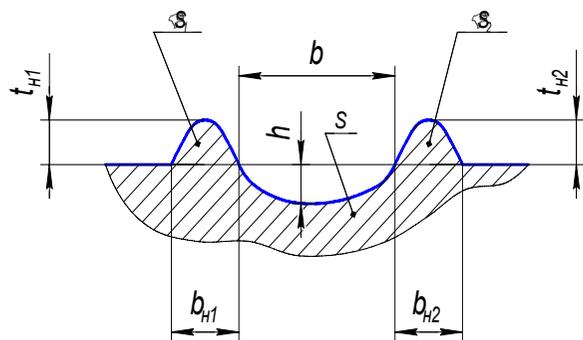


Рис. 1.13. Поперечное сечение цапины выступом микрорельефа поверхности единичного ферроабразивного зерна

Рассмотренные коэффициенты стружкообразования и коэффициент навалов характеризуют интенсивность пластической деформации. Для определения коэффициентов стружкообразования и навалов были проведены экспериментальные исследования. Установка с программно-аппаратным комплексом, на базе трибометра ПД-1, была приспособлена для нанесения цапин ферроабразивными зернами порошка  $Fe-TiC$ , МАП АСМ зернистостью 400/100 на поверхность диска из исследуемого металла (рис. 1.14). В процессе работы на трибометрической установке с помощью датчиков производятся измерения радиальной и тангенциальной составляющих силы резания. С использованием специальной платы аналого-цифрового преобразователя производится передача в компьютер информации, поступающей от датчиков.

Внешний вид установки представлен на рис. 1.14.

Ферроабразивное зерно закрепляется в инденторе (рис. 1.15). Для создания нормальной постоянной нагрузки на образцы используется рычажный механизм с пружинным демпфером. Нагрузка задается установкой соответствующих калибровочных грузов.

В процессе испытаний была применена схема контактирования «неподвижный индентор – вращающийся диск». Диски изготавливали из сплава алюминия Д16, стали 45, стали 30ХГСА и твердого сплава ВК8. Для контроля усилия на держателе верхнего образца устанавливался датчик «FSL05N2C». Датчик предназначен для измерения прикладываемого усилия к зерну. Датчики имеют пьезорезистивный полупроводниковый чувствительный элемент, изменение сопротивления которого прямо пропорционально прилагаемому усилию.

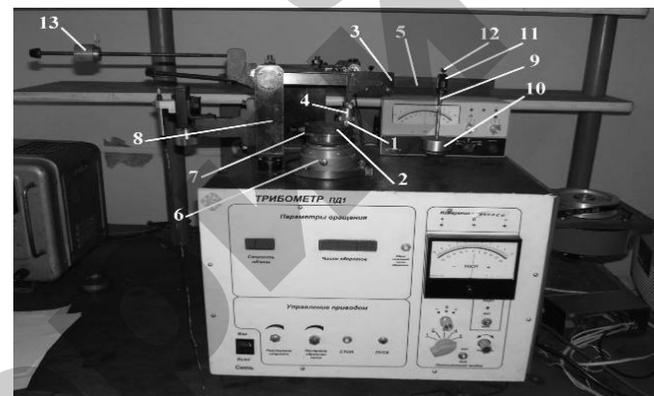


Рис. 1.14. Установка для нанесения цапин при микрорезании единичным ферроабразивным зерном: 1 – держатель верхнего образца; 2 – держатель нижнего образца; 3 – каретка; 4 – гайка; 5 – траверса; 6 – корпус; 7 – опорный цилиндр; 8 – поворотная стойка; 9 – демпфер; 10 – чашка; 11 – грузовая каретка; 12 – винт; 13 – противовес



Рис. 1.15. Инденторы

Поверхности образцов предварительно полировали до шероховатости по параметру  $R_a < 0,05$  мкм для последующего качественного измерения глубины цапины и высоты навалов. В процессе исследований применяли нагрузки, действующие на ФАП в процессе МАО, выбранные на основании исследований, проведенных Ф. Ю. Сакулевичем, В. И. Ждановичем, Ю. С. Коцура и др. [12, 20, 21]. Был определен диапазон сил, с которыми зерно ФАП действует на поверхность обрабатываемой детали при МАО  $(0,5 \dots 16) \times 10^{-3}$  Н. При этом определяли размеры:  $b$  – ширина и  $h$  – максимальная глубина цапины,  $b_{H1}$  и  $b_{H2}$ ,  $t_{H1}$  и  $t_{H2}$  – соответственно ширина и высота правого и левого навалов. Определение площадей навалов, а также площади цапины производили на основании измерения их размеров. Измерения проводились с использованием микроскопа «Метам ЛВ 32» (рис. 1.16).

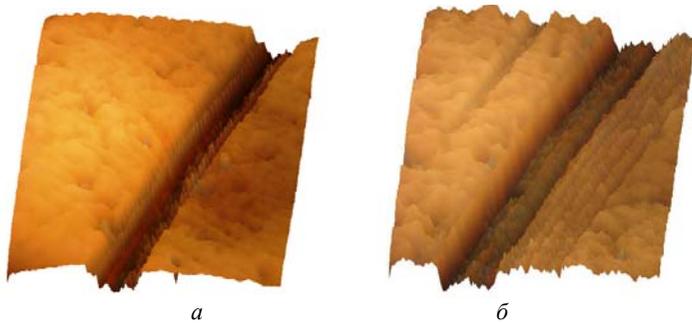


Рис. 1.16. 3D модели царапин поверхности:  
а – твердого сплава ВК8; б – стали 30ХГСА

Царапание производили последовательно десятью ферро-абразивными частицами. С учетом того, что положение зерна в инденторе является случайным, а параметры царапин для десяти ферро-абразивных частиц отличаются незначительно, можно считать, что результаты имеют достаточную статистическую достоверность. Параметры царапины определяли в трех сечениях по ее длине. Результаты измерения царапин позволили получить зависимости ширины царапин, средней высоты навалов  $t_{\text{нр}}$ , глубины царапания и коэффициента навалов  $\varepsilon_{\text{н}}$  от материала образца и радиальной нагрузки  $P_y$  (рис. 1.17...1.20).

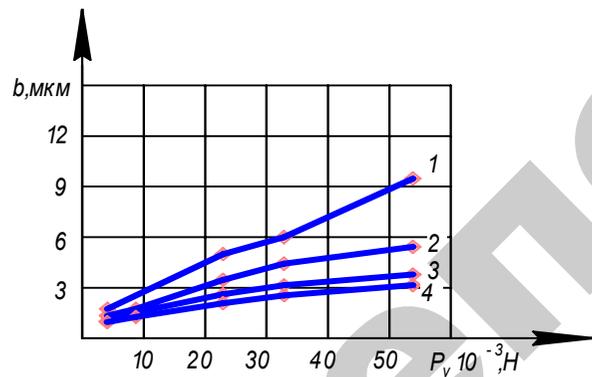


Рис. 1.17. Зависимости ширины царапины от нагрузки на единичное ферроабразивное зерно: 1 – сплав алюминия Д16; 2 – сталь 45; 3 – сталь 30ХГСА; 4 – твердый сплав ВК8

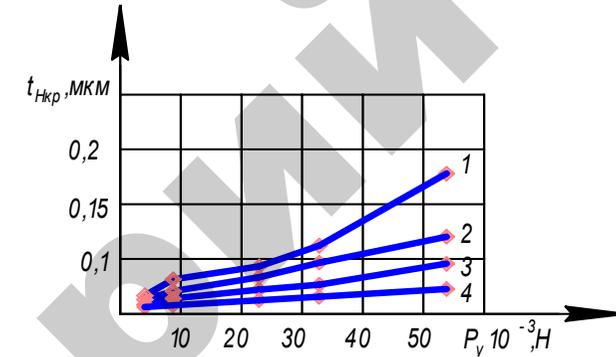


Рис. 1.18. Зависимости средней высоты навалов от нагрузки на единичное ферроабразивное зерно: 1 – сплав алюминия Д16; 2 – сталь 45; 3 – сталь 30ХГСА; 4 – твердый сплав ВК8

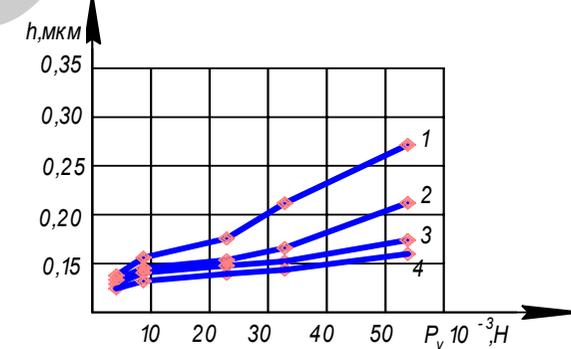


Рис. 1.19. Зависимости глубины царапины от нагрузки на единичное ферроабразивное зерно: 1 – сплав алюминия Д16; 2 – сталь 45; 3 – сталь 30ХГСА; 4 – твердый сплав ВК8

В результате проведенных исследований установлено, что процесс удаления металла выступами микрорельефа поверхности зерен имеет место практически при любой глубине микрорезания, исчисляемой десятками и сотыми долями микрометра. Весьма плотное расположение активных (режущих) зерен на обрабатываемой поверхности обеспечивает получение ровного режущего контура. Под воздействием комплекса сил, воздействующих на ФАП, глубина царапин, образуемых выступами микрорельефа зерен при обработке, не превышает 0,5 мкм, что позволяет получать

обработанную поверхность с требуемыми параметрами шероховатости. Глубина царапин и площадей навалов зависит от твердости материала, на который наносят царапины, и от величины нагрузки на зерно. При этом с уменьшением глубины царапины коэффициент стружкообразования повышается. Значение коэффициента  $K_c$  больше при царапании поверхности образца из более твердого материала.

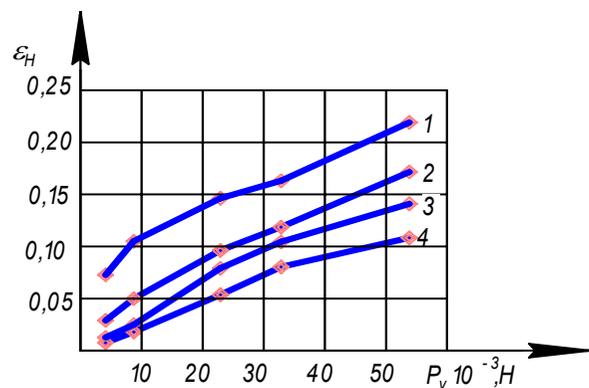


Рис. 1.20. Зависимости коэффициента навалов при микрорезании от нагрузки на единичное ферроабразивное зерно: 1 – сплав алюминия Д16; 2 – сталь 45; 3 – сталь 30ХГСА; 4 – твердый сплав ВК8

Исследования на микроскопах «Micro 2000», «Метам ЛВ 32» показали, что высота навалов меньше, чем глубина царапин, т. е. основная часть металла (60...70 %), вытесняемого ферроабразивным зерном, переходит в микростружку [22].

### 1.4.3. Разновидности способов магнитно-абразивной обработки

Разработанные способы МАО можно классифицировать по форме обрабатываемой поверхности [23]: обработка наружных и внутренних цилиндрических поверхностей, плоскостей, кромок, поверхностей вращения с криволинейной образующей, сферических поверхностей (рис. 1.21).

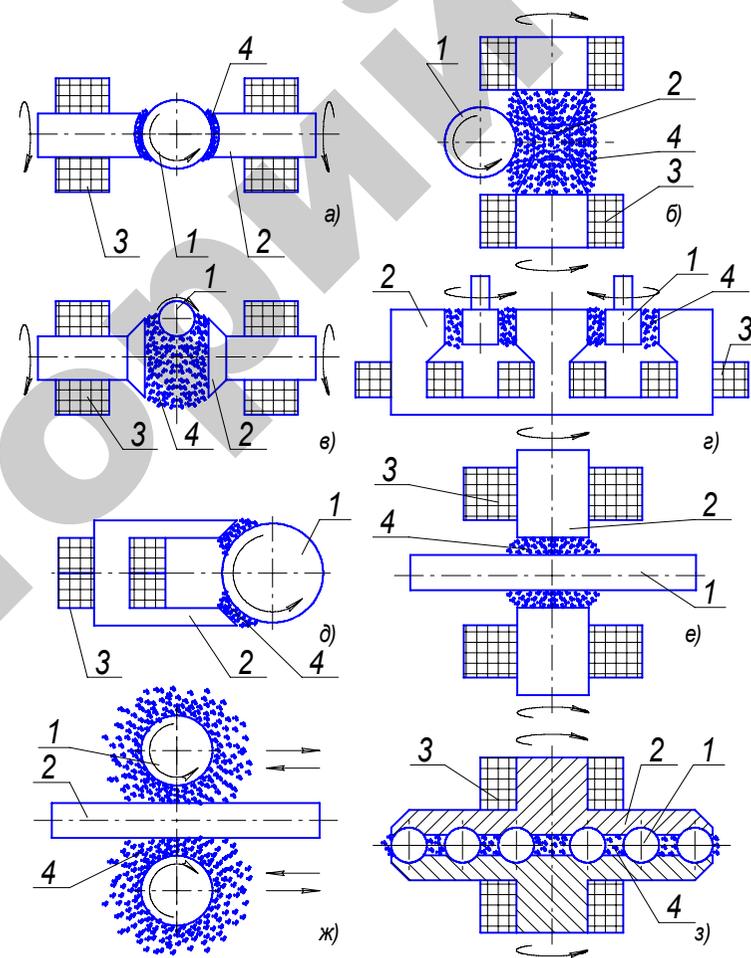


Рис. 1.21. Схема МАО: а, б – валов; в – прутков и труб; г – цилиндрических и стержневых деталей; е, ж – листов и лент; з – сферических поверхностей

Обрабатываемая деталь 1 располагается между полюсными наконечниками 2 электромагнитов 3. В зазор между обрабатываемой поверхностью и полюсными наконечниками подается ФАП 4, формируемый в эластичный инструмент силами магнитного поля. Съем металла происходит за счет наличия относительных перемещений детали и инструмента (вращательных, поступательных

и осциллирующих). В схемах (рис. 1.21, *a, z, d, e*) отражено выполнение двух движений формообразования: главного движения резания детали и движения продольной подачи детали (инструмента), которые определяются величинами скорости резания и продольной подачи. В схеме (рис. 1.21, *б, в, ж, з*) осуществляется выполнение трех движений формообразования, при этом главное движение резания совершает инструмент. Обработку по схеме (рис. 1.21, *z*) выполняют с осциллирующим движением детали.

Эффективная работа схем МАО зависит от того, как силы магнитного поля смогут удерживать рабочую среду в виде ФАП и СОТС в зоне резания и насколько будут соответствовать условиям процесса их плотность и характеристики [24].

#### 1.4.4. Магнитно-абразивная обработка различных материалов

Промышленное применение способ получил, начиная с 70-х годов прошлого века, благодаря разработкам, выполненным в ФТИ НАН Беларуси под руководством Е. Г. Коновалова. В разработку технологических процессов МАО внесли существенный вклад работы П. И. Ящерицына, Ф. Ю. Сакулевича, Н. Я. Скворчевского, Г. С. Шулева, Л. К. Минина, Н. С. Хомича, В. И. Ждановича, В. С. Майбороды, Ю. М. Барона, Э. Н. Кудиновой и др. [12, 16, 20, 23, 25, 26, 27, 28, 29].

Проведенные исследования посвящены в основном определению принципиальной возможности и разработке технологических основ МАО различных материалов, используемых для изготовления деталей, к качеству поверхностей которых предъявляются повышенные требования.

МАО за время порядка 60...100 с позволяет сформировать поверхность детали, микрорельеф которой не имеет следов предшествующей обработки. Высокая пластичность и вязкость сплавов затрудняют достижение полированием высокого класса шероховатости поверхности образцов. Этим объясняются малые значения шероховатости по параметру  $R_a$  у материалов, обладающих повышенной хрупкостью и относительно высокой магнитной проницаемостью.

На качество формируемой в процессе МАО поверхности оказывают влияние, в основном, следующие факторы: магнитная индукция

в рабочем зазоре, величина рабочего зазора, скорость вращения изделия, время обработки, зернистость ФАП, физико-химические свойства порошка.

Исследованию напряженного состояния и микроструктуры поверхностного слоя закаленных сталей после МАО посвящены работы Ю. М. Барона. Установлено [25], что при обработке наружных цилиндрических поверхностей образцов из закаленной стали У10А в поверхностном слое появляются тангенциальные остаточные напряжения сжатия, которые распространяются на глубину 2...4 мкм. С увеличением магнитной индукции от 0,6 до 1,4 Тл напряжения сжатия повышаются от 750 до 1400 МПа, а на глубине 0,5 мкм они могут достигать значений 1400...1600 МПа. Однако с дальнейшим увеличением индукции значения напряжений сжатия в поверхностном слое уменьшаются. Увеличение скорости резания приводит к увеличению напряжений сжатия. Данное явление автор [25] объясняет тем, что при больших скоростях резания пластическая деформация обрабатываемой поверхности не успевает произойти в большом объеме и распространяется на меньшую глубину.

В работе [30], также установлено, что после МАО образцов из стали с 60...62 HRC в поверхностном слое возникают напряжения сжатия. По мнению автора [30] это свидетельствует о том, что основной причиной их возникновения является пластическая деформация обрабатываемой поверхности заготовки. Отмечается, что наибольшее влияние на уровень остаточных напряжений сжатия оказывают магнитная индукция и зернистость порошка. Так, повышение магнитной индукции от 0,4 до 1,25 Тл вызывает увеличение микронапряжений от 0,02 до 0,92 ГПа. Дальнейшее увеличение индукции приводит к снижению последних.

Одновременно с возникновением напряжений сжатия в поверхностном слое детали, независимо от режима обработки, наблюдается увеличение микротвердости. Последнее свидетельствует о наличии тонкого упрочненного слоя, являющегося, по-видимому, результатом пластической деформации.

Увеличение твердости поверхностного слоя после МАО отмечали также и другие авторы. Г. С. Шулев при полировании закаленной стали ХВГ впервые зафиксировал это явление и объяснил его измельчением мартенситной структуры металла, частичным распадом мартенсита и обогащением в связи с этим поверхностного слоя карбидами [31].

Исследования тонкой кристаллической структуры поверхностного слоя заготовки после МАО проводились в работах [32, 33, 34]. Авторами работы [34] отмечается, что наибольшее влияние на остаточные напряжения II – рода и дисперсность блоков когерентного рассеивания оказывают также характеристики процесса: магнитная индукция в рабочем зазоре, а также зернистость применяемого порошка, значительно в меньшей степени влияет время обработки. По мере увеличения магнитной индукции и зернистости порошка происходит рост микронапряжений и дисперсности блоков мозаики, затем наблюдается замедление в интенсивности их увеличения. При магнитной индукции более 1,3 Тл и зернистости более 200 мкм микронапряжения и дисперсность блоков когерентного рассеивания понижаются. С увеличением времени обработки напряжения II рода увеличиваются, что свидетельствует об упрочении поверхностного слоя.

Эффективность магнитно-абразивной обработки зависит от магнитной проницаемости обрабатываемого материала. Чем выше величина магнитной проницаемости материала обрабатываемой детали  $\mu$ , тем интенсивнее процесс резания при МАО. В качестве показателя обрабатываемости материалов методом МАО принят показатель  $R_a$ , характеризующий шероховатость формируемой поверхности. Данный показатель тем выше (величина  $R_a$  меньше), чем более хрупким является полируемый материал и чем выше его магнитная проницаемость.

Выполненные исследования качества поверхностного слоя были проведены на изделиях из различных материалов. Исследования по влиянию МАО на качество поверхностного слоя сложнопрофильных изделий к настоящему времени имеют крайне ограниченный характер. Проведенный анализ и полученные данные по обработке сложнопрофильных изделий, часто состоящих из материалов с различными физико-механическими и магнитными свойствами, позволяют сделать вывод, что финишная обработка данного класса деталей не может быть выполнена известными методами и носит проблемный характер.

В работах [35] установлено определяющее влияние структуры и химического состава материалов на их обрабатываемость. Другие авторы [36] связывают этот показатель с твердостью сплавов и их микроструктурой. Обнаружено также [37] наличие тесной связи между обрабатываемостью и жаропрочностью сталей.

Представляет интерес рассмотрение принципиальной возможности МАО различных материалов, применяемых при изготовлении

деталей, к качеству поверхностей которых предъявляются повышенные требования. Важным с точки зрения более широкого распространения процесса МАО является установление области применения данного метода для обработки различных материалов.

К тому же следует принимать во внимание отличительную особенность способа МАО – использование энергии магнитного поля при формировании поверхности изделий. В связи с этим логично предположить зависимость конечного результата обработки и от магнитных характеристик обрабатываемого материала (табл. 1.4) [37, 38, 39].

Таблица 1.4

Показатели обрабатываемости материалов

Обрабатываемый материал	Показатели обрабатываемости		Механические характеристики			Магнитная проницаемость $\mu^* 10^5$ , Гн/м
	$\Delta\sigma$ , мг/(см <sup>2</sup> ·мин)	$R_a$ , мкм	Предел прочности при растяжении $\sigma_b$ , МПа	Отн. удлинение при растяжении $\delta_b$ , %	Твердость НВ	
Сталь 10	40	0,38	3400	31	137	5,292
Сталь 45	30	0,075	6100	16	197	4,912
Сталь 40X	29	0,11	10000	10	207	4,914
Сталь У8А	27	0,06	8000	–	187	4,850
Сталь 4X13	22,5	0,125	5200	20	229	2,262
Латунь Л159-1	20	0,19	3000	35	90	0,126
Сталь Х18Н10Т	10	0,22	5200	40	197	0,126
Титановый сплав ОТ4	7,5	0,45	8000	30	60	0,126

Полученные результаты можно объяснить так: чем выше магнитная проницаемость обрабатываемого образца, тем больше величина магнитного потока в зазоре и тем интенсивнее процесс резания при МАО.

Важным является определение основных закономерностей одно-временной обработки деталей из различных материалов с различными физико-механическими свойствами. Г. М. Вайнер в работе [40] приводит результаты исследований воздействия магнитно-абразивной обработки на физико-механические и эксплуатационные

свойства поверхностного слоя стали ЭИ-961, титановых сплавов ВТЗ-1, ВТ-9. Результаты экспериментальных исследований показали, что магнитно-абразивная обработка является эффективным способом отделочной обработки хромистой коррозионно-стойкой стали ЭИ-961 и титановых сплавов ВТЗ-1, ВТ-9, существенно снижающим шероховатость поверхности. Установлено также отсутствие прижогов и возникновение незначительного наклепа, то есть остаточных напряжения сжатия.

В работе [32] показано, что введение в технологию производства твердосплавных пластин MAO в качестве финишной обработки позволяет повысить их эксплуатационные свойства. Достигается это снижением шероховатости рабочих элементов и увеличением радиуса округлений лезвий до оптимального радиуса (для твердосплавных пластин). Кроме повышения производительности процесса резания, округление лезвия приводит к повышению времени работы инструмента до разрушения и уменьшению интенсивности отказов, связанных с поломками. Снижение вероятности разрушения инструмента в этом случае объясняется уменьшением уровня и концентрации напряжений, интенсивности вибраций, более ровным лезвием инструмента. Положительный эффект от MAO во многом достигается в результате устранения различных поверхностных дефектов, которые имеет материал обрабатываемой детали, а также упрочнения поверхностной пластической деформацией, вследствие чего уменьшается число скалываний и микровыкрашиваний режущей кромки в процессе эксплуатации. Упрочнение подавляет рост и развитие микродефектов, способствующих зарождению усталостных микротрещин. Продолжительность операции удаления поверхностного слоя обрабатываемой детали зависит от ее обрабатываемости, абразивных свойств инструмента и режима обработки.

В работе [33], в качестве объектов исследований были выбраны стали и чугуны различных классов, используемые для изготовления ответственных деталей машин. По экспериментальным данным были построены кривые намагничивания для исследуемых сталей и чугуна (рис. 1.22). Лучшими магнитными свойствами обладает сталь ШХ15, худшими чугун СЧ 21. Такой характер распределения кривых намагничивания может быть объяснен разной величиной магнитной проницаемости для рассматриваемых материалов. Лучшие результаты при MAO стальных деталей были получены при значениях магнитной индукции  $B = 1,2$  Тл.

MAO проводилась для всех исследуемых материалов при следующих режимах:  $B = 1,2$  Тл;  $V_{рез} = 16$  м/мин;  $A = 2$  мм;  $\delta = 1$  мм; порошок  $TiC-Fe$  зернистостью 250/315.

На рис. 1.23 показаны зависимости величины съема от времени обработки  $t$  для исследуемых материалов.

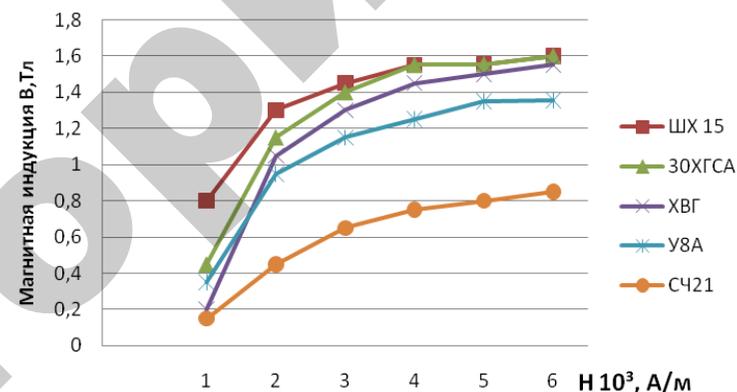


Рис. 1.22. Зависимость магнитной индукции от величины намагниченности ферромагнитных материалов

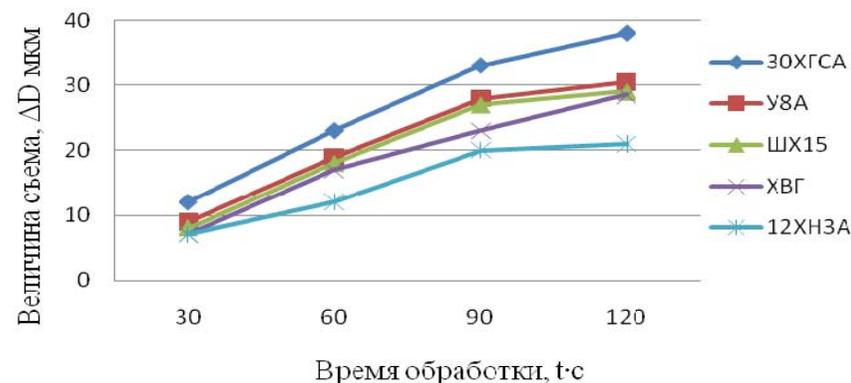


Рис. 1.23. Влияние времени обработки на величину съема  $\Delta D$  (мкм)

Эти зависимости имеют нелинейный характер. Основной съем металла происходит за первые 90 с, что составляет до 75 % общего съема за 120 с. Наибольшую величину съема  $\Delta D = 36$  мкм имели

образцы из закаленной стали 30ХГСА, имеющие меньшую твердость ( $HRC\ 35...38$ ) и отличающиеся высокими магнитными свойствами. Значительно меньшую величину съема  $\Delta D = 18...23$  мкм, после  $\sim 90$  с обработки имели образцы из закаленных сталей 12ХНЗА и ХВГ с твердостью  $HRC\ 62...64$ . Эти данные позволяют сделать вывод о том, что при постоянной величине магнитной индукции  $B$  и других показателях магнитно-абразивной обработки главным фактором является твердость обрабатываемого материала. Полученные результаты подтверждаются данными работ [30, 32, 33], отмечающими, что доминирующими факторами в процессе формирования поверхностного слоя является резание–царапание абразивными компонентами ферроабразивных зерен, а также абразивный износ поверхности в результате трения ферромагнитных и абразивных частиц о деталь, которые в первую очередь зависят от твердости обрабатываемого материала.

Из приведенного выше анализа МАО различных материалов можно сделать вывод о перспективности применения данного метода при изготовлении обширной номенклатуры деталей из различных ферромагнитных материалов (30ХГСА, ШХ15, У8А, Р6М5 и др.).

#### 1.4.5. Магнитно-абразивная обработка поверхностей различной геометрической формы

Распределение устройств МАО по типу обрабатываемой поверхности и типу применяемого магнитного индуктора имеет следующий вид (рис. 1.24) [41].

Как видно из приведенных графиков, 36 % устройств для МАО реализуют главное движение магнитной системой, а движение подачи – заготовкой. При этом обрабатываются плоские поверхности, внутренние и наружные цилиндрические поверхности, рулонный материал, торцовые поверхности, а также изделия сложного профиля.

Устройства, реализующие главное движение резания заготовкой, а движение подачи – магнитным полем, составляют 14 % и предназначены для обработки внутренних и наружных поверхностей труб, включая электролитическую обработку зубчатых колес и внутренних поверхностей изделий из немагнитных материалов.

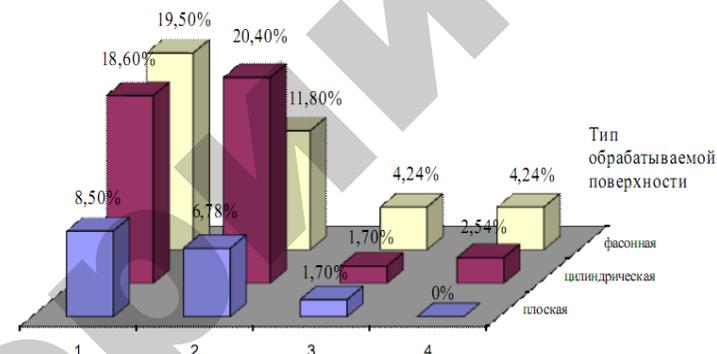


Рис. 1.24. Распределение по типам обрабатываемой поверхности (плоская, цилиндрическая, фасонная) и магнитного индуктора: 1 – постоянных магнитах, 2 – постоянном токе, 3 – переменном токе, 4 – трехфазном токе

Устройства, когда главное движение резания и движение подачи осуществляется магнитной системой, при неподвижной или не имеющей отдельного привода заготовке, составляют 37 %. Как правило, такие устройства позволяют обрабатывать сложные по форме заготовки, детали подшипников качения, плоские и торцовые поверхности, немагнитные заготовки различной формы, червяки.

Для оставшихся устройств главное движение и движение подачи выполняются заготовкой, а магнитная система удерживает магнитно-абразивные частицы. На этих устройствах осуществляется магнитно-абразивная обработка твердосплавных неперетачиваемых пластин, лопаток газотурбинных двигателей.

Простейшей формой осуществления способа обработки деталей с прерывистыми поверхностями (рис. 1.25) с использованием энергии магнитного поля является схема, при которой деталь и магнитная система неподвижны, а ферромагнитный порошок совершает возвратно-поступательное движение за счет дискретного изменения полярности магнита [42]. При этом деталь 3 помещается в контейнер 2 из диамагнитного материала и в процессе обработки находится в стационарном положении.

Полирование деталей магнитно-абразивным методом осуществляется в следующем порядке. В немагнитный контейнер устройства помещается смесь, состоящая из ферромагнитных и абразивных частиц порошка с жидкостью, и деталь, подготовленная под операцию

полирования. Для обеспечения дискретного перемещения частиц порошка в переменных направлениях включается переключатель полюсов, причем скорость движения частиц и сила их удара о поверхность детали зависят от напряженности магнитного поля, создаваемого катушками электромагнита, и частоты срабатывания механизма переключения полюсов.

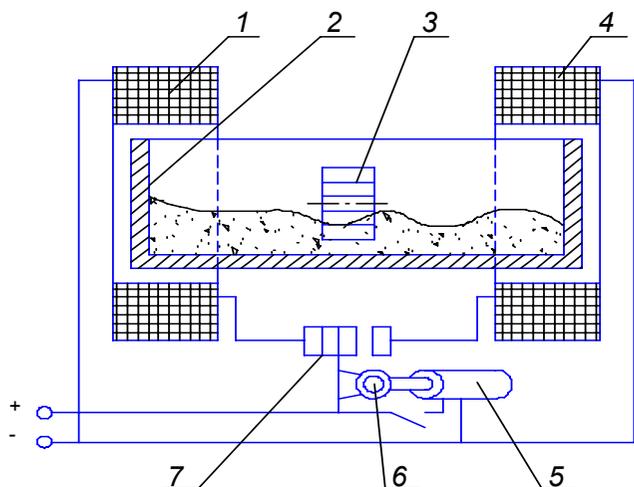


Рис. 1.25. Схема устройства для обработки деталей с прерывистыми поверхностями

С двух сторон контейнера 2 укреплены магнитные катушки 1 и 4, соединенные с источником электроэнергии через переключатель 7. Практика показала [42], что может быть применен либо переменный, либо постоянный ток.

Переключатель 7 снабжен двойной парой контактов и кулачком 6, приводимым в действие двигателем 5, который поочередно включает катушки 1 и 4. Тем самым обеспечивается дискретное прохождение тока через каждую катушку. Под действием тока, проходящего по катушке 1, смесь смещена в одну сторону контейнера. Во время работы полирующего устройства при условии быстрого переключения тока с одной катушки на другую смеси сообщается осциллирующее движение: она перемещается с одной стороны контейнера на другую, воздействуя на все стороны обрабатываемого зубчатого колеса 3.

Для изменения силы удара порошка о деталь применяется вспомогательная катушка, установленная под прямым углом к рабочим катушкам. Постоянный ток в данном случае по-прежнему попеременно подается к катушкам 1 и 4, а источник высокочастотного переменного тока соединен со вспомогательной катушкой. Указанное переключающее устройство работает как обычный электрический звонок или зуммер.

Данный способ низкопроизводителен, так как процесс резания обусловлен случайным характером контакта единичного элемента порошка о деталь. Важную роль в процессе играет вязкость жидкости, ее значением определяется возможность взвешенности порошка, в свою очередь сила удара порошка прямо пропорционально зависит от вязкости жидкости; чем выше вязкость, тем больше сопротивление движению порошка.

Следующее устройство содержит магнитную систему с чашечными полюсными наконечниками 1 (рис. 1.26) противоположной полярности. Полюсные наконечники 1 закреплены на немагнитной оси 2, связанной с приводом вращения. Между полюсными наконечниками установлены немагнитные кольца 3 и диск 4 из ферромагнитного материала. Наружные диаметры колец и диска равны наружному диаметру полюсных наконечников. На наружной поверхности полюсных наконечников, колец и диска выполнена профилированная винтовая канавка, образующая рабочую поверхность. Профиль канавки выполнен под профиль зубьев 6 обрабатываемого зубчатого колеса 7 с учетом зернистости ферроабразивного порошка 5. Толщина диска 4 равна половине размера шага винтовой канавки. При обработке устройство вращается. Зубчатое колесо 7 устанавливают с возможностью свободного вращения на оси, перпендикулярной оси 2, и вводят в зацепление с винтовой канавкой.

Устройство работает следующим образом. Для обработки зубьев зубчатого колеса устройство устанавливают немагнитной осью 2 в шпindelь привода вращения и на его рабочую поверхность подают порцию ферроабразивного порошка 5. Зубчатое колесо 7 устанавливают с возможностью свободного вращения на оси, перпендикулярной немагнитной оси 2, и вводят в зацепление с винтовой канавкой устройства. Устройство придают вращательное движение и зубья 6 зубчатого колеса 7, неоднократно проходя по винтовой канавке с ферромагнитным диском 4, равномерно обрабатываются по всей поверхности ферроабразивным порошком 5.

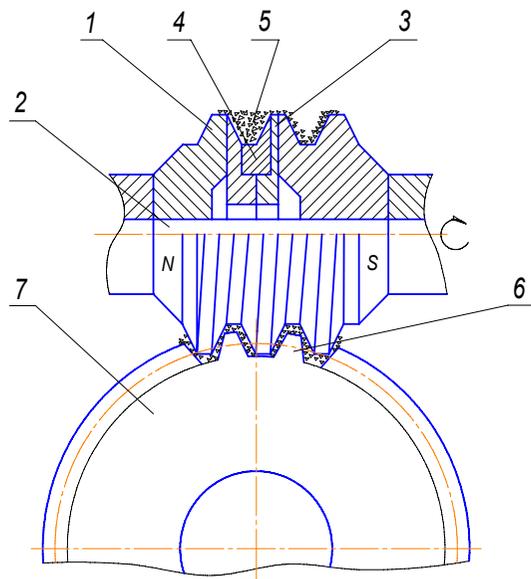


Рис. 1.26. Устройство для МАО зубчатых колес

Анализ схемы вышеприведенного способа показывает, что инструмент имеет сложную геометрическую форму, что удорожает его изготовление. Деталь и инструмент должны вращаться синхронно без соприкосновения, с определенным зазором, что усложняет привод устройства и его настройку. Использование данного устройства целесообразно для финишной обработки зубчатых колес червячных передач, так как будет обеспечиваться равномерность обработки рабочих поверхностей зубьев, чего нельзя сказать о применении данного устройства для цилиндрических зубчатых колес.

Устройство для магнитно-абразивной обработки зубчатых колес (рис. 1.27), содержащее магнитную систему с двумя дисками 1, установленными на оси 2.

Для обработки зубчатых колес 3 разных диаметров и с разными модулями предусмотрена возможность перемещения дисков по оси на определенное расстояние друг от друга с последующей их фиксацией. Между дисками расположена электромагнитная катушка 4. Диски входят во впадины обрабатываемого зубчатого колеса без соприкосновения с зазорами, в которые подается ФАП. При подаче

электрического тока на обмотку катушки между дисками, имеющими разную полярность, протекает магнитный поток. При вращении электромагнитной системы относительно зубчатого колеса происходит абразивная обработка.

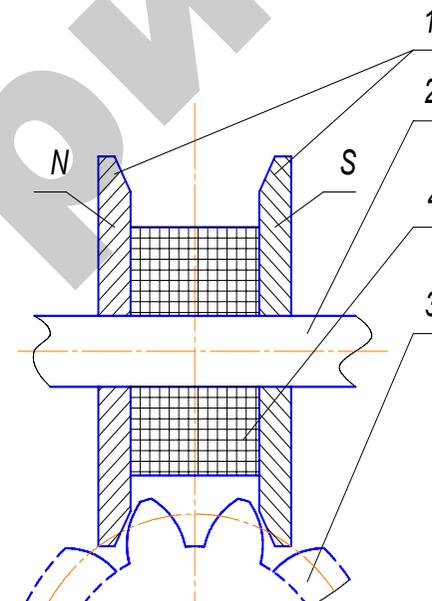


Рис. 1.27. Устройство для МАО зубчатых колес

Инструмент должен вращаться без соприкосновения, с определенным зазором. Кроме того, обработка осуществляется после погружения кромок дисков инструмента во впадины зубчатого колеса, после чего он снова извлекается с последующим вращением детали на определенный угол и т. д. до полной обработки всех поверхностей зубьев, что усложняет привод устройства и его настройку. Использование данного устройства осуществляется только для финишной обработки зубчатых цилиндрических колес, что повышает трудоемкость и себестоимость процесса и снижает его универсальность.

Устройство относится к магнитно-абразивной обработке рулонного материала (рис. 1.28).

Станок содержит установленные в корпусе 1 привод 2, средство 3 подачи ферроабразивного порошка 4, магнитную систему 15,

имеющую расположенные по разные стороны обрабатываемого материала цилиндрические полюса 5 и 6 разноименной полярности с расположенными соосно им электромагнитными катушками 7. Магнитная система выполнена так, что вокруг одного цилиндрического полюса 5 расположена не менее двух полюсов 6 противоположной полярности с зазорами по дуге окружности. Однополярные полюса охватывают бесконечное гибкое полотно 8 выполненное из ферромагнитного материала. Средство 9 для изменения конфигурации зазора, выполнено в виде контактирующего с полотном 8 натяжного ролика 10, установленного с возможностью перемещения между двумя соседними полюсами 6. Средство 3 подачи ферроабразивного порошка 4 выполнено в виде бункера 11 с гибким патрубком 12, установленного у нерабочей части цилиндрического полюса 5 с возможностью перемещения совместно со скребком 13, размещенным впереди патрубка по ходу вращения полюса параллельно его образующей. В непосредственной близости подвижной части патрубка расположен закрепленный на корпусе постоянный магнит 14. Недостатком данного устройства является сложность конструкции и его низкая технологичность.

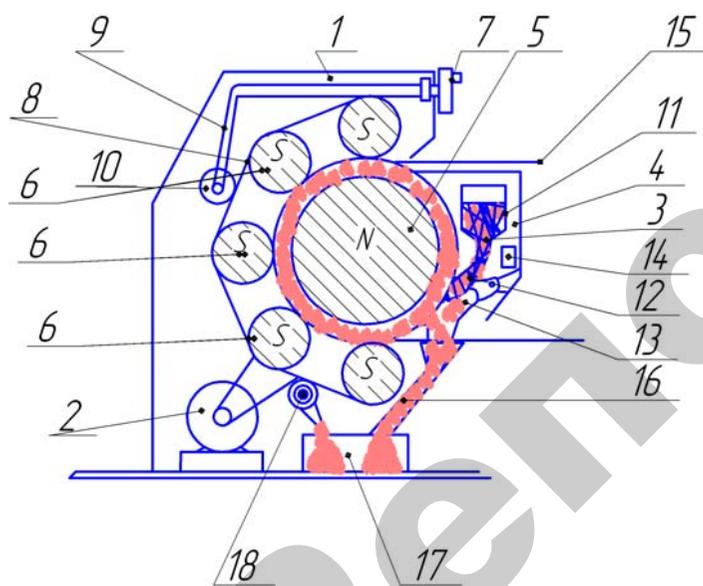


Рис. 1.28. Устройство для МАО рулонного материала

Устройство (рис. 1.29) позволяет обрабатывать втулки, кольца, трубы среднего и малого диаметров.

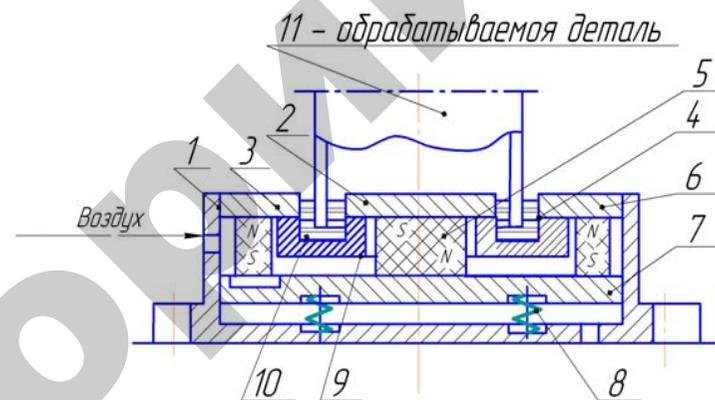


Рис. 1.29. Устройство для обработки втулок, колец, труб среднего и малого диаметров

В корпусе 1 устройства, выполненном из немагнитного материала, закреплены полюсные наконечники 2 и 3, причем наконечник 2 выполнен в виде диска, а наконечник 3 – в виде кольца, охватывающего наконечник 2. Полюсные наконечники 2 и 3 установлены концентрично с радиальным зазором 4. Цилиндрический 5 и охватывающий его кольцевой 6 постоянные магниты одним торцом жестко закреплены на магнитопроводе 7, а другим контактируют соответственно с полюсными наконечниками 2 и 3. Магнитопровод 7 выполнен в виде поршня, установленного в корпусе 1 с возможностью осевого перемещения, причем между дном корпуса 1 и магнитопроводом 7 установлены пружины 8, а полюсные наконечники 2 и 3 жестко соединены между собой с помощью втулки 9 с кольцевым пазом, выполненным из немагнитного материала. В радиальный зазор помещены ферроабразивный порошок 10 и обрабатываемая деталь 11. В процессе работы корпус 1 устанавливается на столе сверлильного или фрезерного станка, а обрабатываемая деталь 11 крепится в шпинделе этого же станка. Деталь 11 приводится во вращение и подается в радиальный зазор 4, заполненный ферроабразивным порошком. Деталь 11 смещает основную массу ферроабразивного порошка в кольцевой паз во втулке 9. В кольцевом пазу образуется плотная масса ферроабразивного порошка, которая осуществляет

процесс обработки: снимает заусенцы, скругляет кромки с торцов втулок, колец и труб и одновременно полирует цилиндрическую часть с двух сторон. Вращению ферроабразивного порошка 10 вместе с деталью 11, а также выходу из зазора 4 препятствуют силы трения, обусловленные магнитным полем в радиальном зазоре. Для удаления ферроабразивного порошка из радиального зазора после обработки детали через отверстия в корпусе в полость между полюсными наконечниками 2 и 3 и магнитопроводом 7 подается под давлением воздух, который перемещает магнитопровод 7 с закрепленными на нем постоянными магнитами 5 и 6 так, что между полюсными наконечниками и постоянными магнитами образуется воздушный зазор.

В результате этого величина магнитной индукции в радиальном зазоре уменьшится почти до нуля, и ферроабразивный порошок 10 легко удаляется.

Для приведения устройства в рабочее положение давление воздуха в полости уменьшают, при этом пружины 8 и магнитные силы придвигают магнитопровод 7 с постоянными магнитами 5 и 6 к полюсным наконечникам 2 и 3. Магнитная индукция в радиальном зазоре 4 увеличивается до максимума.

Анализ схемы способа показывает, что инструмент имеет сложную геометрическую конфигурацию и изготовлен на основе постоянных магнитов, что удорожает его изготовление, не обеспечивает точности привода устройства и связано с низкой коррозионной стойкостью постоянных магнитов из-за контакта с СОТС.

#### **1.4.6. Магнитно-абразивная обработка сложнопрофильных поверхностей**

Тенденция развития процесса МАО заключается в переходе от обработки цилиндрических и плоских деталей простой формы к более сложной пространственной и так же связана с увеличением геометрических размеров обрабатываемого изделия. Проведенные ранее исследования [12, 25, 34] были направлены на разработку общих теоретических положений физических основ и технологических особенностей метода, однако проведенный анализ показывает, что данные исследования в основном касались деталей простой геометрической формы, изготовленных из различных материалов,

в то время как работы, посвященные МАО изделий сложнопространственной формы носят стохастический и разрозненный характер. В то же время расширение диапазона использования деталей со сложнопрофильными поверхностями позволяет в значительной мере повысить качество многих изделий. Во многих случаях только усложнение формы и повышение точности размеров рабочей поверхности детали позволяет получить новые свойства, расширить функциональные возможности, повысить надежность, увеличить ресурс, КПД и улучшить эксплуатационные характеристики машин в целом.

Технологический процесс (ТП) обработки деталей определяется: формой (конфигурацией), точностью обработки и качеством обработанной поверхности, материалом детали, размерами, объемами общего производственного задания и общей производственной обстановки, куда входят: наличный парк оборудования, наличие инструментальной базы, расположение оборудования, схема организации производства. Поэтому создание классификации сложнопрофильных поверхностей деталей следует осуществлять с учетом общих требований к разработке ТП.

В этой связи рассматриваются следующие виды сложнопрофильных поверхностей: плоские, цилиндрические, конические, внутренние и наружные, фасонные, торцовые. Фасонные поверхности охватывают следующие их виды: сферические, сложной формы (геометрия определяется гидро-, аэродинамическими параметрами или другими требованиями). Особо рассматриваются зубья шестерен, резьбовые, шлицевые поверхности. На основании изложенного будем рассматривать обработку следующих типовых поверхностей: 1) наружных цилиндрических – гладких и ступенчатых; 2) конических наружных; 3) внутренних цилиндрических (отверстий) – гладких и ступенчатых, сквозных и глухих; 4) конических внутренних; 5) плоских (в том числе торцовых и прерывистых); 6) фасонных; 7) резьбовых; 8) шлицевых; 9) зубьев (различного профиля).

Предлагается подход формообразования сложнопрофильных поверхностей деталей, который позволяет решать задачу синтеза наиболее эффективного способа обработки заданной поверхности детали исходя из минимума потребной для этого исходной (входной) информации. Поэтому для магнитно-абразивной обработки деталей с рабочими поверхностями такого типа при учете выше указанной классификации характерна стационарность параметров

удаляемого припуска и текущих значений кинематических геометрических факторов, допустимых в данный момент времени критическими значениями скорости резания, подачи и др.

Особое внимание должно быть обращено на то, что следует разрабатывать не просто позитивные, а синтезировать наиболее эффективные варианты технологии, т. е. синтезировать именно тот из позитивных ее вариантов, в соответствии с которым достигается требуемый экстремум заданного критерия эффективности обработки, когда все звенья технологической системы реализуются наиболее интенсивно и с максимальной отдачей. Практическая реализация MAO при этих условиях позволит повысить эффективность эксплуатации технологического оборудования и оснастки и тем самым наиболее полно использовать их потенциальные возможности.

Анализ классификации поверхностей (рис. 1.30), обрабатываемых MAO, построенных на сродстве форм и размеров, показывает, что значительную трудность при выявлении оптимальных параметров процесса представляют плоские детали, имеющие полуоткрытые и закрытые поверхности, конические, сферические, фасонные, прерывистые и т. п. Примеры деталей с рабочими поверхностями сложной формы представлены на рис. 1.31. Для MAO таких деталей требуется сложное технологическое оборудование и оснастка, а также усложняется степень нивелирования инструмента в виде рабочей технологической среды, включающей ФАП, СОТС, электромагнитное поле (ЭМП).

Использование графических методов определения топографии ЭМП в зоне обработки не позволяет получить положительного результата при финишной обработке сложнопрофильных поверхностей, например беговых дорожек обойм подшипников [25]. Следовательно, для практической реализации обработки сложнопрофильных поверхностей деталей машин требуется другой подход решения данной задачи. В основу такого подхода закладывается методология построения интегрированной РТС, выявление равномерности ее силового воздействия на обрабатываемую поверхность. Синергизм компонентов РТС позволяет стабилизировать структуру составов РТС различной природы и функционального назначения, определить топографию магнитного поля в зоне обработки, устанавливает распределение сил и мощности резания, выявляет механику диспергирования различных материалов при микрорезании путем создания необходимой плотности магнитного поля.

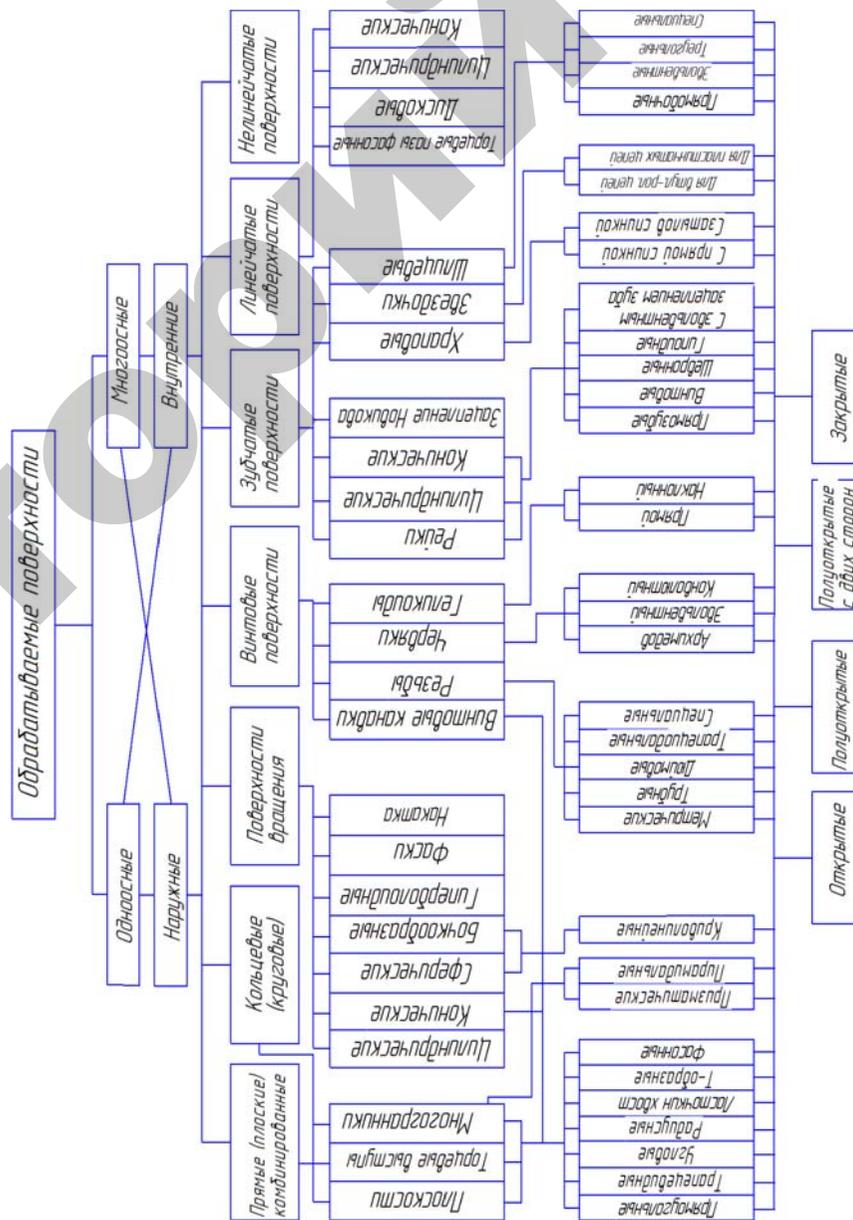


Рис. 1.30. Классификация сложнопрофильных поверхностей



Рис. 1.31. Примеры деталей с рабочими поверхностями сложной формы:  
*а* – червячная пара; *б* – колесчатый вал; *в* – клапан;  
*г* – гильза, поршень, поршневой палец

Более ранние представления о силовом воздействии ФАП на обрабатываемую поверхность базируются на том, что источником величины, направления и места приложения сил резания, является магнитное поле [25]. Следует указать, что более поздняя оценка устанавливает, что магнитное поле оказывает свое внешнее воздействие только на величину сил резания, а сами силы резания возникают как результат относительных движений инструмента и изделия [41]. Вместе с тем данная оценка является неполной, поскольку базируется не на строгом учете сил резания, а предлагается как гипотеза. Однако в ней имеется правильное качественное представление о картине происходящих явлений в зоне обработки и необходимость дифференциации вышеуказанных компонентов сил резания. Однако более строгий анализ показывает, что обязательным условием достижения максимального значения силы резания необходимо считать кооперативность свойств РТС.

Например, неправильный подбор ФАП и СОТС приводит к негативному изменению показателей магнитной проницаемости РТС и соответственно снижает величину силы резания; неверное сочетание переднего угла частиц ФАП и кинематической вязкости СОТС связано с полным прекращением процесса микрорезания; рост жесткости ферроабразивной щетки повышает вероятность разрушения переднего фронта частиц и потери режущей способности всего комплекса РТС из-за выкрашивания кромки инструмента и прекращения действия процесса самозатачивания. Так же если направление силы резания при эквидистантном профиле РТС для деталей простой формы носит постоянный характер, то при обработке сложного профиля детали оно должно коррелироваться в соответствии с необходимостью создания требуемой площадки контакта инструмента и детали. В связи с выше изложенным становится ясно, что интегрирование свойств ФАП, СОТС и ЭМП во многом определяет производительность и качество процесса MAO сложнопрофильных поверхностей. Согласно работе [43] установлено, что направление действия сил резания определяется геометрическим контуром полюсного наконечника, ортогонально представляющим область, занимаемую РТС, поскольку величина вектора силы резания не изменяется.

В работе [44] производится расчет постоянного магнитного поля в двухмерном сечении с использованием векторного магнитного потенциала методом конечных элементов. Анализ распределения магнитного поля в эквидистантном по отношению к цилиндрическим деталям зазоре показывает, что оно носит неоднородный характер. Наибольшая величина магнитной индукции находится только в области кромки полюсного наконечника с уменьшением по мере движения к его центральной области. Предложение, направленное на интенсификацию процесса MAO шестигранных деталей, заключается в их дополнительном поверхностно-пластическом деформировании при использовании металлических шаров, установленных в специальных посадочных пазах на поверхности полюсных наконечников. Однако реализация данного варианта характеризуется неоднородностью физико-механических характеристик поверхностного слоя по причине того, что некоторая его площадь не подвергается воздействию контактирующих шаров. Так же для осуществления такой обработки в зоне резания необходимо получение высоких значений магнитной индукции (3 и более Тл), что требует роста энергоемкости электромагнитной системы (ЭМС).

В работе [45] проведены теоретические и экспериментальные исследования процесса MAO осевого инструмента со сложнопрофильной поверхностью диаметром до 50 мм. В результате проведенных испытаний шероховатость поверхности составляет  $R_a = 1,6 \dots 0,8$  мкм, и достигнуто повышение твердости  $HV = 830 \dots 870$ . Эти результаты получены на литых и порошковых быстрорежущих сталях. Обязательным условием является подмагничивание заготовки, что усложняет конструкцию устройства, увеличивает его энерго- и трудоемкость изготовления. Принятая конфигурация границ между неоднородными областями зоны обработки не позволяет выявить топографию магнитного поля, что приводит к ее замене упрощенными расчетами, имеющими большое искажение от действительной картины.

В работе [30] исследования процесса MAO малогабаритных изделий фасонной поверхности показали, что достижение требуемой производительности, стабильности и равномерности обработки обеспечивается сложным сочетанием числа движений обрабатываемой детали и видами его траектории. Использование концентраторов на рабочих поверхностях полюсных наконечников по сравнению с гладкими преимуществ не дало, что связано с отсутствием правильного качественного описания топографии магнитного поля. Поэтому достижение увеличения микротвердости поверхностного слоя деталей из стали У10 на 25 % и уменьшение содержания остаточного аустенита на 4...6 % по сравнению с матрицей материала осуществлено за счет повышения сложности конструкции оборудования и вследствие этого большого рассеяния магнитного потока и роста энергетических затрат.

Исследование MAO керамических шариков из  $Si_3N_4$  производилось в работе [46] и было установлено, что добиться высокой производительности и стабильности результатов при использовании магнитно-абразивной пасты, размер абразивных частиц которых составляет 1...80 мкм крайне проблематично. Для того, что обеспечить получение необходимых показателей по качеству обработки потребовалось использовать более сложную конструкцию установки с дополнительным прижимом шариков. Следует отметить, что увеличение размеров частиц выше указанной пасты приводит к росту шероховатости (размер частиц – 1...2 мкм – достигаемая шероховатость  $R_a = 0,2$  мкм, 40...60 мкм –  $R_a = 0,8 \dots 1,2$  мкм соответственно). Поэтому себестоимость производства шариков при применении дорогостоящей пасты высока, поскольку создание размерности

1...2 мкм для такой пасты сопряжено с рядом трудностей. Также седиментационная устойчивость этой пасты крайне низка, вследствие чего требуют особые условия хранения.

В работе [28] представлены результаты исследования MAO лопаток ГТД. Установлено, что существует разброс значений показателей шероховатости поверхностного слоя ( $R_a = 0,11 \dots 0,26$  мкм) и предела выносливости  $\sigma_b = 265 \dots 343$  МПа на входной и выходной кромках лопаток и центрах их пера. Неравномерность съема материала обусловлена разностью величины магнитной индукции по длине пера лопатки, и поэтому, решение, связанное с достижением минимизации данной разности, заключается в создании адаптивной системы, копирующей профиль пера лопатки в области спинки и корыта, наличии широких зазоров между полюсными наконечниками и сложного комплекса относительных движений обрабатываемой детали. По вышеуказанным причинам такому оборудованию соответствует кинематическая цепь с большим количеством звеньев, высокая энергоемкость и стохастический характер полученных результатов качества и производительности процесса.

В работе [47] приведены исследования MAO зубчатого колеса помпы масляного насоса и показано, что присутствует разница значений шероховатости обработанной поверхности ( $R_a = 0,12 \dots 0,36$  мкм) при исходной ( $R_a = 0,4$  мкм). Также радиус округления фаски составляет  $r = 0,05 \dots 0,1$  мм при первоначальном  $r = 0,4 \dots 0,6$  мкм. Конструктивной особенностью этой схемы MAO является оппозиционное расположение рабочей поверхности полюсных наконечников относительно боковых сторон зубчатого колеса помпы масляного насоса, что предполагает устранение из комплекса кинематических движений, движения осцилляции. По данной причине по высоте обрабатываемой детали имеет место неравномерность значений как шероховатости обработанной поверхности, так и радиуса скругления фасок, что снижает эффективность процесса.

В работе [48] представлены результаты MAO бочкообразных поверхностей индуктором на постоянных магнитах, профиль которого эквидистантен вышеуказанным поверхностям. Основной проблемой процесса является сложность получения такого профиля, поскольку он носит разовый характер и пригоден только для этой специальной обработки. Также данное профилирование производится только при намагничивании постоянных магнитов и последующей их обработке на электроискровых станках и поэтому большая часть дорогостоящего материала уходит в стружку.

В работе [49] представлены исследования МАО профиля стружечных канавок сверл  $d = 18 \dots 25$  мм и их спинки и микрогеометрии их рабочих кромок. Установлено, что съём металла по профилю стружечной канавки обрабатываемого инструмента не равномерен. Наибольшая величина удаляемого слоя  $15 \dots 20$  мкм наблюдается на задней поверхности (спинке) сверл, наименьшая по внутренней  $1 \dots 2$  мкм. Шероховатость после обработки этих участков составила соответственно  $R_a = 0,03 \dots 0,04$  мкм и  $R_a = 0,12 \dots 0,6$  мкм. Увеличение времени обработки до 15 мин и профилирование полюсных наконечников не обеспечило равномерности съёма материала по причине различного характера распределения магнитного поля по сложному профилю стружечной канавки и ее спинки.

Проведенный анализ исследований связанных с МАО сложно-профильных поверхностей показывает, что основными проблемами является отсутствие учета геометрии исследуемой области, внутри которой определяется поле и ограничение в расчете количества факторов, что приводит к отходу от реальных условий и служит источником серьезных погрешностей. Определение топографии ЭМП связывается с интуитивным подходом, для эффективного решения которого требуется персонал с высокой квалификацией. В этих условиях грамотное конструктивное решение, возможно на основе точного знания топографии ЭМП, а вследствие этого представления картины сил резания и возможных энергетических потерь, достоверным анализом тепловых полей, параметров и режимов процесса МАО сложнопрофильных поверхностей. Тожественность математического описания модели МАО и физики ее процесса связана с большим рядом исследований, но получение этих важных закономерностей обеспечивает управление обрабатываемостью сложнопрофильных поверхностей деталей из различных материалов и позволяет назначить режимы, обеспечивающие высокую производительность и качество метода МАО. Реализация процесса МАО имеет эффективность в случае учета кооперативности свойств ФАП, СОТС и ЭМП, поскольку в определенных сочетаниях существует возможность такого их положения, которое приводит к падению режущей способности и полному прекращению резания материалов. Поэтому синергетический подход, выявляющий наиболее важные стороны каждого из компонентов, приводит к интенсификации МАО сложнопрофильных поверхностей.

Таким образом, разработка высокопроизводительного процесса МАО сложнопрофильных поверхностей деталей, являющегося много-

параметрическим, в котором важную роль играют физико-механические свойства РТС и обрабатываемого материала, режимы резания, теплопроводность, скорость протекания химических реакций в зоне обработки, нуждается в необходимости определения закономерности взаимного влияния физических явлений, происходящих при контактировании пары инструмент–деталь, во многом обусловлена механизмом действия магнитного поля. Знание распределения топографии устанавливает характер распределения сил, действующих в зоне обработки, условия теплообмена, процесс микрорезания и стружкообразование, напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя, кинетику изнашивания инструмента. Полнота этих сведений обеспечивает правильную конструкцию технологической оснастки и оборудования, равномерность давления режущего контура по всей площади обрабатываемой поверхности изделия. Следовательно, рост производительности и качества МАО сложнопрофильных поверхностей связан с формированием принципа управления их обрабатываемостью через определение топографии ЭМП и построение интегрированной рабочей технологической среды, которая через политропу стружкообразования приводит к созданию требуемого уровня деформационно-теплового баланса в зоне обработки.

## 2. ФОРМИРОВАНИЕ РАБОЧЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ В ПРОЦЕССЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

### 2.1. Особенности рабочей технологической среды

Суть явлений и происходящие процессы в зоне обработки при MAO непосредственно обусловлены свойством рабочей технологической среды. Понятие «рабочая технологическая среда», включает в себя компоненты: СОТС + ФАП + внешнее магнитное поле, СОТС + гибкие ферроабразивные волокна + внешнее магнитное поле, СОТС + механические «щетki» в магнитном поле в присутствии ФАП, магнитнореологические суспензии и жидкости [46, 50, 51]. Комплексное определение РТС позволяет подобрать материалы ФАП, СОТС и топографию магнитного поля так, что удовлетворяется высокий уровень как эксплуатационных характеристик, так и обеспечение минимальной себестоимости MAO. Защитные пленки, образуемые СОТС во время резания, приводят к изменению металлофильности, что сопровождается созданием электрокинетического потенциала и приобретением свойств электропроводящей жидкости. Наличие этих свойств влияет на величину намагниченности РТС, которая находится в прямой зависимости от силы резания. Подобное превращение изменяет не только силовой баланс, но и уровень адгезионного взаимодействия, что вызывает циклическое нагружение режущих кромок ФАП. Например, износостойкость ФАП из твердого сплава типа  $Fe-TiC$  может уменьшаться при прочих равных условиях в сравнении с ФАП на основе быстрорежущей стали, имеющей более высокую сопротивляемость данным нагружениям. Поэтому интенсивность адгезионного износа ФАП на основе твердых сплавов уменьшается подбором СОТС, препятствующим схватыванию обрабатываемого и инструментального материалов. Однако их применение из-за присутствия активных компонентов способствует химическому растворению мартенситной основы ФАП, включающего быстрорежущую сталь. Поэтому без учета свойств РТС, как сложного комплекса физико-химических и магнитных явлений, невозможно дать правильную оценку его

эффективности и научно обосновать параметры при проектировании технологического процесса. Сознательное назначение его режимов и параметров невозможно без выполнения законов резания, происходящих в зоне деформаций на контактных поверхностях трущихся тел при наложении магнитных полей и их изменении, вызванном приобретением этими телами магнитных моментов.

Проблема создания РТС с необходимыми свойствами включает:

- разработку ФАП универсального назначения с высокими эксплуатационными свойствами и специальными характеристиками (формой частиц, магнитными и абразивными свойствами);
- разработку схем и устройств формообразования РТС за счет управления градиентом магнитного поля в рабочих зазорах, использование рациональной формы формообразующих элементов (полюсных наконечников);
- целенаправленное использование специальных свойств СОТС, а именно его физико-химических и реологических характеристик в процессе формирования РТС, ориентированных на обработку конкретных материалов в заданных условиях обработки.

Указанные проблемы невозможно решить без комплексного подхода, заключающегося в решении следующих задач:

- максимальном снятии материала, формировании заданной шероховатости поверхности или физико-механических характеристик поверхностного слоя;
- создании и реализации схем обработки, ФАП и СОТС;
- технологическом наследовании свойств от предыдущей обработки;
- разработке технологических характеристик и параметров процесса MAO.

Комплексное влияние свойств компонентов РТС и технологических параметров на показатели качества поверхности после MAO обусловлено сложными между ними взаимосвязями (рис. 2.1).

### 2.2. Анализ динамических характеристик РТС

Так как MAO ведется в магнитных полях, близких к полям насыщения материала большинства ФАП, то для оценки их свойств особое значение имеет величина намагниченности, которая определяется структурой вещества и температурой окружающей среды. При

традиционном подходе к исследованию процесса МАО учитывают магнитную проницаемость  $\mu$  ФАП, характеризующую только свойства их материала в магнитных полях без учета  $\mu$  РТС. Такой подход, во-первых, затрудняет объективную сравнительную оценку эффективности съема металла порошками различных составов, поскольку большинство ФАП в полях, используемых при МАО, имеют близкие  $\mu$  (порядка нескольких единиц), во-вторых, не позволяет глубоко раскрыть физическую сущность процесса обработки. Это обуславливает необходимость проведения исследований роли РТС в процессе МАО на основе принципа суперпозиции при определении силового баланса в ферромагнитной среде с магнитной проницаемостью  $\mu_e$ .

Намагниченность  $\vec{M}$  частицы произвольной формы с размагничивающим фактором  $N_0$  можно определить на основе магнитной восприимчивости  $\chi$  ( $\vec{M} = \chi \vec{H}$ ), связанной с магнитной проницаемостью  $\chi = \mu - 1$ , по формуле:

$$\vec{M} = \Delta \vec{M} + \chi_e \vec{H}, \quad (2.1)$$

где  $\Delta \vec{M}$  – намагниченность вспомогательной частицы с магнитной восприимчивостью  $\chi_i - \chi_e$ ;

$\chi_i$  и  $\chi_e$  – магнитные восприимчивости частицы и среды соответственно.

Для определения намагниченности вспомогательной частицы необходимо вычислить действующее на нее суммарное поле  $\vec{h}$ . Оно складывается из внешнего поля  $\vec{H}$  и размагничивающего поля  $N \Delta \vec{M}$ , где  $N$  – эффективный размагничивающий фактор вспомогательной частицы в среде с магнитной проницаемостью  $\mu_e$ .

$$N = \frac{N_0}{\mu_e} = \frac{N_0}{1 + \chi_e}. \quad (2.2)$$

Поскольку  $\Delta \vec{M} = (\chi_i - \chi_e) \vec{h}$ , а  $\vec{h} = \vec{H} - N \Delta \vec{M}$ , то:

$$\Delta \vec{M} = \left\{ \frac{\chi_i - \chi_e}{1 + N(\chi_i - \chi_e)} \right\} \vec{H}.$$

Для намагниченности тела получаем:

$$\vec{M} = \left\{ \frac{[\chi_i + N\chi_e(\chi_i - \chi_e)]}{[1 + N(\chi_i - \chi_e)]} \right\} \vec{H}. \quad (2.3)$$

ФАП в составе РТС представляет собой плотноупакованную систему ферромагнитных частиц в основном сферической формы. Такую систему можно представить как пористую среду, состоящую из частиц порошка и пор. Концентрация  $V$  магнитной компоненты зависит от формы частиц порошка. При наиболее плотной упаковке сферических частиц  $V = 0,74$ . Поскольку намагниченность  $\vec{M}$  смеси равна:

$$\vec{M} = \chi_e \vec{H} = V \vec{M}, \quad (2.4)$$

то исключив  $\vec{H}$  и  $N$  из уравнений (2.2), (2.3), (2.4), получим квадратное уравнение относительно  $\chi$ :

$$[1 - N_0(1 - V)]\chi_0^2 + \{1 - \chi_i[V - N_0(1 - V)]\}\chi_e - \chi_i V = 0. \quad (2.5)$$

Решение уравнения (2.5):

$$\chi_e = \frac{1}{A} \left[ \sqrt{(1 - C\chi_i)^2 + 2AV\chi_i} - (1 - C\chi_i) \right], \quad (2.6)$$

где  $A = 2(1 - N_0)$ ,

$C = V - N_0$ .

Необходимо отметить прямую связь смачиваемости со степенью взаимодействия твердого и жидкого металлов – образованием химических соединений, твердых и жидких растворов, диффузией жидкого металла в твердый.

Смачиваемость тугоплавких соединений жидкими металлами определяется их адгезионным взаимодействием, обусловленным силами Ван-дер-Ваальса, дисперсионными силами или химической

диффузией. Работу адгезии, определяемую по краевому углу смачивания находят по формуле Юнга:

$$W_A = \sigma_{ж} (1 + \cos \theta),$$

где  $W_A$  – работа адгезии соответствующего жидкого металла к карбиду (бориду), Дж/м<sup>2</sup>;

$\sigma_{ж}$  – поверхностного натяжение жидкого металла при температуре плавления, Дж/м<sup>2</sup>;

$\theta$  – краевой угол смачивания, град.

Полученные результаты MAO стали 45 ФАП, содержащими *TiC*, *ZrC* и *NbC* (табл. 2.1), свидетельствуют о том, что химического взаимодействия стали 45 с этими карбидами практически не происходит. О наличии физической адгезии можно судить по величинам краевых углов смачивания ( $\theta \geq 90^\circ$ ) и соответственно значениям  $W_A$ .

Таблица 2.1

Параметры взаимодействия карбидов [52, 53], боридов [54, 55], нитридов ФАП с металлами

Угловое соединение	Сталь 45			Ni			Cu			Al		
	$\theta$ , град	$W_A$ , Дж/м <sup>2</sup>	$R_a$ , мкм	$\theta$ , град	$W_A$ , Дж/м <sup>2</sup>	$R_a$ , мкм	$\theta$ , град	$W_A$ , Дж/м <sup>2</sup>	$R_a$ , мкм	$\theta$ , град	$W_A$ , Дж/м <sup>2</sup>	$R_a$ , мкм
<i>TiC</i>	125	0,756	0,03	25	3,24	0,27	130	0,475	0,10	148	0,139	0,12
<i>ZrC</i>	130	0,623	0,03	32	3,14	0,39	140	0,318	0,10	150	0,123	0,10
<i>NbC</i>	–	–	0,04	0	3,40	0,28	135	0,396	0,10	136	0,256	0,11
<i>VC</i>	–	–	0,26	0	3,40	0,31	140	0,318	0,15	130	0,326	0,21
<i>WC</i>	0	3,46	$R_a^*$	0	3,40	$R_a^*$	120	0,637	0,18	135	0,274	0,23
<i>Mo<sub>2</sub>C</i>	0	3,46	$R_a^*$	0	3,40	$R_a^*$	40	2,390	0,28	131	0,314	0,29
<i>Cr<sub>3</sub>C<sub>3</sub></i>	0	3,46	$R_a^*$	0	3,40	$R_a^*$	95	1,240	$R_a^*$	120	0,457	0,31
<i>TiB<sub>2</sub></i>	62	2,62	$R_a^*$	20	3,20	0,34	124	0,596	0,08	140	0,402	0,10
<i>ZrB<sub>2</sub></i>	72	2,35	$R_a^*$	65	2,43	0,31	132	0,452	0,08	106	0,709	0,11
<i>TiN</i>	–	–	0,10	113	1,04	0,08	118	0,718	0,20	118	0,490	0,08

Примечание. Исходная шероховатость обрабатываемой поверхности ( $R_a^* = 0,4$  мкм) не уменьшается.

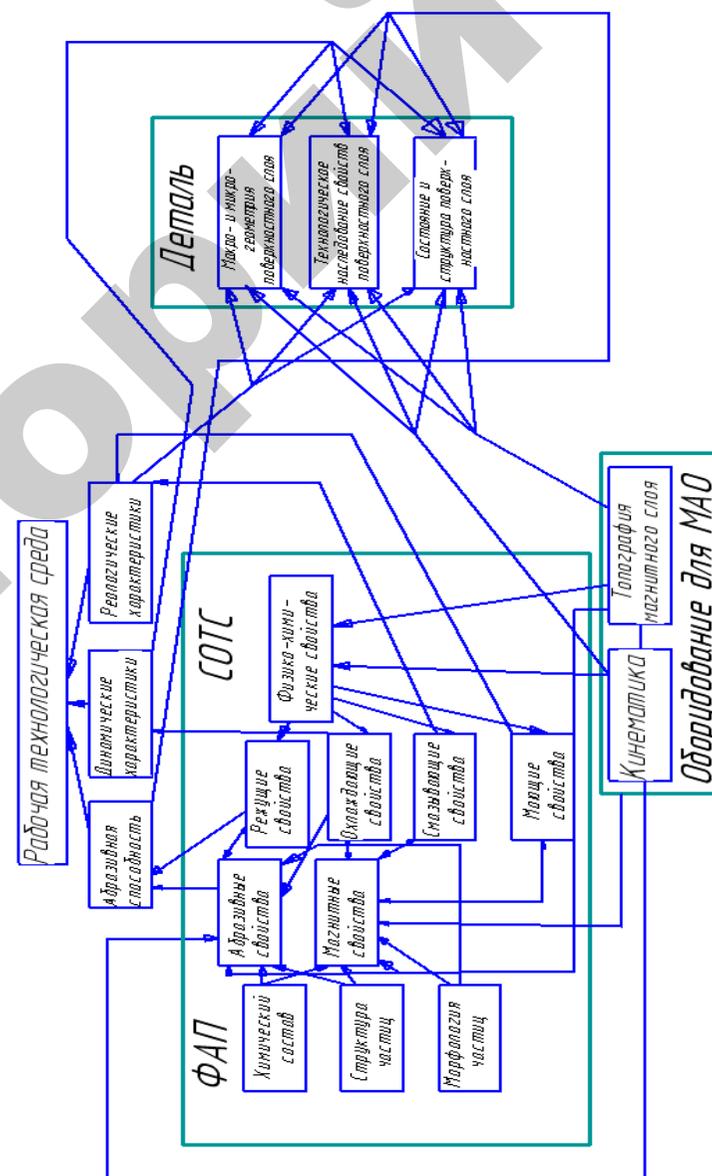


Рис. 2.1. Схема взаимного влияния компонентов РТС на показатели качества обработанной поверхности

Материалы, содержащие *Cr*, *Mo*, *W* в отличие от вышеуказанных ФАП, обрабатывают сталь неудовлетворительно. Результаты экспериментальных исследований согласуются с представлением о нулевом угле смачивания для этих пар, указывающем на химический тип адгезии при их контакте, а также с данными о возрастании химической устойчивости карбидов по отношению к железу в ряду  $Cr_3C_2$ –*WC*– $Mo_2C$ –*NbC*–*NaC*–*TiC*–*ZrC*. Активное диффузионное взаимодействие карбидовольфрамсодержащих сплавов с железом в контактных процессах зафиксировано также и в смежных областях металлообработки. В частности, оно обнаружено Т. Н. Лоладзе при точении резцами из быстрорежущих сталей.

ФАП, содержащие химически стойкие карбиды титана и циркония, являются наиболее универсальными по применимости. Кроме стали они хорошо полируют медь, алюминий, сплавы титана, свинец, олово, цинк, серебро. Следует отметить, что значения угла смачивания, образуемого этими металлами с карбидами титана и циркония, превышают 90°. Учитывая высокие результаты использования карбида титана в различных металлорежущих инструментальных материалах, в частности в твердосплавных пластинах и абразивных пастах, такое положение следует считать закономерным.

Однако при контакте карбидосодержащих материалов с никелем явно наблюдается химическая адгезия, что отрицательно отражается на результате его полирования. Как видно из табл. 2.1, получить на никеле такую же низкую шероховатость, как на стали или алюминии, с использованием карбидосодержащих материалов не удалось. Неодинаковую полирующую способность по отношению к различным металлам проявляет и порошок, содержащий в качестве карбидообразующего элемента вольфрам. Так, оказавшись при обработке стали неэффективным, этот же порошок позволил при обработке титановых сплавов достичь сравнительно низкой шероховатости поверхности ( $R_a = 0,06$  мкм).

### 2.3. Исследование совместимости компонентов РТС при МАО

Известно, что любые гетерофазные материалы, к каким можно отнести и ФАП, разрушаются путем зарождения трещины при достижении предельных напряжений: а) внутри матрицы; б) внутри элементов хрупкой (в данном случае – абразивной) фазы; в) на границе

раздела фаз. В последнем случае максимум напряжений определяется прочностью связи фаз, а путь разрушения – микроструктурой сплава. Впервые задача о распространении трещины была сформулирована Гриффитсом [56], который предположил, что существующая трещина будет неконтролируемо распространяться, если скорость высвобождения энергии упругой деформации при увеличении размера трещины не меньше прироста поверхностной энергии:

$$\frac{\partial \Delta U}{\partial l} \geq 2\gamma,$$

где  $\Delta U$  – изменение упругой энергии, обусловленное трещиной;

$l$  – длина трещины;

$\gamma$  – удельная поверхностная энергия.

Потеря режущих свойств порошка *Fe-TiC* обусловлена в значительной степени за счет истирания. Проведенные исследования [12] были ориентированы на использование только одного вида СОТС – 5%-го водного раствора эмульсола Э-2. В настоящее время использование эмульсола Э-2 при МАО крайне ограничено, что вызвано рядом причин. Наиболее широко применяемыми на сегодняшний день являются СОТС на основе поверхностно-активных веществ (ПАВ). Поэтому потребовалось проведение комплексной работы по определению стойкости ФАП при использовании различных видов СОТС, а также и при их отсутствии для получения полной картины происходящих в рабочей зоне явлений термодинамического характера.

Обработку изделий производили на установке СФ12.150.00.00.000, работающей по схеме наружной МАО. Образцами служили втулки  $D \times d \times l = 36 \times 29 \times 32$  мм, материал ШХ15 ГОСТ 801–78, 52...62 HRC. Исходная шероховатость поверхности образцов –  $R_{a1} = 0,8...1,2$  мкм. В качестве ФАП использовался *Fe-TiC*, размерность ФАП  $\Delta = 160/200$  мкм, коэффициент заполнения рабочего зазора  $k_3 = 1$ . Исследовали СОТС трех составов: состав 1 – 1...5%-й водный раствор эмульсола Э-2 ГОСТ 1975–75; состав 2 – раствор триэтанолamina ( $[HOCH_2CH_2]_3N$ ) – 1 %, олеиновой кислоты ( $CH_2(CH_2)_7COOH$ ) – 0,5 %, буры ( $Na_2B_4O_7 \cdot 10H_2O$ ) – 0,5 %; состав 3 – СинМА-1 ТУ 38.5901176–91, 3%-й водный раствор.

Для сравнения эксперименты проводили при отсутствии СОТС. Обработка происходила при следующих режимах: магнитная индукция  $B = 1$  Тл; скорость резания  $V_p = 1$  м/с; скорость осцилляции  $V_o = 0,2$  м/с; амплитуда осцилляции  $A = 1,5$  мм; время обработки  $t = 15$  мин.

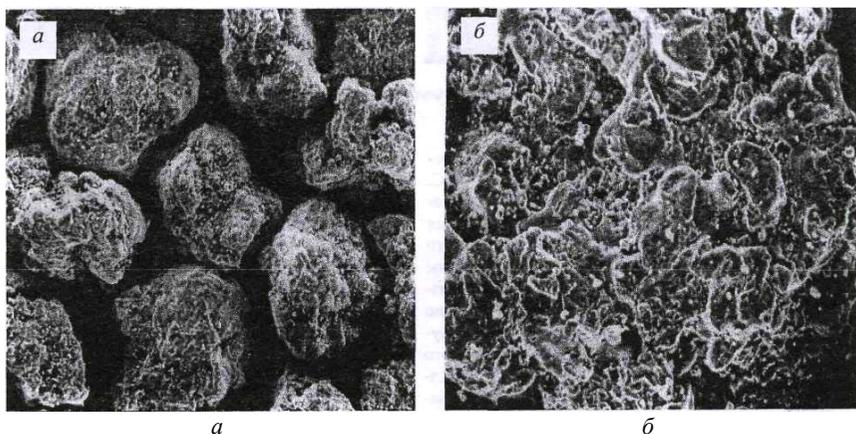


Рис. 2.2. Фотографии поверхности ФАП после обработки в отсутствие СОТС:  
 а – форма (увеличение  $\times 100$ );  
 б – структура (увеличение  $\times 400$ )

Строение структуры литого ( $Fe-TiC$ ) порошка обусловлено наличием базового кристалла карбида титана, представляющего основу всей эвтектической зоны. Другие кристаллы, имеющие форму октаэдров, пронизывают матрицу.

Такое строение обеспечивает устойчивость двухфазного фронта, а кристаллизация карбидов приводит к образованию прочной эвтектической колонии, определяя ее зональное строение и внешний вид. Размеры карбидных включений составляют от нескольких микрон до нескольких десятков, что вызвано условиями диспергирования струи расплава и последующей химико-термической обработкой. Установлено, что микротвердость карбидных слоев ФАП  $Fe-TiC$  составляет 12...15 ГПа при их толщине 10...20 мкм. В реальных условиях контактирование обрабатываемого материала и ФАП носит дискретный характер и изменяется в зависимости от нагрузки и их физико-механических свойств. Поэтому выполнение термодинамических расчетов часто связано с серьезными трудностями, но можно считать, что физические и химические процессы, происходящие в местах контакта тугоплавких соединений с обрабатываемым материалом, близки по своей природе к процессам, происходящим на их границе, когда металл находится при температуре плавления.

Таким образом, фактический контакт абразива ФАП с материалом изделия и их механическая активация вследствие образования

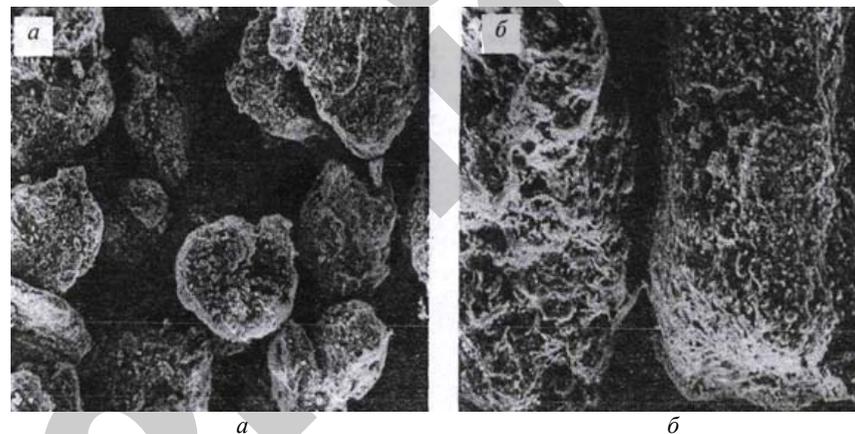


Рис. 2.3. Фотографии поверхности ФАП после использования СОТС на основе эмульсола Э-2: а – форма (увеличение  $\times 100$ );  
 б – структура (увеличение  $\times 400$ )

ювенильных поверхностей приводит, в свою очередь, к термоактивации. Это обеспечивает достижение температуры, близкой по своему значению к температуре эвтектического плавления карбидов. На рис. 2.2 представлены фотографии частиц ФАП после их использования в течение 15 мин обработки при отсутствии СОТС.

Образование новой эвтектики, вызванное охлаждением порошка после обработки, характеризуется созданием на его поверхности фазы хаотичного разветвления этой эвтектики. Изменение картины поверхности частиц ФАП при температуре, близкой к температуре плавления эвтектики, вызвано интенсивным разупрочнением связи. Это обуславливает одновременное течение абразивного компонента и материала матрицы. Данное обстоятельство обычно служит основанием к образованию трещин извилистого характера, проходящих по межфазной границе. Увеличение длины трещины приводит к неравномерности сопротивления деформации и, следовательно, более высокой степени разрушения такой гетерофазной системы. На рис. 2.3 представлены фотографии частиц ФАП после МАО с использованием СОТС на основе эмульсола Э-2. Несмотря на отсутствие изменений эвтектического характера, данные частицы после обработки покрыты слоем шлама, образованного наличием масляной фазы СОТС. Присутствие этой фазы СОТС в процессе МАО приводит к сцеплению как самих частиц ФАП в ходе

протекания этого процесса, так и пленки СОТС с обрабатываемой поверхностью изделия.

На рис. 2.4 видно присутствие следов пленки шлама от СОТС, обусловленного наличием олеиновой кислоты и триэтаноламина. Ее удаление с поверхности изделий после МАО требует применения специальных средств очистки и мойки.

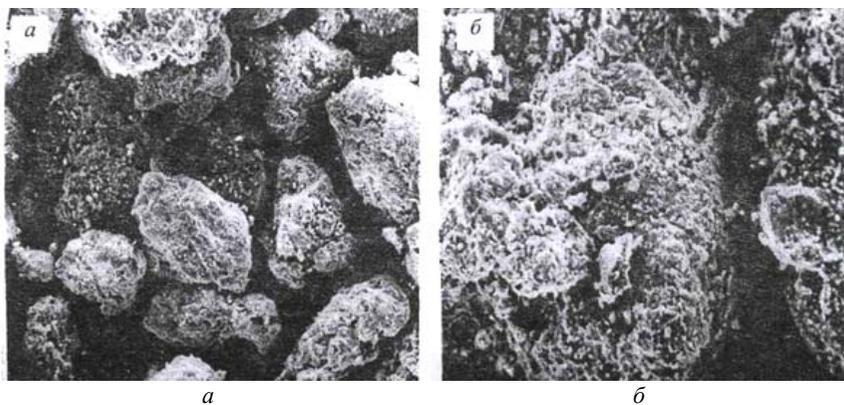


Рис. 2.4. Фотографии поверхности ФАП после использования СОТС на основе триэтаноламина, олеиновой кислоты и буры: *a* – форма (увеличение  $\times 100$ ); *б* – структура (увеличение  $\times 400$ )

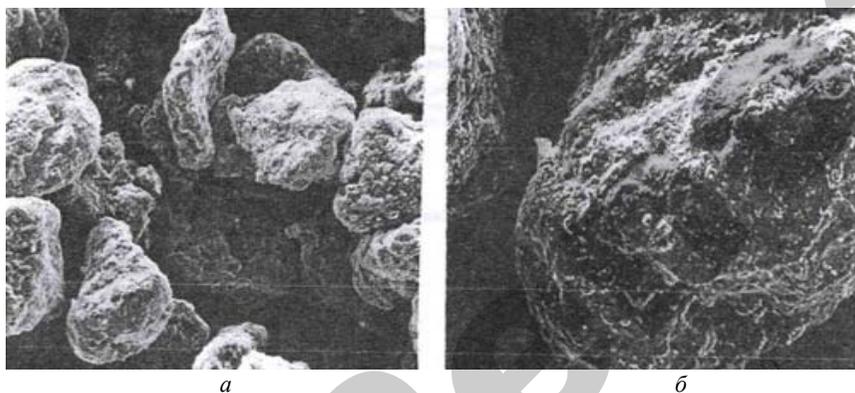


Рис. 2.5. Фотографии поверхности ФАП после использования СОТС СинМА-1: *a* – форма (увеличение  $\times 100$ ); *б* – структура (увеличение  $\times 400$ )

Лучшие показатели по моющей способности показывает СОТС СинМА-1 (рис. 2.5). Также полностью отсутствуют какие-либо особенности эвтектических изменений в отличие от использования эмульсола Э-2.

В данном случае эвтектическая композиция из-за благоприятных с энергетической точки зрения связей осуществляет сохранение таких свойств как жаро- и термостойкость. Однако по истечении процесса обработки режущий контур характеризуется резко увеличенными радиусами скругления, что приводит к прекращению диспергирования материала изделия. Необходимо отметить, что магнитные свойства ФАП остаются на прежнем уровне (в среднем  $\mu_c = 5 \dots 6$  мГн/м).

#### 2.4. Разработка и исследование РТС для МАО сложнопрофильных поверхностей

Экспериментальные исследования РТС для МАО сложнопрофильных поверхностей представляется целесообразным проводить при обработке шариков, поскольку их поверхности равнозначны в 3D измерении.

В настоящее время в подшипниковой промышленности доводка шариков проводится в основном свободным абразивом – пастами и суспензиями. Шарики доводятся в процессе качения между двумя дисками-притирами, перемещаясь в направляющих кольцевых канавках, выполненных на поверхности одного из дисков. В пастах и суспензиях, применяемых для доводки шариков, абразив по массе составляет не более 20...40 %, остальное – основа.

Чтобы абразив в основе находился во взвешенном состоянии, в нее, кроме традиционных парафина, стеарина, олеиновой кислоты, керосина и подобных компонентов, вводят тонкодисперсную двуокись кремния – 5...10 % от общего количества основы. Процесс доводки шариков свободным абразивом характеризуется повышенным расходом паст и суспензий, что обусловлено их текучестью и трудностями удержания в рабочей зоне доводки.

Следует отметить, что показатели процесса формообразования шариков при МАО, как и при шлифовании абразивными кругами, доводке пастами и суспензиями по традиционной технологии,

во многом определяются видом и характеристиками обрабатывающего инструмента.

Известно [57] использование в качестве режущего инструмента ФАП марки Ж15КТ ТУ 6-09-03-483–81 (размер частиц более 60 мкм). Однако применение такого вида ФАП для доводки шариков связано с определенными недостатками, обусловленными специфическими особенностями технологии его изготовления, приводящими к снижению качества изделий.

При МАО применяются также ферромагнитные суспензии. Обычно они состоят из магнитной дисперсной фазы, несущей (дисперсной) среды, стабилизатора и других компонентов. Правильный подбор составляющих компонентов и оптимальное их соотношение определяют заданные рабочие характеристики. Устойчивость системы обусловлена предотвращением седиментации и самопроизвольной коагуляции частиц и одновременно способностью не препятствовать структурированию системы в магнитном поле. Наложение такого рода полей приводит к образованию цепочек намагниченных частиц и их ориентации вдоль магнитных силовых линий поля для достижения минимума свободной энергии. Реологическими свойствами (вязкостью) ферромагнитных суспензий возможно управлять посредством внешнего магнитного поля. В ферромагнитных суспензиях, представляющих тонкую дисперсную систему, размер частиц дисперсной фазы не превышает 1 мкм. Из работы [46] известно, что использование тонкодисперсных ферромагнитных суспензий связано с трудностью промышленной реализации процесса.

Состав РТС для финишной обработки шариков

Таблица 2.2

Наименование компонента	Содержание компонентов, %
Масло промышленное И-40 А	40 ± 5
Олеиновая кислота	5 ± 1
Арахин С-20 М	10 ± 2
Парафин марки Т	2,5 ± 0,5
Оксид хрома марки ОХ А-О	15 ± 3
Железо карбонильное радиотехническое	7,5 ± 1,5
Порошок никелевый марки ПНЭ-1 или ПВК 1 Л 7	20 ± 1,5

Согласно проведенному анализу в качестве РТС для процесса МАО сферических поверхностей наиболее пригодны дисперсные структуры, которые занимают промежуточное положение между ферромагнитными суспензиями (< 1 мкм) и ФАП (> 60 мкм).

С целью повышения эффективности МАО шариков подшипников качества выполнены исследования влияния состава разработанной РТС на производительность и качество доводки шариков. Состав разработанной РТС приведен в табл. 2.2.

На рис. 2.6 приведена фотография внешнего вида шарика в процессе обработки при наложении внешнего магнитного поля с величиной магнитной индукции 1 Тл.

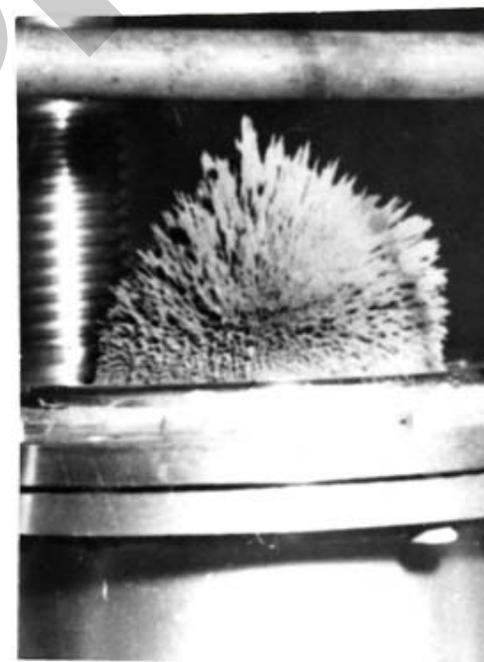


Рис. 2.6. Фотография шарика в РТС при наложении магнитного поля

Анализ проведенных экспериментов показал, что при относительном перемещении дисков-притиров происходит образование клина РТС, который одновременно выполняет функцию демпфера,

снижающего отрицательное воздействие вибраций и колебаний шариков и дисков. В отличие от традиционного процесса доводки шариков при MAO пятно контакта увеличивается в 2...3 раза, а производительность повышается.

Поскольку реологические показатели РТС во многом зависят от режима деформации, величины магнитного поля, кинематики и динамики процесса MAO, то она является неньютоновской средой с переменной сдвиговой вязкостью. Для обеспечения стабильности протекания процесса MAO этот показатель следует поддерживать постоянным за счет подачи дополнительной порции РТС в рабочую зону через каждые 10 минут обработки и увеличения значения магнитной индукции на 0,1 Тл через те же 10 минут. Перечисленные требования обусловлены расходом РТС в процессе обработки, а также тем, что при более высокой температуре, величина которой растет при контакте частиц РТС с обрабатываемой поверхностью, напряженность магнитного поля должна быть больше. Например, установлено, что при выполнении указанных условий съем металла (диаметр обрабатываемых шариков 3 мм) через 1 мин составлял 4 мкм, через 30 мин – 98 мкм. При этом достигнута степень точности 16 по ГОСТ 3722–81. Следует обратить внимание на необходимость демагнитизации дисков-притиров и обработанных шариков по завершении процесса MAO с целью снятия остаточной намагниченности. Измерения, проведенные при помощи тесламетра мод. Т-3, позволили установить, что величина магнитной индукции на расстоянии 0,2 м – не более 0,004 Тл.

Способ приготовления РТС в соответствии с разработанной технологией в условиях производства достаточно прост и доступен. РТС хранится в закрытой таре при температуре ниже 20 °С, попадание прямого солнечного света должно быть исключено.

## 2.5. Ферроабразивные порошки при MAO

### 2.5.1. Структура и фазовый состав ФАП

В современном машиностроении установилась тенденция использования малоотходных процессов формообразования деталей машин (точное литье, зубонакатывание, точная штамповка и т. п.). Одновременно растет доля отделочных операций (шлифование, полирование,

доводка). Эффективность MAO зависит от формы частиц ФАП, их гранулометрического состава, химической активности к обрабатываемому материалу, микротвердости абразивной составляющей, а также от технологичности изготовления и стоимости ФАП. Выбор материала, обеспечивающего требования по магнитным свойствам, не представляет особых трудностей. Наиболее высокую индукцию насыщения имеет сплав *Fe-Co* (40 % *Co*), но в связи с его высокой стоимостью предпочтение отдается железу.

Механизм снятия стружки при MAO отличается от обычной абразивной обработки. В работе [16] предложена гипотеза об автоматической переориентации зерен ФАП вдоль силовых линий магнитного поля по мере изнашивания (следовательно, о «самозатачивании»). Поэтому целесообразно использование зерен вытянутой, осколочной формы. Однако, перпендикулярное к обрабатываемой поверхности расположение зерна возможно, если силовые линии поля направлены по нормали к ней и при условии, что на зерно действуют силы этого поля. В действительности для пара- и диамагнитных материалов силовые линии поля не всегда перпендикулярны к поверхности заготовки. Направление силовых линий также в значительной степени искажается вблизи концентраторов магнитного поля. В реальных условиях на каждое режущее зерно одновременно действуют магнитное поле, силы трения со стороны движущейся заготовки и разно ориентированные силы со стороны окружающих зерен. Ввиду этого утверждение о предпочтительности использования ФАП с осколочной формой зерна не является полным. Процесс изнашивания зерен также не следует отождествлять с «самозатачиванием».

Одной из важнейших характеристик ФАП является стойкость, которая зависит от магнитных и механических свойств и условий полирования. Следует отметить, что на стойкость ФАП влияет химическая активность абразивного компонента к обрабатываемому материалу. Реакционная способность к железу тугоплавких соединений по степени уменьшения может быть представлена следующим образом:



Поэтому при выборе абразивного компонента ФАП при прочих равных условиях предпочтение следует отдавать нитридам и оксидам.

## 2.5.2. Методы получения ФАП

Первоначально в качестве ФАП были опробованы однородные материалы (ферриты, альсифер, альперм и т. д.). Однако появление порошков композиционного типа показало их преимущество над однородными по режущим и магнитным свойствам.

По наличию и характеру расположения абразивных компонентов в структуре отдельных порошковых частиц ФАП предложена классификация [57] (рис. 2.7). Общим недостатком ФАП со структурами I...IV типов является трение материала ферромагнитной матрицы о полируемую поверхность, что недопустимо при обработке химически активных материалов. Структура V типа характеризуется наличием сплошной плотной пленки абразивного компонента на ферромагнитном зерне. Такой тип структуры можно получить, например, борированием железного порошка.

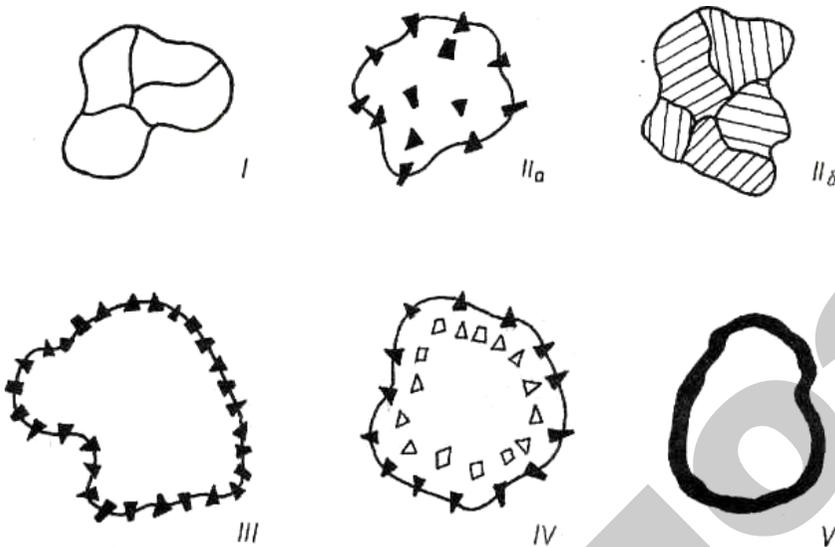


Рис. 2.7. Классификация структур ФАП

Важным фактором ФАП, влияющим на процесс МАО, является зернистость. Необходимо отметить, что при распылении состава форма частиц ФАП несколько меняется в зависимости от их размеров: чем мельче порошок, тем более округлую форму имеют его частицы.

Технология изготовления определяет структуру, свойства и область применения ФАП. Согласно этому, существуют следующие группы ФАП: механические смеси, керметы и литые порошки.

Механические смеси – порошки, состоящие из ферромагнитных (железо, низкоуглеродистая сталь, ферриты, сплавы типа  $Fe-Ni-Al-Co$  и др.) и абразивных частиц (алмаз, эльбор, карбид титана и кремния и др.). Их общими недостатками являются высокое процентное содержание абразивной составляющей, снижающее магнитные характеристики порошков, а также сегрегация смеси как в процессе хранения, так и эксплуатации. С учетом указанных особенностей данная группа ФАП имеет ограниченное применение (в основном, в виде суспензии).

Керметные порошки – металлокерамические частицы, представляющие собой гетерогенную композицию ферромагнитной основы с одной или несколькими керамическими фазами (абразивами).

Диспергирование струи расплава осуществляется газом высокого давления (азотом или воздухом) или скоростным потоком воды. Использование азота или другого инертного газа приводит к получению округлых частиц с неокисленной поверхностью, применение воздуха или воды – к образованию частиц неправильной формы с наличием оксидной пленки, являющейся абразивным компонентом ФАП. Недостатками данного способа являются широкий разброс частиц ФАП по зернистости и низкий выход рабочих фракций (рис. 2.8, а). Наиболее перспективным методом изготовления литых порошков является диспергирование расплава вращающимся диском из огнеупорного материала (рис. 2.8, б). Так можно получить однородную по крупности порошковую массу, форма частиц которой определяется конструкцией экранов установки распыления и расстоянием между экранами и распыляющим диском.

Если пользоваться классификацией по структуре ФАП, предложенной в работе [57], можно выделить первый тип – порошки, изготовленные из более твердых, чем обрабатываемый, материалов – тип I, например, чугунная дробь, порошки ферросплавов. Ко второму типу относятся специальные порошки, которые состоят из ферромагнитной матрицы и абразивного наполнителя, распределенного по всему объему частиц. Этот тип можно разделить на два подтипа (рис. 2.7, подтипы IIa, IIб), которые отличаются

способом изготовления. Порошки типа Па изготавливают традиционными методами порошковой металлургии, которые включают смешивание исходных компонентов, брикетирование, спекание, дробление и размол. Такие порошки содержат до 30 % абразивной составляющей, в качестве которой используют оксиды ( $Al_2O_3$ ,  $SiO_2$  и др.), карбиды ( $SiC$ ,  $TiC$ ,  $Mo_2C$ ,  $Cr_3C_2$ ,  $ZrC$  и др.), бориды ( $TiB_2$ ,  $ZrB_2$ ). К материалам, которые изготавливают по такой технологии, относятся МАМ40 и  $FeTi$  – первые специальные ФАП.

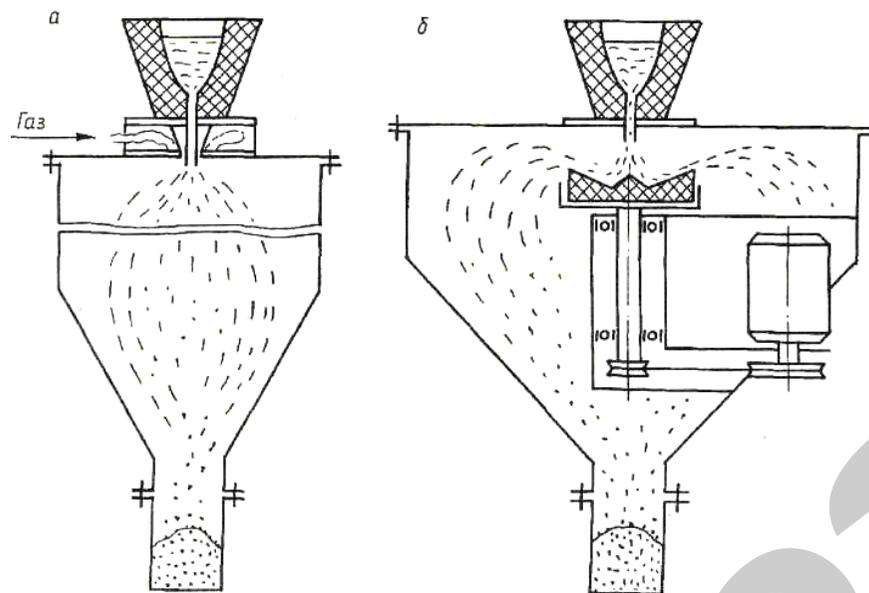


Рис. 2.8. Принципиальная схема установки для распыления расплава:  
 а – магнитно-абразивных материалов газом;  
 б – вращающимся диском

К подтипу Пб относятся порошки, в которых абразивный компонент образует каркас, – псевдосплавленные и полученные распылением из расплава [57]. Псевдосплавленные порошки имеют в своем составе достаточно твердый абразивный компонент при значительной прочности частиц в целом. Распыленные порошки системы  $Fe-Si-C$  с добавками алюминия, бора, переходных металлов имеют высокую прочность частиц, эвтектическое строение и высокодисперсный

абразивный компонент. Порошки II типа чаще всего используются в качестве инструмента для МАО.

Тип III представляет собой порошки с ферромагнитным ядром, покрытые слоем абразива. Стойкость частиц с такой структурой определяется прочностью сцепления абразива с ферромагнитной матрицей. Порошки, близкие к III типу, со структурой IV типа имеют абразив с несколькими поверхностями разного состава, расположенными на поверхности частиц ФАП. Такая структура, по мнению автора [57], должна совмещать преимущества структур II и III типов и в то же время не иметь их недостатков.

Порошки III и IV типа получают прокаткой смеси железного порошка и абразива в валках [31], обкатыванием железного порошка в смеси железа и абразива [57] или методами внутреннего азотирования или цементации порошков сплава железа с нитридо- и карбидо-содержащими элементами.

Порошки V типа состоят из магнитного ядра, полностью покрытого абразивным материалом [26]. Такую структуру можно получить при борировании железного порошка. Порошки V типа исключают контакт материала ферромагнитного ядра с обрабатываемыми изделиями.

Классификация специальных порошков для МАО по способу получения позволяет выделить два класса: так называемые керметные и литые ФАП [57]. К керметным порошкам относят гетерогенные композиции на ферромагнитной основе с одной или несколькими керамическими фазами и малой растворимостью фаз. По керметной технологии можно получить порошки со структурой II, III и IV типов. К преимуществам данных порошков можно отнести возможность применения сравнительно широкой гаммы абразивных материалов. К литым порошкам относят порошки, полученные распылением или грануляцией из расплава. Они имеют, преимущественно, структуру II типа (из приведенной выше классификации). К преимуществам литых порошков для МАО можно отнести простоту технологического процесса получения, возможность варьирования абразивной составляющей и сравнительно простого управления размером абразивных включений.

В [31] свойства порошков разбиты на 4 категории: химические, геометрические, физико-механические и технологические (специальные). К химическим свойствам относят: материал ферромагнитного и абразивного компонентов, процентное содержание компонентов. К геометрическим – гранулометрический состав, размер

Таблица 2.3

Производительность и качество процесса МАО  
при использовании различных видов ФАП

ФАП (состав)	Метод изготовления	Рекомендуемые к обработке материалы	Результаты практического применения		
			Обрабатываемый материал	Массовый съем, г	Шероховатость по параметру $R_{a0}$ , мкм
1	2	3	4	5	6
23AM40-80 (80 %Fe- 20 %Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	Механическая смесь	Стали, сплавы на медной основе	У10А	6,74	0,08
			Д-16	3,2	0,58
Ж-15КТ (85 %Fe- 15 %TiC)	Керметная технология	Стали, инструментальные твердые сплавы	ШХ15	11,66	0,064
			Р6М5	1,34	0,21
Fe-TiC (80 %Fe- 20 %TiC)	Распыление расплава	Стали, инструментальные твердые сплавы	У10А	2,30	0,68
			Р6М5	1,12	0,37
Fe-ZrC (90 %Fe- 10 %ZrC)	Распыление расплава	Конструкционные, инструментальные стали	У10А	3,48	0,68
Fe-VC (80 %Fe- 20 %VC)	Керметная технология	Стали, цветные металлы и сплавы	ШХ15	14,1	0,045
			Д16	7,3	0,82
Fe-VC (60 %Fe- 40 %VC) плавленный	Распыление расплава	Стали, цветные металлы и сплавы	ШХ15	15	0,13
			Д-16	8,6	0,6
Fe-Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> (80 % Fe- 20 % Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> )	Керметная технология	Чугуны, стали	У10А	5,26	0,69

абразивного зерна, форму и геометрию частиц, и их структуру. Физико-механические свойства – микротвердость структурных составляющих, насыпная плотность порошка и соотношение коэффициентов температурного расширения структурных составляющих. К технологическим относятся: магнитная проницаемость, магнитная восприимчивость, достигаемое удельное массовое снятие, изменение шероховатости поверхности во время МАО и абразивная способность [25]. В предложенной схеме рассмотрены наиболее распространенные ферроабразивные порошки. Рекомендации по выбору пары обрабатываемый материал – порошок приведены в [57], но они основаны на адгезионном родстве материалов и не позволяют учесть условия МАО, физические явления, которые возникают при обработке.

Одной из наиболее важных характеристик ферроабразивных порошков является абразивная способность. В [25] рассмотрена методика ее определения как совокупность показателей: удельного снятия материала за единицу времени – характеристика абразивной способности, показателя степени сохранения абразивной способности во времени и достигаемой шероховатости поверхности. Такой подход дает достаточно полную характеристику ФАП и помогает при выборе порошка.

Выбор конкретного типа порошка под конкретную деталь и схему обработки осложнен. Это связано с тем, что практически не проводились сравнительные исследования работоспособности разных порошков на разных материалах и схемах обработки. Кроме того, многие порошки изготавливали опытными партиями, которые во многих случаях имели нестабильные свойства и потому не были доведены до серийного производства. В табл. 2.3 внесены данные сравнительных результатов исследований эксплуатационных характеристик ферроабразивных порошков [25, 26, 31, 57].

Характеристики других ФАП достаточно низкие, в сравнении с приведенными. Практически все указанные порошки показывают приблизительно одинаковую способность улучшения шероховатости обрабатываемой поверхности (достигаемая шероховатость поверхности по параметру  $R_a < 0,16$  мкм), при этом массовое снятие в большинстве случаев не играет решающей роли. Наилучшие свойства, по сравнению с другими, имеют порошки, которые содержат в качестве абразивной составляющей карбид титана, что подтверждается результатами, полученными в работах [25, 26, 31, 57].

Продолжение табл. 2.3

1	2	3	4	5	6
[Fe 93,5 % -Si 6,5 %]- TiC	Распыление расплава	Стали	ШХ15	17,48	0,062
Fe-TiC-WC (Fe 80 %- TiC 16,5 %- WC 3,5 %)	Распыление расплава	Стали, сплавы на основе меди, алюминия и титана	Сталь 45	3,3	0,06
			T15K6	1,3	0,06
Fe-Nb (Fe 95 % - Nb 5 %)	Распыление расплава	Стали, сплавы на основе меди, алюминия и титана	Сталь 45	3,2	0,1
			T15K6	0,9	0,13
Fe-WC(20)	Керметная технология	Конструкционные, инструментальные стали	У10А	2,74	0,71
Fe- W <sub>2</sub> B <sub>5</sub> (20)	Керметная технология	Стали, инструментальные твердые сплавы	У10А	4,52	0,685
			P6M5	2,3	0,54
Fe- (Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> +Ni)	Керметная технология	Цветные металлы и сплавы	Д-16	3,78	0,66
Fe-[Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> + (Ni-Co)]	Керметная технология	Цветные металлы и сплавы	Д-16	3,48	0,62
ФАПР-3	Распыление расплава	Стали, титан, чугун	ШХ15	7,6	0,68
			P6M5	3,4	0,74
Полимам-Т	Распыление расплава	Стали, твердые сплавы	Сталь 45	3,8	0,07
			ВК 6	1,2	0,05
Полимам-М	Распыление расплава	Медь, сплавы на основе меди	Д-16	4,2	0,08
			T15K6	1,6	0,05

Окончание табл. 2.3

1	2	3	4	5	6
Стружковые отходы стали P6M5	Механическое измельчение стружки	Конструкционные стали, твердые сплавы	Сталь 45	12,4	0,09
			P6M5	4,6	0,12
Ферабраз-310	Самораспро- страняющийся высоко- температурный синтез	Стали, твердые сплавы	У10А	3,8	0,12
Ферабраз-311	Самораспро- страняющийся высоко- температурный синтез	Стали, твердые сплавы, титановые сплавы	T15K6	1,9	0,09
МАП АСМ (Алмазо- содержащий порошок)	Керметная технология	Инструментальные стали, твердые сплавы	ВК8	6,9	0,07
			T15K6	7,2	0,07

Исследования различных порошковых материалов для MAO показали, что эффективность обработки в значительной степени зависит от формы зерен ферроабразивного порошка. При MAO большое влияние на эффективность обработки оказывает не только материал порошка, но и состояние режущих кромок зерен ФАП. Основными геометрическими параметрами, определяющими режущую способность ферроабразивного зерна, являются форма зерен, число вершин (режущих кромок), углы при вершинах и радиусы округления вершин.

Например, проведенный анализ показывает, что при совместном нагревания смесей  $Fe + C + Ti$  конечными продуктами химического взаимодействия являются карбиды титана и железа. Присутствие железа в процессе синтеза не препятствует образованию карбидов титана в температурном интервале 1400...1600 °С. Образование карбидов титана характеризуется высоким содержанием связанного углерода, что резко снижает потемнение поверхностного слоя бронзы. Повышение температуры приводит к уменьшению содержания карбидов титана в композиции по причине роста растворения и химического взаимодействия.

Микротвердость ферромагнитной матрицы находится в пределах 2100...3400 МПа,  $Ti-C$  – 30 000...31 000 МПа. Микроструктура в зависимости от массового содержания карбидов представляет собой спектр от карбида в виде сферических включений в железной матрице, хлопьевидного карбида в этой же матрице и структуры только литого карбида.

В системе  $Fe + C + Ti$  на нетравленных шлифах видны (рис. 2.9) две фазы: на светлом поле железной матрицы наблюдаются темные округлые пятна (глобулы) карбида титана. Глобулы незначительно различаются по размерам и равномерно распределены по полю матрицы.

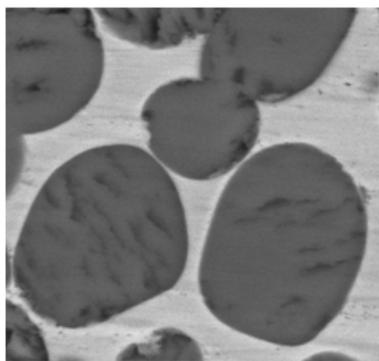


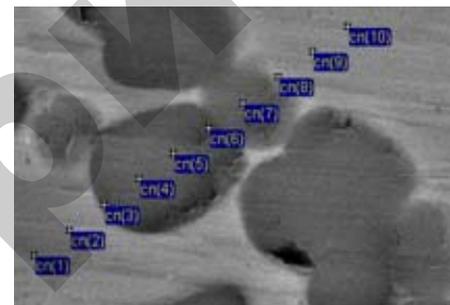
Рис. 2.9. Микроструктура порошка системы  $Fe + C + Ti$

Размер глобулей зависит от концентрации карбидной фазы в композиции. Увеличение концентрации карбида приводит к росту размера его зерна. Округление глобулей обусловлено ограниченностью растворения карбидов титана в железе и стремлению любой системы принять форму, связанную с минимумом энергозатрат.

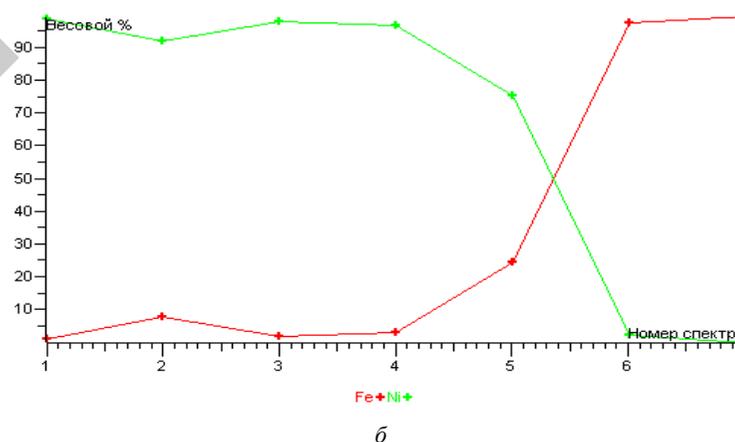
Микрорентгено-структурный анализ порошка  $Fe-TiC$  (рис. 2.10,  $a$ ,  $b$ ), подтверждают наличие областей с преимущественной концентрацией карбидообразующего металла или железа.

Углерод в основном находится в области карбидообразующего металла, а в железной матрице он практически отсутствует. Способность к намагничиванию является одной из самых важных характеристик ФАП, определяющих их работоспособность. С ростом концентрации абразивного компонента намагниченность снижается. Частицы ФАП имеют форму неправильных многогранников

с выделяющимися выступами зерен карбида, представляющими участки абразивного резания. На рис. 2.11 представлена морфология поверхности тугоплавкого абразива в ферромагнитной матрице, его размер и форма.



$a$



$b$

Рис. 2.10. Микрорентгено-структурный анализ порошка  $Fe-TiC$ :  $a$  – трасса спектров;  $b$  – распределение фаз по трассе спектров

Проведенные исследования методом рентгеноструктурного анализа показали, что порошок  $Fe-TiC$  состоит из двух фаз:  $Fe$  и  $TiC$ . Наличие свободного углерода не идентифицируется. По данным проведенным исследований, микрорентгено-структурного анализа, установлено, что углерод находится в связанной форме карбидов титана, а в железной матрице он практически отсутствует.

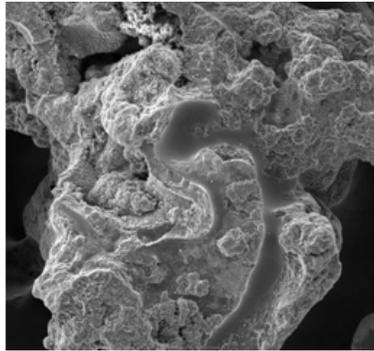


Рис. 2.11. Морфология частицы порошка  $Fe-TiC$

Сопоставление строения частиц ФАП и его физических свойств в виде намагниченности показывает, что эти характеристики имеют тесную связь и определяют эффективность процесса МАО. Высокая микротвердость карбида титана, низкий уровень взаимодействия карбида титана с железом при повышении температуры и как следствие высокие магнитные свойства обеспечивают интенсивный сьем обрабатываемого металла и качество обработанной поверхности.

### 2.5.3. Исследование и разработка ФАП на основе оксидов титана и ванадия

Установлено, что путем подбора легирующих элементов, режимов распыления и термической обработки можно избирательно влиять на структуру, форму и размеры частиц. Поэтому изучение их морфологии и микроструктуры во многом определяет качество и производительность процесса магнитно-абразивной обработки. Следовательно, основными направлениями в этой области являются совершенствование на базе существующих технологий известных и разработка новых видов порошка, снижение трудоемкости их изготовления и уменьшение затрат на производство данного продукта.

Абразивные свойства ФАП определяются присутствием в их структуре сверхтвердых фаз [57]. При разработке составов ФАП

и технологии их изготовления выбор этих фаз осуществляют с учетом их твердости, химической инертности по отношению к обрабатываемому материалу и технологичности процесса изготовления порошков. При МАО сталей и сплавов на железной основе используются в качестве абразивных компонентов ФАП самые разнообразные тугоплавкие соединения. Поэтому при прочих равных характеристиках абразивных составляющих следует отдавать предпочтение оксидам, нитридам, карбидам, как указывалось ранее.

В частности, были исследованы литые порошковые сплавы  $Fe-TiC$  и  $Fe-VC$ . Получить порошки таких составов диспергированием расплава в промышленных условиях практически невозможно из-за высокой вязкости и быстрой окисляемости, поэтому технология их изготовления включала выплавку расплава в контролируемой атмосфере в графитовом тигле, получение литых заготовок в металлических или графитовых формах, дробление слитков, рассев порошков.

Основная задача исследований заключалась в установлении основных особенностей морфологии и структуры ферроабразивных порошков железа, легированных ванадием и титаном, оптимизации способов их изготовления и проведении сравнительных испытаний новых и известных ФАП при магнитно-абразивной обработке.

Материалы для исследования:

- литые дробленые порошковые сплавы ( $C 1,5...4,0$ ;  $Ti 5...15$  мас. %;  $Fe$  – остальное) и ( $C 1,5...4,0$ ;  $V 5...10$  мас. %;  $Fe$  – остальное);

- стандартный ферроабразивный порошковый сплав Ж15КТ (ТУ 6-09-03-483–81);

- втулки из алюминиевого сплава Д16 (ГОСТ 4784–78);

- втулки из стали ШХ-15 (ГОСТ 801–78, 58...62 HRC, размерами  $D \times d \times L = 36 \times 29 \times 32$  мм).

Оборудование и режимы МАО:

- станок СФТ-2.150.00.00.000;

- СОТС – СинМА-1 ТУ 38.5901176–91, 3%-й водный раствор, подача капельным методом при расходе 40...50 мл/мин, время обработки  $t = 60$  с,

- величина магнитной индукции в рабочем зазоре  $B = 1$  Тл, сила тока, подаваемого на катушки соленоидов электромагнитной системы,  $I = 5$  А, скорость резания  $V_{рез} = 1...2$  м/с, скорость осцилляции  $V_o = 0,1...0,2$  м/с.

Критерием оценки эффективности ФАП являлся показатель шероховатости поверхности образцов  $R_a$ , который до обработки на обеих марках материала составлял 0,08...0,1 мкм.

Ванадий и титан являются элементами, замыкающими область  $\gamma$  – твердого раствора на диаграммах состояния с железом при сравнительно невысокой их концентрации, что позволяет получить на их основе ФАП с высокими магнитными свойствами (рис. 2.12 и 2.13).

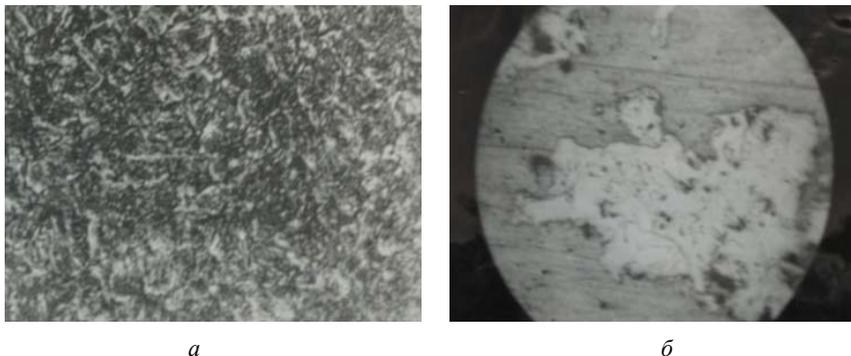


Рис. 2.12. Порошок типа Fe-Ti: а – микроструктура; б – форма



Рис. 2.13. Порошок типа Fe-V: а – микроструктура; б – форма

При введении в двойные системы железо-ванадий и железо-титан (рис. 2.14 и 2.15) заданного количества углерода в их структуре появляется контролируемое содержание карбидной фазы с твердостью,

превышающей  $HV$  2200. И тогда считается оптимальным соотношение магнитной и абразивной фаз в порошке в пределах 80...70/20...30 % по объему. Микроструктура литых дробленых порошковых частиц сплавов представляет собой мартенсит с выделениями изолированных карбидов ванадия или титана округлой и угловатой формы, а также карбидов эвтектического типа. Микроструктура порошковых частиц сплава, распыленных водой, представляет собой твердый раствор углерода в  $\alpha$ - и  $\gamma$ -железе, причем соотношение фаз меняется в зависимости от скорости охлаждения и размера частиц, и изолированных, равномерно распределенных в металлической матрице карбидов округлой формы. Аустенит является метастабильным и в процессе МАО синергетическое воздействие магнитного поля, температуры и деформаций приводят к его частичному превращению в мартенсит и повышению магнитных и режущих свойств порошка. При этом твердость металлической основы сплава возрастает от 65 до 70 HRC. Размер карбидов в порошковых частицах, полученных методом распыления, составляет 5...50 мкм. Размеры порошковых частиц находятся в пределах 100...500 мкм. Эти же фракции порошков стремились получить путем дробления слитков сплавов железо-углерод-ванадий и железо-углерод-титан. Рентгеноструктурным анализом идентифицированы карбидные фазы в исследованных порошковых сплавах. В сплавах систем железо-углерод-ванадий и железо-углерод-титан это, соответственно, карбиды  $VC$  и  $TiC$ .

Практически все методы изготовления ФАП приводят к образованию частиц порошка с равномерным распределением по объему ферромагнитных и абразивных фаз. Эксплуатационные свойства ФАП могут быть значительно повышены при таком строении порошковых частиц, когда их сердцевина состоит в основном из ферромагнитного материала, а абразивная составляющая максимально сосредоточена в поверхностном слое. Такие условия могут быть созданы, например, путем термической обработки, способствующей дополнительному выделению карбидов из металлической основы порошка, химическим травлением за счет повышения шероховатости частиц округлой формы, обработкой порошков в азотсодержащей плазме (образование нитридов титана и ванадия в поверхностном слое частиц); ионно-плазменной обработкой (нанесение нитрида титана на поверхность порошковых частиц) и т. п. Некоторые из указанных методов были опробованы и оказались весьма эффективными.

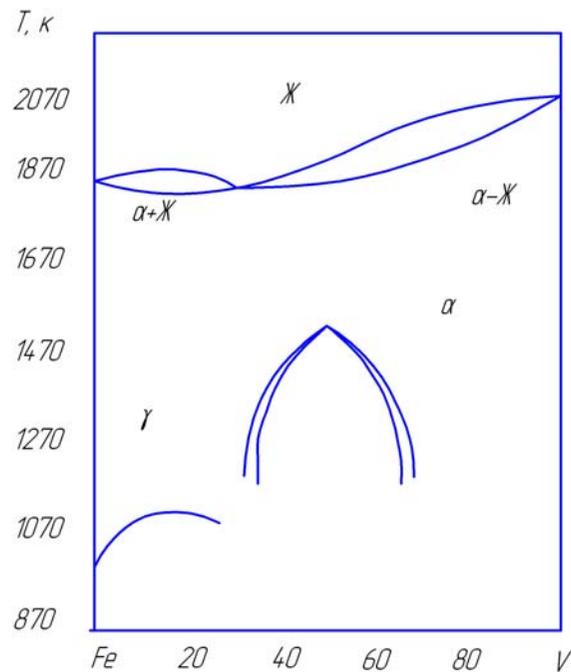


Рис. 2.14. Диаграмма состояния двойных систем железо-ванадий

Были определены основные особенности технологии изготовления ФАП, относящихся к системам железо-углерод-ванадий, железо-углерод-титан, железо-углерод-хром-ванадий. Порошки сплавов на основе твердых растворов с высокими магнитными характеристиками, обладающие высокой температурой плавления и повышенной вязкостью в жидком состоянии, целесообразно получать путем дробления слитков и последующего рассева полученного продукта.

Установлено, что разработанный литой дробленый ФАП по технологическим и эксплуатационным свойствам значительно превосходит композиционный порошок Ж15КТ, имеющий совпадающий с ним химический состав.

В настоящей работе исследованы порошковые сплавы трех составов (табл. 2.4), полученных диспергированием струи расплава воздухом или водой. Выплавку сплавов осуществляли в индукционной печи с кислой футеровкой. Технологии процесса получения

порошков сплава заключалось в том, что при диспергировании струи расплава контакт мелких капель с воздухом или водой приводит к образованию на поверхности порошковых частиц пленки оксидов, преимущественно титана или ванадия. Оксиды титана и ванадия и являются той фазой, которая обеспечивает абразивные свойства ФАП.

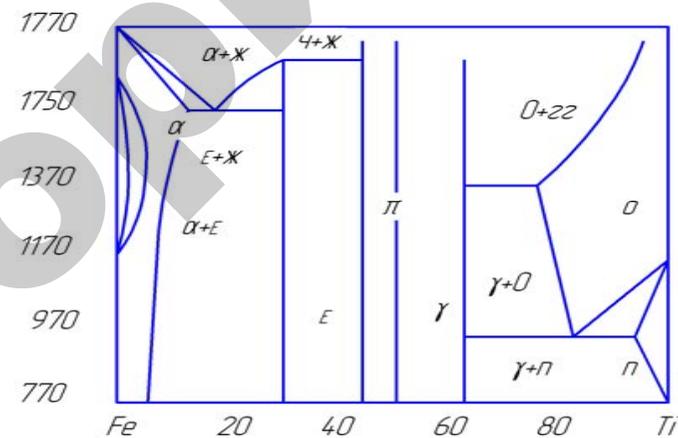


Рис. 2.15. Диаграмма состояния двойных систем железо-титан

Исследование режущих свойств проводили на установке П-800 при следующих режимах: скорость резания обрабатываемой заготовки  $V_p = 1,0 \dots 1,5$  м/с; магнитная индукция в рабочем зазоре  $B = 0,8 \dots 1,2$  Тл; амплитуда осцилляции  $A = 2$  мм; величина рабочего зазора  $\delta = 1 \dots 3$  мм. В качестве образцов использовали втулки диаметром 36 мм, длиной 32 мм, и толщиной стенки 1...4 мм, материал – латунь Л63 ГОСТ 15527–70, бронза БрАЖ9-4 ГОСТ 18175–78, силумин Д16Т ГОСТ 21488–76, сталь ШХ-15 ГОСТ 801–78, 54...60 HRC<sub>3</sub>. Исходная шероховатость поверхности данных деталей составляет  $R_{a1} = 1,6 \dots 2,5$  мкм. В качестве СОТС применялась СинМА-1 ТУ 38.5901176–91, 5%-й водный раствор. Базовый порошок – Ж15КТ ТУ 6-09-03-483–81. Размерность как базовых, так и исследуемых ФАП составляла  $\Delta = 200 \dots 315$  мкм. Выходными показателями процесса MAO являлись величина удельного массового съема металла,  $\Delta G$ , г/мин и достигаемая шероховатость поверхности после MAO,  $R_{a2}$ , мкм.

Таблица 2.4

Характеристика исследованных порошковых сплавов

Обозначение сплава	Содержание элементов, % мас.*							Температура плавления, К	Фазовый состав		Твердость упрочняющей фазы, МПа
	C	Si	Mn	Cr	Ti	V	B		Матрица	Упрочняемая фаза	
ФТ-2	0,2...1,2	0,15...0,5	0,3	0,05...	2,0	–	0,1	1710	мартенсит	TiO, TiO <sub>2</sub>	6000-19500
ФВ-4	0,2...1,5	0,15...0,5	0,3	0,05	–	4,0	0,1	1870	мартенсит	VO, V <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	1400-8500

Примечание. \* Железо и примеси – остальное.

Процесс изготовления металлических порошков распылением струи расплава имеет следующие особенности: при диспергировании образуются капли, которые под действием сил поверхностного натяжения стремятся получить округлую форму. При этом важную роль играют состав расплава и особенности его затвердевания. Так как при затвердевании частиц сплавов ФТ-2 и ФВ-4, имеющих значительный интервал кристаллизации и образующих оксиды тугоплавких металлов на поверхности, их форма становится угловатой, неправильной, что создает благоприятные условия для резания при MAO (рис. 2.16).

Микроструктура порошковых частиц сплавов ФТ-2 и ФВ-4 представляет собой мартенсит на основе перенасыщенного раствора Ti или V в железе с твердостью, соответственно, 4800 и 3500 МПа. Присутствие углерода приводит к образованию карбидной сетки по границам бывших аустенитных зерен (рис. 2.17, а, б). С увеличением размера порошковых частиц количество выделившихся карбидов возрастает, что приводит к снижению твердости матрицы. На поверхности частиц, распыленных водой, образуется слой оксидов титана или ванадия. За счет этого слоя и магнитной сердцевины обеспечиваются высокие магнитные и абразивные свойства порошка.



Рис. 2.16. Морфология частиц порошка ФТ-2 (увеличение ×100)

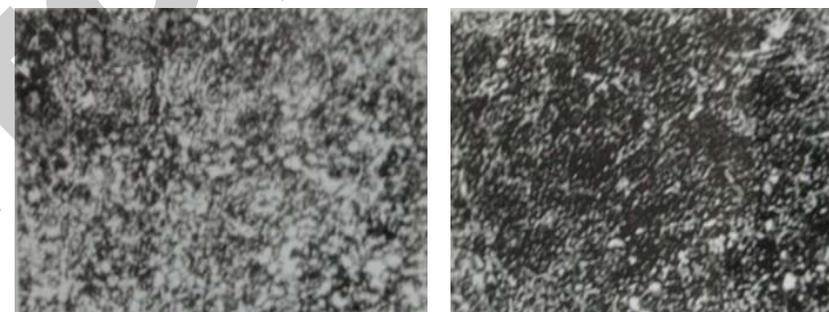


Рис. 2.17. Микроструктура порошка (увеличение ×150): а – ФТ-2; б – ФВ-4

В табл. 2.5 приведены результаты сравнительных испытаний порошковых материалов при обработке цветных сплавов.

Дисперсная структура равномерно распределенных частиц обеспечивает более низкую шероховатость поверхности по сравнению с относительно грубой структурой порошковых частиц сплава Ж15КТ.

Дальнейшее усовершенствование литых порошковых сплавов связано с повышением в расплаве углерода, титана и других карбидообразующих элементов, а их удешевление – с заменой процесса распыления другими, например, механическими способами измельчения затвердевших сплавов. Кроме того, поскольку в снятии припуска при MAO детали участвуют поверхностные слои порошка,

в то время как их сердцевина должна обладать максимальными магнитными свойствами, убывающими в присутствии частиц твердой фазы, перспективным способом повышения эксплуатационных характеристик ФАП является их поверхностное упрочнение за счет химической, термической и химико-термической обработки.

Таблица 2.5

Результаты определения режущих свойств литых порошковых материалов при магнитно-абразивной обработке

Порошок	Обрабатываемый материал							
	Латунь Л63		Бронза БрАЖ9-4		Силумин Д16Т		Сталь ШХ15	
	$\Delta G$ , г/мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , г/мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , г/мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , г/мин	$R_{a2}$ , мкм
Ж15КТ	1,293	0,09	1,516	0,08	0,658	0,08	2,01	0,08
ФТ-2	0,328	0,04	0,465	0,05	0,299	0,04	0,633	0,04
ФВ-4	1,267	0,05	1,402	0,06	0,656	0,05	2,35	0,06

Были исследованы данные ФАП и установлено, что для данной размерности ФАП на основе оксидов V (4 %, 6 %, 8 %) характерно понижение шероховатости после обработки по сравнению с Ж15КТ (рис. 2.18).



Рис. 2.18. Форма частиц ферроабразивного порошка на основе оксидов Ti (5 %), (увеличение  $\times 80$ )

ФАП на основе оксидов Ti (5 %) имеет более низкие величины массового съема, но отличается высокими полирующими свойствами. Как видно из рис. 2.18 поверхность частиц ФАП имеет многогранную неправильную форму. На ней находится пленка оксидов, имеющая толщину 5...20 мкм. Микротвердость этой пленки колеблется от 350 до 1100 Н<sub>μ(20)</sub>, что свидетельствует о непостоянстве ее химического состава. Вместе с тем этот вид ФАП обладает ферромагнитной матрицей, структура которой состоит из малоуглеродистого мартенсита.

Результаты испытаний некоторых новых порошковых материалов приведены в табл. 2.6.

Таблица 2.6

Производительность и качество обработанной поверхности материалов в зависимости от типа ФАП

Тип ФАП, 100/160 мкм	Обрабатываемые материалы					
	Дуралюмин Д16		Латунь Л63		Медь МЗ	
	G, г	$R_{a2}$ , мкм	G, г	$R_{a2}$ , мкм	G, г	$R_{a2}$ , мкм
Ж15КТ	0,658	0,08	1,293	0,09	1,516	0,08
Fe-V 4 %	0,656	0,05	1,267	0,05	1,243	0,06
Fe-V 6 %	0,597	0,04	1,791	0,04	0,954	0,05
Fe-V 8 %	0,396	0,06	1,445	0,05	0,725	0,06
Fe-Ti 5 %	0,099	0,04	0,328	0,04	0,385	0,05

## 2.6. Активирующие технологические среды при МАО

### 2.6.1. Механизм действия активирующих технологических сред

Исследование влияния СОТС на процесс протекания МАО представляет интерес в силу реализации возможности управления данным процессом. Необходимость такого исследования обусловлена ростом требований к качеству обработанных изделий и достижением заданных характеристик микро- и макрогеометрии поверхностного

слоя этих изделий. Установлено, что требуемые свойства финишной обработки обеспечиваются применением соответствующего вида СОТС. Однако, несмотря на большое количество разработанных составов СОТС, задача прогнозирования их использования для МАО во многом еще не решена. В основном такого рода рекомендации носят эмпирический характер, базирующийся на конкретных условиях механической обработки.

Поскольку вторым компонентом рабочей среды при МАО, помимо ФАП, служат СОТС на основе ПАВ [25, 58], то они представляют следующий этап исследований. Это объясняется тем, что наибольшей способностью к адсорбции при процессе МАО обладают именно ПАВ. Их характерной особенностью является несовпадение центров тяжести положительных и отрицательных зарядов в молекулах даже в изолированном состоянии [59]. Микроскопическая неоднородность физико-механических характеристик присуща любому твердому телу, в частности, и металлам, что вызвано анизотропией кристаллов [60]. Вследствие этого поверхностный слой металла обладает большой активностью. Полная энергия металлов состоит из внутренней и поверхностной. Последняя пропорциональна поверхности раздела фаз, поэтому особенно возрастает при диспергировании материалов. Существование и перемещение адсорбированного слоя определяется во многом температурой рабочей зоны. Молекулы ПАВ, адсорбированные на поверхности материалов, обладают также способностью перемещаться из области, где имеется их избыток, в места, где их недостаточно для полного покрытия поверхности.

Использование СОТС с отклонениями от указанных выше требований, связанных со спецификой производства, предполагает разработку специальных мероприятий по защите обслуживающего персонала и оборудования от вредных воздействий СОТС. Поэтому исследование проводилось только с СОТС, широко используемыми на промышленных предприятиях и допущенными медицинскими организациями.

Современные представления о механизме действия СОТС, способствующих интенсификации процесса резания металлов, базируются на работах П. А. Ребиндера [61], объясняющего эффект адсорбционного понижения прочности металлов в присутствии ПАВ. Данными исследованиями установлено, что влияние СОТС обусловлено адсорбционным воздействием непосредственно на ювенильную поверхность обрабатываемого металла. Действие

адсорбции состоит прежде всего в том, что ПАВ, понижая поверхностную энергию металла, способствует зарождению пластических сдвигов и развитию дефектов при значительно меньших напряжениях. Этому воздействию подвергаются прежде всего дефекты структуры реального твердого тела, непрерывно развивающиеся в процессе упругой и пластической деформации с образованием новых дефектов [60].

По данным [61] поверхностные дефекты представляют собой микроскопические и субмикроскопические трещины и щели клиновидного сечения, в которых свободная поверхностная энергия возрастает от 0 до максимально нормального значения на поверхности тела. Наличие микротрещин в поверхностном слое приводит к снижению прочностных характеристик изделия, существенно отличающихся от теоретических значений. Положительная роль микротрещин заключается в том, что проникшая в них ПАВ способствует снижению усилия деформаций.

Известно, что эффект адсорбционного действия ПАВ существенно зависит от вида механической обработки и достигает наибольшего значения при минимальной глубине срезаемого слоя. Указанные эффекты весьма значительны при магнитно-абразивной обработке, обеспечивающей тонкое диспергирование металла и свободный доступ СОТС в зону микрорезания. Установлено, что при МАО цветных металлов, каким является бронза БрАЖ9-4 ГОСТ 18175-72 из которой изготовлены детали оборудования пищевой промышленности – головки делителя теста ШЗ-ХДУ-33, имеет место явление структурной приспособляемости. Одним из предлагаемых способов устранения данного недостатка служит повышение моющего действия СОТС, заключающегося в росте интенсивности вымывания из зоны обработки продуктов диспергирования металла и изношенных частиц ферроабразивного порошка. Установление моющей способности определяется согласно [62] по ее максимуму связью между ее поверхностной активностью и поверхностной прочностью в виде средней коллоидности вещества ( $M_k\beta_k$ ):

$$M_1\beta_1 < M_k\beta_k < M_2\beta_2,$$

где  $M_k$  – коллоидность вещества,

$\beta_k$  – содержание коллоидно-дисперсной части.

В первом случае, при внешней адсорбции благодаря адсорбированному слою уменьшается поверхностная энергия твердых тел, что приводит к облегчению выхода дислокаций. Деформирование этих тел обеспечивается пластифицированием поверхности и снижением предела текучести  $\sigma_T$ , а также коэффициента упрочнения:

$$\lambda = \frac{d\sigma}{d\varepsilon},$$

где  $\sigma$  – напряжение;  $\varepsilon$  – деформация.

На рис. 2.19 представлено адсорбционно-расклинивающее действие полярных молекул.

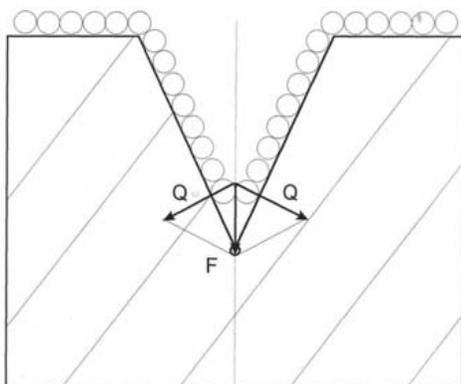


Рис. 2.19. Схема адсорбционно-расклинивающего действия полярных молекул

Отличительной особенностью эффекта П. А. Ребиндера является его действие только при совместном участии среды и определенного напряженного состояния поверхностного слоя. Наиболее сильно, указанный выше эффект, проявляется в условиях образования новых поверхностей, а также при наличии в твердом теле дефектов. Адсорбируемые ПАВ, стремясь покрыть всю поверхность тела, проникают в микроскопические трещины, мигрируя по их стенкам со скоростями, превышающими скорость всасывания жидкости в зазор. Когда молекулы ПАВ достигают мест, где ширина трещины равна размеру одной–двух молекул, адсорбционный

слоем своим давлением стремится расклинить эту трещину. Давление на стенки трещины у ее вершины может достигать до 10 ГПа. Таким образом, деформация поверхностного слоя создает предпосылки для проявления расклинивающего действия, которое затем интенсифицирует саму деформацию. Следовательно, речь идет о принципе самоорганизации деформированных процессов, реализующихся на уровне очагов деформации, переходных областей и связей между ними.

Разработка СОТС для МАО представляет собой переход от грубодисперсных систем типа эмульсий к высокодисперсным полукolloидным, размер частиц дисперсной фазы которых равняется  $10^{-4} \dots 10^{-6}$  мм. Это обусловлено как интенсивным фильтрованием вязких компонентов эмульсий рабочей средой, так и магнитно-электрическими явлениями, способствующими расслоению сложных грубодисперсных систем.

## 2.6.2. Влияние активирующих технологических сред на процесс резания материалов

Повышение пластичности металлов характеризуется взаимодействием ювенильных поверхностей с продуктами механической деструкции полимерных цепей. Согласно [63], максимальное значение вышеуказанной способности СОТС достигается при определенном процентном содержании полимеров в их составе. Увеличение его содержания приводит к росту вязкости и возможности гелеобразования, что снижает высокоэффективную обработку методом МАО из-за ухудшения фильтрующих свойств «щеток». Уменьшение содержания полимеров связывается с изменением степени давления и фильтрации, и соответственно не обеспечивает производительности и качества обработки. Воздействие тепловой деструкции полимерной цепочки приводит к интенсивному разрушению макромолекул полимера и образованию свободных макрорадикалов, которые взаимодействуют, как указывалось ранее, с поверхностью металла. Это уменьшает его поверхностную энергию и создает необходимые условия для образования и перехода дислокаций. Быстрое насыщение структуры металла дислокациями делает нестабильным состояние поверхностного слоя и увеличивает скорость диспергирования материала.

Установлено, что воздействие на интенсивность процесса резания при МАО оказывают силы трения, возникающие между поверхностью стружки и абразивного зерна [12]. Специфика трения при МАО состоит в том, что частица ФАП при резании, будучи структурированной энергией электромагнитного поля, является подвижно координированной, что обуславливает изменение ее переднего угла при контакте с обрабатываемой поверхностью. Изменение переднего угла приводит к изменению коэффициента трения, который в свою очередь зависит от следующих факторов: обрабатываемого и обрабатывающего материалов, режимов обработки, применяемых СОТС.

Рассмотрим комплекс явлений, происходящих в результате контакта единичного абразивного зерна с обрабатываемой поверхностью детали, среди которых наиболее важны: упругая деформация, пластическая деформация, деформация сдвига. Данный вид деформации происходит как последовательно, так и одновременно, но каждая последующая не произойдет не минуя предыдущую [64]. Это зависит от отношения  $a/\rho$  (где  $a$  – толщина среза приходящегося на единичное зерно,  $\rho$  – радиус закругления вершины зерна), характеризующего процесс стружкообразования. Схема взаимодействия единичного зерна, имеющего радиус закругления вершины  $\rho$ , представлена на рис. 2.20.

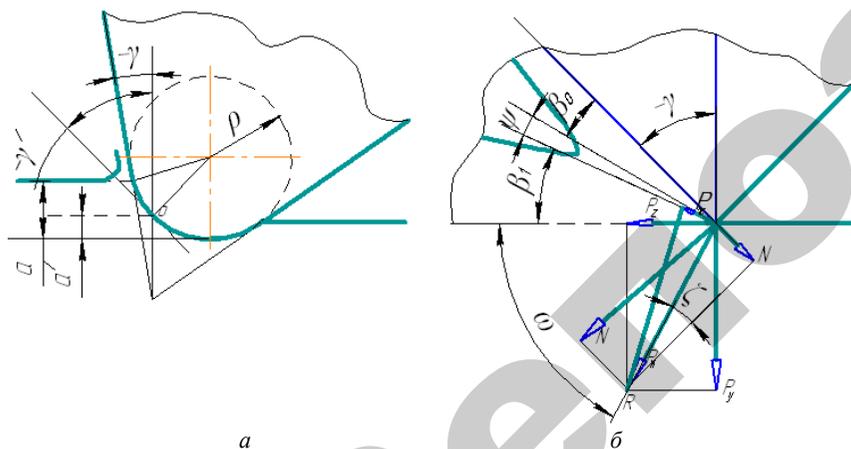


Рис. 2.20. Схема снятия стружки абразивным зерном:

$a$  – схема контакта абразивного зерна с обрабатываемой поверхностью;

$b$  – схема сил, действующих на передней поверхности инструмента

При МАО величина переднего угла  $\gamma$  имеет переменное значение и зависит от координаты  $a'$  рассматриваемой точки на передней поверхности зерна [65]:

$$\frac{a'}{\rho} = (1 + \sin \gamma'). \quad (2.7)$$

При некотором значении  $a' > a$  происходит отделение стружки. Определим критическое значение переднего угла  $\gamma$  соответствующее этому состоянию. Согласно рис. 2.20 для образования стружки необходимо, чтобы сила сдвига  $P_\tau$  была положительной и должно выполняться условие:

$$\beta_1 + \omega < \frac{\pi}{2}. \quad (2.8)$$

Поскольку  $\omega = \xi - \gamma$  и  $\operatorname{tg} \beta_1 = \frac{\cos \gamma}{\eta - \sin \gamma}$  [64] ( $\eta$  – коэффициент усадки стружки), то неравенство (2.8) примет вид:

$$\frac{\cos \gamma}{\eta - \sin \gamma} < \operatorname{tg} \left[ \frac{\pi}{2} - (\xi - \gamma) \right]. \quad (2.9)$$

Произведя ряд преобразований, получим при  $\operatorname{tg} \left( \frac{\pi}{2} - \alpha \right) = \operatorname{ctg} \alpha$ :

$$\operatorname{tg} (\xi - \gamma) < \frac{\eta - \sin \gamma}{\cos \gamma}. \quad (2.10)$$

Поскольку  $(\xi - \gamma) \in \left( -\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2} \right)$ , то неравенство (2.10) можно представить:

$$\frac{\operatorname{tg} \xi - \operatorname{tg} \gamma}{1 + \operatorname{tg} \xi \operatorname{tg} \gamma} < \frac{\eta - \sin \gamma}{\cos \gamma}. \quad (2.11)$$

Подставив значение  $\operatorname{tg} \xi = \mu$ , где  $\mu$  – коэффициент трения при резании, получаем:

$$\frac{1}{\mu} \cos \gamma + \sin \gamma - \frac{1}{\eta} > 0. \quad (2.12)$$

Выразив  $\cos \gamma$  через  $\sin \gamma$ , получаем квадратичное уравнение следующего вида:

$$\eta^2 (1 + \mu^2) \sin^2 \gamma - 2\mu^2 \eta \sin \gamma + (\mu^2 - \eta^2) > 0, \quad (2.13)$$

корень которого лежащего в диапазоне  $-1 \leq \sin \gamma \leq 1$ , находим по формуле:

$$\sin \gamma > \frac{1}{1 + \mu^2} \left( \frac{\mu^2}{\eta} - \sqrt{1 + \mu^2 - \frac{\mu^2}{\eta^2}} \right). \quad (2.14)$$

С учетом (2.7) выражение, характеризующее начало стружкообразование примет вид:

$$\frac{a}{\rho} > 1 + \frac{1}{1 + \mu^2} \left( \frac{\mu^2}{\eta} - \sqrt{1 + \mu^2 - \frac{\mu^2}{\eta^2}} \right). \quad (2.15)$$

Зависимость деформации сдвига  $a/\rho$  как представлено выражением (2.15) в значительной степени связана с коэффициентом трения  $\mu$ . В свою очередь данный коэффициент, поскольку относительный сдвиг происходит в масляном слое, во многом связан с вязкостью этой среды [66]. Наличие свободных ненасыщенных связей в кристаллической решетке ювенильных поверхностей приводит к схватыванию, что в зависимости от масштаба процесса может привести к снижению шероховатости слоя обрабатываемого материала. Поскольку в современном производстве используются средства механического воздействия на обрабатываемый материал заготовки для ее формообразования, и немеханического

(электрофизическое, магнитное, электронное и т. д.), то данное наложение концентрированных потоков энергии приводит к ряду изменений физико-химических показателей среды, в частности вязкости.

Следовательно, при подборе СОТС для МАО необходимо учитывать ее влияние на коэффициент трения. Показатели среды, в которой происходит процесс резания, существенно влияют на его критические параметры.

### 2.6.3. Физико-химические характеристики активизирующих технологических сред и оптимизация их составов

На всех стадиях разработки и выбора таких продуктов, какими являются СОТС, необходимо, как правило, осуществлять большой комплекс испытаний их технологических свойств применительно к конкретным финишным методам. При создании новых СОТС требуется определить характеристику данных технологических свойств. Процедура их оценки в конечном счете есть процедура оценки обрабатываемости различных материалов данным методом.

Одним из путей сокращения объема испытаний является выделение этапа предварительной оценки технологических свойств. Их главными задачами служат установление существенно неудовлетворительных составов, оптимизация состава по содержанию присадок, определение оптимальных условий использования. Полным технологическим испытаниям подвергают СОТС, показавшие положительные результаты на этапе предварительной оценки.

Список используемых в данной работе СОТС и их физико-химические характеристики представлены в табл. 2.7.

СОТС применяется в том случае, если она соответствует санитарно-гигиеническим нормам (нетоксичности, антикоррозийности, стабильности, бактерицидности и гигиеничности). При этом жесткие требования предъявляются к эксплуатационным характеристикам СОТС; она не должна разрушать окраску оборудования, эмульгировать смазочные и гидравлические масла, вызывать заедание трущихся деталей станка, разрушать изоляцию электропроводки, интенсивно испаряться. Кроме того, СОТС должна быть пожаро- и взрывобезопасна.

Таблица 2.7.

Физико-химические характеристики различных СОТС

Показатель	ЭТ-2 ТУ 6-14-254-78	«Пенол-1» и «Пенол-2» ТУ 38.591218-90	«Укринол-1» ТУ 38.101197-82	СинМА-1 и -2 ТУ 38.5901176-91	«Аквапол-1» ТУ 38.1011061-86	СинХО-2 ТУ 38.1011060-86
Плотность при 20°C, кг/м <sup>3</sup>	980...990	920...980	900...980	900...1100	1000...1200	1000...1100
Вязкость кинематическая при 50°C, м <sup>2</sup> /с	530...550	100	30...60	Не более 100	Не более 30	70
Число кислотное, мг КОН/г	10	10	Не более 10	Не более 10	10	20
Общая щелочность мг КОН на 1 г	22...25	25...27	25...30	30...35	32...47	30...35
Склонность к пенообразованию при 24°C, см <sup>3</sup>	400	550	500	500	600	400
Устойчивость пены, см <sup>3</sup>	200	200	400	100	300	200
Значение pH	9,5...10,5	7...9,5	9...10	9,5...10	7,5...9	8,5...10
Стабильность эмульсии	Выдерживает					

Применялся способ свободной подачи СОТС в зону резания, поскольку при резании для МАО повышение давления СОТС выше 5 МПа возникает нарушение сплошности «щетке» ферроабразивного инструмента. Используемые при механической обработке в данном случае СОТС представляли собой эмульсии с присадками эмульгаторов Укринол-1 ТУ 38.10119-82, ЭТ-2 ТУ 6-14-254-78 и водный раствор ПАВ – СинМА-1 ТУ 38.5901176-91.

Параметры МАО и шлифования, традиционно применяемого для обработки указанных выше деталей, стабилизировались на уровнях, обеспечивающих оптимальные условия процесса, приняты следу-

ющими: магнитная индукция,  $B = 1,0$  Тл; скорость резания,  $V_p = 1,5$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,2$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1$  мм; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм; зернистость ФАП,  $\Delta = 0,16/0,20$  мм; время обработки,  $t = 60$  с. ФАП – ФАПД-ФТИ-25 паспорт-сертификат БАТУ от 15.12.1998 г. Шлифование: скорость круга,  $V_k = 30$  м/с; подача,  $S = 1,5$  м/мин; глубина резания,  $t = 0,01$  мм; инструмент – круг алмазный АСМ зернистостью № 25 твердостью СМ1 на связке Б1. Исходная шероховатость поверхности образцов (количество 10 шт.) составляла  $R_{a1} = 2,2...2,6$  мкм. Выходными показателями являются производительность обработки по величине удельного массового съема, мг/см<sup>2</sup> мин и достигаемая шероховатость поверхности  $R_{a2}$ , мкм.

На рис. 2.21 и 2.22 приведены сравнительные исследования по определению совместного влияния на процесс обработки методом МАО и шлифования. Установлено, что лучшие результаты по удельному съему материала показывает шлифование, но по качеству поверхности таковым является МАО, что служит решающим условием для того, чтобы этот метод был предпочтительно принят для финишной обработки головок делителя теста ШЗ-ХДУ-33.

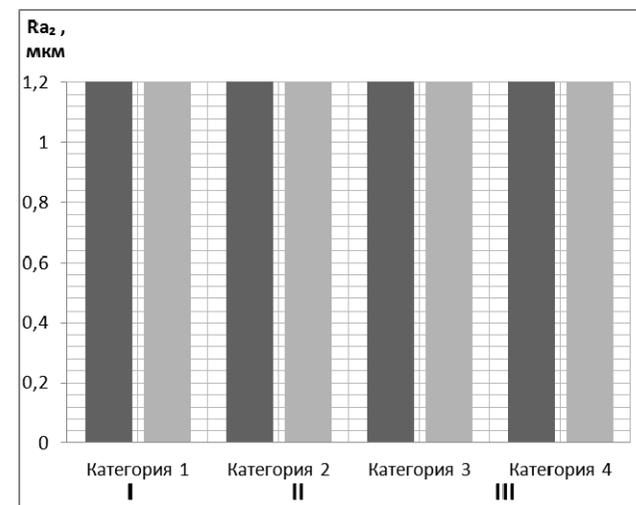


Рис. 2.21. Влияние различных СОТС на шероховатость обработки при МАО: I – ЭТ-2, II – Укринол-1, III – СинМА-1; 1 – шлифование, 2 – МАО

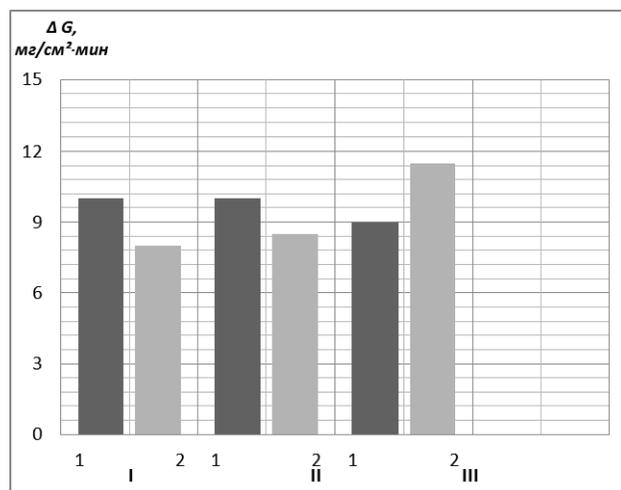


Рис. 2.22. Влияние различных СОТС на производительность процесса при МАО: I – ЭТ-2, II – Укринол-1, III – СинМА-1; 1 – шлифование, 2 – МАО

Таблица 2.8

Матрица планирования и результаты экспериментов по определению взаимовлияния параметров процесса и СОТС на удельный массовый съем металла

Обозначения		Факторы				Удельный массовый съем металла, G, мг/см² мин		
		A x <sub>1</sub>	V <sub>0</sub> x <sub>2</sub>	B x <sub>3</sub>	V <sub>p</sub> x <sub>4</sub>			
Интервал варьирования		0,5	0,1	0,2	1	СОТС		
Основной уровень (0)		1	0,17	0,8	2			
Верхний уровень (+1)		1,5	0,27	1,0	3			
Нижний уровень (-1)		0,5	0,07	0,6	1			
Номер опыта	1	-	-	-	+	7,52	8,49	9,16
	2	+	-	-	+	6,98	7,44	8,47
	3	-	+	-	+	7,01	8,07	9,05
	4	+	+	-	-	4,32	6,37	11,5
	5	-	-	+	+	5,44	6,15	10,7
	6	+	-	+	-	3,77	7,34	9,36
	7	-	+	+	-	5,74	7,06	10,16
	8	+	+	+	+	7,01	8,56	10,9

В табл. 2.8 приведены интервалы варьирования параметрами и удельный массовый съем металла при МАО с использованием трех указанных выше составов СОТС. Для оценки коэффициентов регрессии была реализована дробная ортогональная реплика  $2^{4-1}$ . При расчете точности экспериментов и оценки дисперсии ошибок наблюдений ставились дополнительные опыты в центре плана. По результатам первой серии опытов было принято решение стабилизировать фактор скорости резания на нулевом уровне, а амплитуды осцилляции на 1,5 мм. Реализация центрального рототабельного композиционного плана второго порядка относительно магнитной индукции и скорости осцилляции позволила получить математические модели процесса для трех видов СОТС.

$$G \quad Y_1 = 12,41 + 9,1 x_1 + 6,71 x_2 - 4,68 x_1^2 - 9,82 x_2^2 - 5,07 x_1 x_2,$$

$$Y_2 = 10,5 + 6,79 x_1 + 8,34 x_2 - 2,48 x_1^2 - 9,62 x_2^2 - 0,9 x_1 x_2,$$

$$Y_3 = 14,1 + 8,7 x_1 + 9,12 x_2 + 3,63 x_1^2 - 8,4 x_2^2 - 1,1 x_1 x_2,$$

$$R_{a2} \quad Y_1 = 39,6 \cdot 10^{-3} - 5,3 x_1 - 0,7 x_2 + 4,13 x_1^2 - 4,1 x_2^2 + 2,2 x_1 x_2,$$

$$Y_2 = 31,7 \cdot 10^{-3} - 5,54 x_1 - 3,2 x_2 + 2,95 x_1 x_2,$$

$$Y_3 = 32,4 \cdot 10^{-3} - 4,13 x_1 + 0,91 x_2 + 1,2 x_1 x_2.$$

Определение по полученным математическим моделям оптимальных значений параметров МАО позволило установить режимы, при которых осуществляется получение максимальной производительности и минимальной шероховатости (рис. 2.23). Например, для СинМА-1 максимальный удельный съем будет иметь место, если  $B = 1$  Тл;  $A = 1,5$  мм;  $V_p = 1$  м/с;  $V_0 = 0,27$  м/с.

#### 2.6.4. Интенсификация создания СОТС для МАО цветных материалов

Одним из важных проявлений свойств СОТС служит их моющее действие. Ранее оценка этого действия производилась по отдельным физико-химическим характеристикам: поверхностной активности, пептизирующей способности, смачиваемости. Не останавливаясь

на анализе механизма установления типа системы и ряда других показателей, следует указать, что только комплексный фактор выявляет эффективность использования СОТС как одного из важных компонентов рабочей технологической среды: ФАП + СОТС + ЭМП. Необходимость установления этого фактора должно быть связано с наличием критерия, характеризующегося доступностью его определения в условиях производства. Ранее для МАО в качестве СОТС применялись эмульсии на основе эмульсов ЭТ, ЭГТ, Э-2. Однако наличие грубодисперсной ( $10^{-1} \dots 10^{-2}$  мм) фазы таких эмульсий приводило к прекращению фильтрации СОТС ферроабразивной «щеткой» [62]. Следующий этап исследования [27] показал, что наиболее приемлемой заменой такого рода СОТС являются ПАВ на базе гликолей. Однако необходимость обработки методом МАО вязких и пластичных материалов, в том числе и цветных, требует создания нового типа СОТС. Это обусловлено тем, что синтетические жирные кислоты, на основе которых разработаны широко применяемые СОТС СинМА-1 и -2 ТУ 38.5901176–91 имеют низкую ( $70 \dots 80$  °С) термостойкость, вследствие чего происходит падение эффективности моющего действия [67]. Трудность обработки цветных металлов связана с возникновением явления структурной приспособляемости [68]. Обеспечение роста необходимого показателя термостойкости СОТС для МАО ограничивается имеющимся набором компонентов. Это требует применения системного подхода при решении данной задачи и проведения работ, носящих в основном качественный характер.

В качестве оборудования применялись установки СФТ 2.150.00.00.000 для МАО и СФТ 10.125.00.00.000 для производства СОТС методом эжекционно-волновой технологии. Образцы – прутки  $d = 45$  мм. Материал – бронза Бр ОФ 10-5 ГОСТ 18175–78, латунь Л63 ГОСТ 15527–70 и медь М3 ГОСТ 859–81. СОТС – 5%-е водные растворы СинМА-1 и -2, и Э-2 ГОСТ 4244–75, ФАП – Ж15КТ ТУ 6-09-483–81, размерность порошка  $\Delta = 100/160$  мкм. Производительность обработки определялась по величине удельного массового съема материала.

В работе [67] выявлено, что использование СОТС «Аквапол-1» ТУ 38.1011061–86 обеспечивало интенсификацию процесса МАО цветных металлов в сравнении с СинМА-1 и СинМА-2. Анализ представленного состава СОТС «Аквапол-1» позволил сделать вывод, что наличие в нем нефтяного масла приводит к увеличению дисперсности системы и оптимизации физико-химических показателей

для производительного протекания процесса МАО. Другим граничным условием, определяющим эффективность применения СОТС, является система, созданная как эмульсия. Следовательно, движение от этой границы должно быть направлено уже к уменьшению дисперсности этой системы. Основным вопросом заключается в том, посредством чего достигнуть поставленного результата.

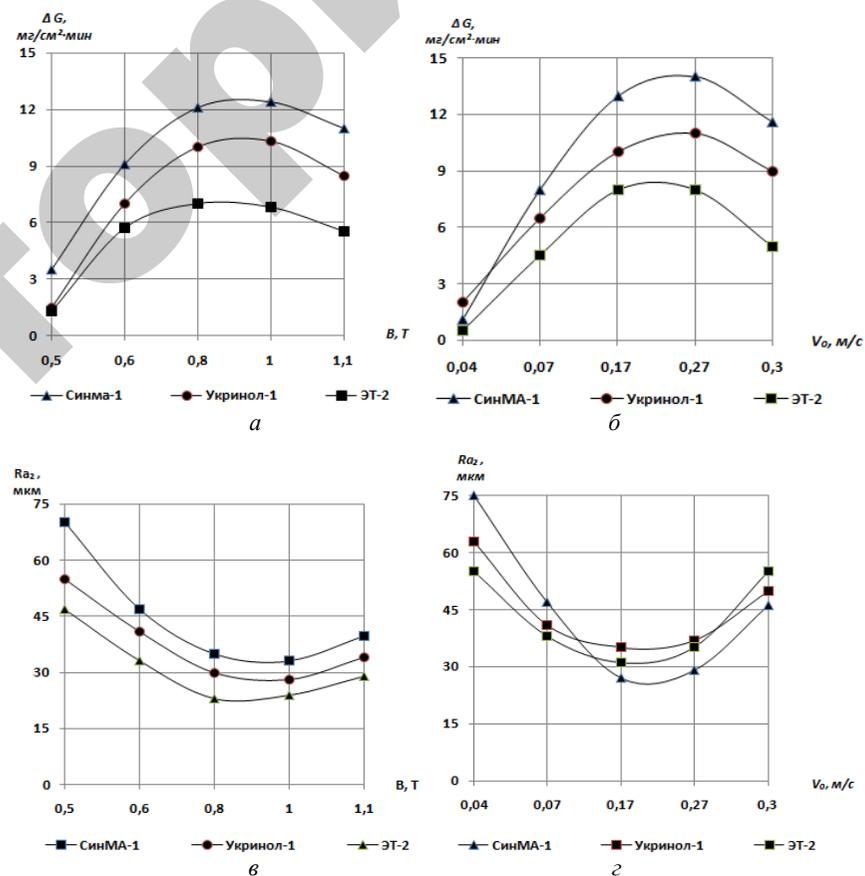


Рис. 2.23. Зависимости показателей производительности и шероховатости поверхностей: а – удельного массового съема металла от магнитной индукции; б – удельного съема металла от скорости осцилляции; в – шероховатости от магнитной индукции; г – шероховатости от скорости осцилляции

Проведенные исследования позволили установить, что в первом случае («Аквапол-1») решение обеспечивается путем конструирования системы, т. е. введение в общий состав нефтяного масла как компонента при сохранении всего комплекса технологии при сохранении состава компонентов. Во втором – требуемый результат достигается применением эжекционно-волновой технологии для получения эмульсии с дисперсностью  $10^{-3}$  или близкой к этому показателю. Сущность эжекционно-волновой технологии приготовления СОТС заключается в использовании колебаний волн давлением 0,02...0,1 МПа и частотой 1...2 кГц, и кавитации. Отличительной особенностью эжекционно-волновой технологии является то, что реализуется рационально организованная циркуляция компонентов смеси с отбором эмульсола из поверхностного слоя и активным смешиванием с водой. Данная технология обеспечивает средний диаметр частиц 1...5 мкм. Однородность эмульсии достигается 3...5 кратностью протекания смеси через эжекторную камеру. Проведение испытания СОТС, приготовленной таким образом с использованием эжекционно-волновой технологии на установке СФТ 10.125.00.00.000 показали, что производительность и качество MAO цветных материалов этой эмульсии превышают аналогичные показатели СОТС СинМА-1 и -2 в среднем на 20 % (табл. 2.9).

Таблица 2.9  
Производительность и качество обработки методом MAO при использовании различных составов СОТС

Вид материала	СинМА-1		СинМА-2		Э-2	
	$\Delta Q$ , мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta Q$ , мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta Q$ , мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм
Латунь Л63	6,31	0,12	6,49	0,1	6,58	0,12
Бронза Бр ОФ 10-5	5,71	0,16	6,01	0,09	7,27	0,1
Медь МЗ	11,52	0,08	10,37	0,11	12,11	0,09

Также необходимо установление некоторого критерия для обеспечения прогнозирования эффективного протекания процесса MAO. Предлагаемым вариантом этого критерия является показатель динамической вязкости СОТС.

Например, согласно формуле Ньютона, удельный тепловой поток  $q$  от твердого тела с температурой  $t_t$  к жидкости определяется:

$$q = \alpha(t_t - t_{ж}),$$

где  $\alpha$  – коэффициент теплоотдачи;  
 $t_{ж}$  – температура жидкости.

Чем больше коэффициент теплоотдачи, тем лучше СОТС отводит тепло от режущего инструмента, стружки и детали. Теплоотвод при резании происходит вследствие конвекции, теплопроводности и химических реакций, происходящих с поглощением тепла, что сопровождается сложным тепло- и массообменом. Согласно [68], конвективный теплообмен между жидкостью и поверхностью твердого тела устанавливается по числу Нуссельта, которое представляет собой безразмерный коэффициент теплоотдачи:

$$Nu = c \cdot Re^n \cdot Pr^m \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_{п.с.}}\right)^{0,25},$$

где  $c$  – удельная массовая теплоемкость;  
 $Re$  – число Рейнольдса;  
 $Pr$  – число Прандтля;  
 $Pr_{п.с.}$  – число Прандтля в пограничном слое;  
 $m, n$  – показатели степени, характеризующие различные технологические среды.

Известно, что степень влияния СОТС на коэффициент теплоотдачи определяется их тепло- и температуропроводностью, скоростью движения в зоне обработки, площадью охлаждаемой поверхности и динамической вязкостью. При прочих равных условиях данный коэффициент во многом зависит от показателя динамической вязкости, определяемого по формуле:

$$\mu = \nu \cdot \rho,$$

где  $\nu$  – кинематическая вязкость, сСт;  
 $\rho$  – плотность жидкости, кг/м<sup>3</sup>.

Установлено, что число Нуссельта уменьшается при увеличении этого показателя [69]. Это приводит к росту рабочей температуры в пограничном слое между жидкостью и поверхностью твердого тела. Как указывалось выше, в таком случае применение СОТС «Аквапол-1» в сравнении с СинМА-1 обеспечило рост

эффективности и качества обработки цветных материалов при прочих равных условиях протекания процесса MAO.

Следовательно, исходя из данных табл. 2.10 в результате сопоставления этих показателей, можно прогнозировать степень влияния СОТС на интенсивность обработки методом MAO (в данном случае моющего действия) цветных материалов.

Таблица 2.10

Физико-химические показатели СОТС

Показатель	Вид СОТС	
	СинМА-1	«Аквапол-1»
Плотность при 20 °С, в пределах, кг·м <sup>-3</sup>	900	1000...1200
Кинематическая вязкость при 50 °С, не более сСт	100	30

Например,  $\mu$  СОТС «Аквапол-1» равен  $1200 \cdot 30 = 3,6 \cdot 10^4$ , а  $\mu$  СинМА-1 и -2 равен  $900 \cdot 100 = 9 \cdot 10^4$ . Таким образом, зная представленные физико-химические характеристики различных СОТС, производится достаточно несложный прогноз эффективности финишной обработки различных цветных сплавов и металлов.

Осуществлено прогнозирование применения СОТС для MAO цветных материалов. Данные рекомендации основаны на базе критерия, определяемого через физико-химические показатели СОТС, и связаны с показателем теплообмена в виде числа Нуссельта. Выявлены пути интенсификации процесса MAO цветных материалов за счет изменения как технологии изготовления СОТС, так и создания новых составов конструированием системы компонентов данных СОТС.

#### 2.6.5. Обеспечение эффективности магнитно-абразивной обработки путем использования смазочно-охлаждающих технологических средств СинХО-2М

Выпускаемые синтетические и полусинтетические СОТС позволяют значительно сократить расход нефтепродуктов. Кроме того, они в полной мере отвечают современным требованиям производства и представляют собой равноценную замену эмульсиям, широко

применяемым в различных отраслях машиностроения [70]. К достоинствам синтетических и полусинтетических СОТС относятся более высокие охлаждающая способность и пожаробезопасность; меньшая токсичность; низкая стоимость. Вместе с тем им присущи повышенная поражаемость микроорганизмами и необходимость утилизации отработанных водных растворов [71]. Однако указанные выше недостатки этих СОТС не уменьшают значимости данных продуктов для всего машиностроительного комплекса и требуют проведения дальнейших научно-исследовательских и практических работ.

ПАВ – вещества с асимметричной молекулярной структурой, молекулы которых содержат одну или несколько гидрофильных групп и один или несколько гидрофобных радикалов [72]. Это облегчает процесс диспергирования (разрушения) различных гетерогенных систем и уменьшает износ режущего инструмента.

В настоящее время наиболее широко применяемыми СОТС для MAO, являются синтетические СинМА-1 и СинМА-2 ТУ 38-5901176–91. Поскольку рабочая температура в зоне обработки при MAO с соблюдением оптимальных параметров не превышает 50...70 °С [62], то для этих СОТС нет необходимости в интенсивном теплоотводе, а основными характеристиками служат режущие и моющие свойства. Однако стоимость данных СОТС ввиду резкого удорожания их компонентов в современных условиях оказывается достаточно высокой, что требует необходимой замены. Одним из таких видов СОТС является СинХО-2М ТУ 38-1011060–86, применяемый для алмазного хонингования чугунов вместо керосина. В табл. 2.11 представлены физико-химические характеристики СОТС СинМА-1 и СинМА-2, СинХО-2М.

Были проведены сравнительные исследования указанных выше видов СОТС. Режимы процесса MAO приняты следующими: скорость вращения детали  $V_{вр} = 2,5$  м/с; скорость осцилляции  $V_o = 0,12$  м/с; величина магнитной индукции  $B = 1$  Тл; амплитуда осцилляции  $A = 2$  мм; величина рабочего зазора  $\delta = 1$  мм при его концентрации; время обработки  $t = 60$  с. В качестве образцов представлены втулки  $D \times d \times l = 36 \times 30 \times 32$  мм, материал – сталь ШХ15 ГОСТ 801–78, 58...62 HRC, и алюминиевый сплав Д16 ГОСТ 21488–76. Исходная шероховатость их поверхности составляла в среднем  $R_{a1} = 1,2$  мкм. В качестве ФАП применялся Ж15КТ ТУ 6-09-03-483–81, зернистость которого  $\Delta = 0,2...0,315$  мм. Оборудование – экспериментальная установка ЭУ-1. Выходными параметрами процесса служили:

а) величина удельного массового съема  $\Delta G$ , мг/(см<sup>2</sup>·мин), показатель наиболее полно отражающий эффективность процесса диспергирования;

б) достигаемая шероховатость после обработки  $R_{a2}$ . Образцы перед обработкой промывались в керосине и просушивались сжатым воздухом для уменьшения количества микропримесей на их поверхности. Результаты исследований представлены в табл. 2.12.

Таблица 2.11

Физико-химические характеристики СОТС  
СинМА-1, СинМА-2 и СинХО-2М

Показатель	Марка СОТС		
	СинМА-1	СинМА-2	СинХО-2М
Плотность при 20 °С, кг/м <sup>3</sup> , в пределах	900...1100	900...1100	1000...1100
Кинематическая вязкость при 50 °С, мм <sup>2</sup> /с, не более	100	100	70
Концентрация водного раствора, %	2	2	2
Значение $pH$ , в пределах	8,5...10	8,5...10	8,5...10

Таблица 2.12

Производительность и качество обработки материалов  
после использования видов СОТС

Вид СОТС	Обрабатываемый материал			
	ШХ15		Д16	
	$\Delta G$ мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм
СинМА-1	7,36	0,05	4,59	0,11
СинМА-2	6,39	0,06	4,87	0,13
СинХО-2М	10,35	0,04	7,57	0,12

Образцы до и после обработки методом МАО с использованием СОТС СинХО-2М показаны на рис. 2.12. Моющие свойства СинМА-1, СинМА-2 и СинХО-2М определялись визуально.

Согласно представленным данным, показатели удельного массового съема при использовании СинХО-2М в 1,2...1,4 раза превы-

шают показатели базовых составов, а достигаемая шероховатость находится в тех же пределах, что и при применении СОТС СинМА-1 и СинМА-2.

Как было указано выше, диспергирование материала напрямую зависит от понижения поверхностного натяжения многокомпонентных систем типа СОТС, что отражено следующим уравнением [73]:

$$\sigma = \sigma_0 + (d\sigma / dt)t,$$

где  $\sigma$  – показатель поверхностного натяжения при 0 °С, мН/м<sup>2</sup>;

$t$  – температура рабочей зоны, °С;

$d\sigma / dt$  – температурный коэффициент поверхностного натяжения, мН/(м<sup>2</sup>·град).



Рис. 2.24. Детали до (слева) и после (справа) обработки методом МАО с использованием СОТС СинХО-2М

Поскольку показатели температурного поля находятся в достаточно узком диапазоне, то обеспечение эффективности СинХО-2М определяется, во-первых, более высокими значениями полярности его вещества, чем СинМА-1 и СинМА-2, во-вторых, его летучестью, т. е. давлением насыщенного пара или динамическим состоянием молекул на поверхности обрабатываемого материала.

Моющие свойства СОТС зависят от стабилизации дисперсных систем, входящих в ПАВ, и образования гидрофильно-гидрофобных пленок на поверхности материала. Отсутствие вязких компонентов приводит к самопроизвольному удалению отдельных частиц диспергированного материала и отходов ФАП после вывода

изделия из рабочей зоны. Установлено, что визуального присутствия посторонних примесей на обрабатываемой поверхности образцов отмечено не было как при использовании СинМА-1 и СинМА-2, так и СинХО-2М.

Таким образом, применение СОТС СинХО-2М способствует повышению удельного массового съема материала по сравнению с СинМА-1 и СинМА-2 на 20...40 % при высоком качестве очистки деталей от образующегося при данном методе шлама. Стоимость СОТС СинХО-2М в отличие от СинМА-1 и СинМА-2 ниже, что позволяет рекомендовать их как эффективную замену.

### **2.6.6. МАО с использованием смазочно-охлаждающих технологических средств на основе эмпикиола**

Природным прототипом композиций СОТС для МАО служит белково-фосфолипидный комплекс, из которого состоят все биологические мембраны и оболочки естественных эмульсий [73]. Для МАО в настоящее время применяются синтетические СОТС СинМА-1 и СинМА-2 ТУ 38.5901176–91, разработанные УКР НИИ НП «МАСМА» (Украина, Киев) на основе производных гликоля [74, 75]. Следует отметить, что углеводороды, полученные синтетическим путем, в отличие от обычных продуктов на базе минеральных масел относительно однородны и обладают небольшим диапазоном выкипания, что упрощает технологию изготовления. Основным достоинством СОТС СинМА-1 и СинМА-2 является возможность эффективного смешивания их с водой. Вместе с тем существенный недостаток производной гликоля заключается в высокой склонности к окислению с образованием кислотных, коррозионно-активных агентов в процессе эксплуатации. Кроме того, гликоли не обладают достаточной огнестойкостью, имеют низкую температуру вспышки, что затрудняет их хранение и консервацию. Однако наибольшее влияние на выбор СОТС при МАО оказывают экономические и производственные факторы, включающие сырьевую базу, технологию изготовления, энергетические ресурсы. Поэтому вопросу разработки и создания отечественных СОТС для МАО должно быть уделено особое внимание. Поскольку в настоящее время большое значение придается фактору, связанному с охраной окружающей среды,

то с целью выполнения этого условия необходимо осуществлять выпуск биоразлагаемых ПАВ. Известно, что биохимически разлагаются ПАВ, обладающие линейным строением гидрофобной части молекул веществ типа сульфатов, первичных спиртов и алкилсульфонатов. Поэтому еще в 80-е гг. были сняты с производства ПАВ на основе разветвленных сульфонов. Это вызвано тем, что фракции с полициклической структурой углеводородных колец увеличивают возможность содержания канцерогенных соединений в окружающей среде.

В настоящее время ПАВ применяются не как индивидуальные продукты, а в виде композиций, что обусловлено рядом причин экономического и физико-химического характера. Поэтому нередко дефицитные и дорогостоящие ПАВ в виде этих продуктов можно заменить на более дешевые соединения. В определенных случаях добавление к ПАВ минеральных и органических соединений приводит к резкому усилению их режущих, моющих и смазывающих свойств, что связано с синергетикой процесса. Однако в каждом случае использование ПАВ механизм проявления этих является оригинальным и требует отдельного рассмотрения и анализа. Например, согласно [73], эмульгирующая способность ПАВ зависит от максимума Донана, который для различных гомологических рядов находится в области  $C_{12}...C_{16}$  и определяется длиной алифатической цепи. Однако наличие малых концентраций солей в композиции ПАВ часто приводит к росту этой способности для зоны ниже  $C_{12}$ .

В общем случае разнообразие форм ПАВ связано со сложностью их оценки. Все ПАВ объединяет то, что их применение обусловлено адсорбцией на границах раздела фаз и способностью уменьшать поверхностное натяжение. Потребность же в единой характеристике ПАВ достаточно велика, поскольку существует необходимость прогнозирования, какая композиция получена и какими свойствами будет обладать. Например, установлено, что системы, содержащие два и более компонента, имеют сложную (нелинейную), часто с экстремумами, зависимость поверхностного и межфазного натяжения от температуры [73]. Эти свойства определяются дифильностью молекул, или различием в них гидрофильных и гидрофобных центров. Стабилизация дисперсной системы, какой является ПАВ, характеризуется рядом физико-химических критериев, но фундаментальным методом ее определения служит уравнение Гиббса:

$$-d\sigma = \Gamma_1 d\mu_1 + \Gamma_2 d\mu_2 + \Gamma_3 d\mu_3 + \dots,$$

где  $d\sigma$  – изменение поверхностных свойств системы;

$\Gamma_1, \Gamma_2, \Gamma_3$  – адсорбция;

$\mu$  – химический потенциал.

Однако существует значительный разрыв между характеристиками ПАВ, используемыми на практике и показателями физико-химических свойств системы. Высокую степень прогнозирования и физической сущности имеют критерии, представляющие собой либо постоянные величины, либо параметры фундаментальных уравнений (например, оценка поверхностной активности  $-d\sigma/dc$  или ее энергетического выражения – работы адсорбции) [73]:

$$W = RT \ln \frac{1}{RT\delta} \left( -\frac{d\sigma}{dc} \right),$$

где  $\sigma$  – поверхностное натяжение;

$c$  – концентрация ПАВ в растворе;

$\delta$  – толщина поверхностного слоя.

Эти показатели получают с помощью экспериментально определенных констант и зависимостей типа изотерм поверхностного натяжения, углов смачивания твердых тел и их соотношения от концентраций ПАВ. Также следует учитывать, что физико-химические критерии в оценке эффективности ПАВ не всегда коррелируются с практическими. Методы определения адсорбции ПАВ связаны с некоторыми трудностями, зависящими от необходимости компенсации низкой точности измерений и устойчивости композиций.

Поэтому вопрос создания нового состава СОТС, включающего ПАВ, представляет собой сложную научно-техническую проблему. Однако необходимость получения более дешевого вида СОТС, изготовленного из продуктов местной сырьевой базы, остается по-прежнему высокой и требует решений данной задачи. Проведенные исследования в рамках выполнения ГНТП «Машиностроение» показали, что эффективным аналогом СОТС на основе производных гликоля могут быть ПАВ типа сульфозетоксилатов. Одним из них является эмпикол, или натрий лаурилсульфат оксиэтилированный, формула которого  $RO(C_2H_4O)_3CO_3$ , где  $R = C_{12} \dots C_{14}$ . Он представляет собой вязкую, прозрачную, бесцветную массу,  $\mu$  составляет 442.

Некоторые показатели эмпикола приведены в табл. 2.13. Однако для создания композиции ПАВ как концентрата СОТС необходимо знание составных элементов. Например, известно, что наличие серы в качестве активного компонента позволяет повысить смазывающую способность СОТС, а также обеспечить снижение адгезии поверхностей детали и инструмента. В результате были подобраны соответствующие добавки, антикоррозионные присадки и определена их массовая доля. Установлено, что данное СОТС смешивается с водой, как технического назначения, так и с водопроводной при достаточно низких температурах (10...20 °С) в отличие от эмульсолов, для которых этот диапазон составляет 95...100 °С. Известно, что чем больше интервал  $pH$  дисперсной системы, тем выше допуск наличия в этой системе различного рода загрязнений при условии сохранения ее свойств. Если у СОТС СинМА-1 и СинМА-2 диапазон показателя  $pH$  составляет 7...8, то у эмпикола он равен 6...8, что указывает на стабильность его режущих, моющих, смазывающих свойств в ходе протекания процесса съема материала.

Рецептура концентрата СОТС указана в табл. 2.14.

Таблица 2.13

Показатели эмпикола  
(натрия лаурилсульфата оксиэтилированного)

Физико-химический показатель	Величина показателя
Массовая доля анионно-активного вещества	70,0 + 2,0
Массовая доля свободных спиртов, %, не более	4
Массовая доля сульфата натрия, %, не более	0,4
Массовая доля хлорида натрия, %, не более	1
Показатель ( $pH$ ) 1%-го раствора	6,0...8,0

Исследование СОТС на основе эмпикола проводилась на станке модели СФТ 2.150.00.00.000 при следующих параметрах и режимах обработки: величина магнитной индукции  $B = 0,9 \dots 1,1$  Тл; скорость резания  $V_p = 0,5 \dots 2$  м/с; скорость осцилляции  $V_o = 0,15 \dots 0,25$  м/с; амплитуда осцилляции  $A = 1 \dots 3$  мм; величина рабочего зазора  $\delta = 1$  мм; коэффициент величины заполнения рабочего зазора  $k_3 = 1$ . ФАП – Ж15КТ ГУ 6-09-03-483–81, зернистость порошка  $\Delta = 160/200$  мкм.

В качестве образцов использовались кольца подшипников № 984905  $D \times d \times l = 36 \times 29 \times 32$  мм, материал – сталь ШХ15 ГОСТ 801–78, 58...62 HRC<sub>3</sub>. Шероховатость поверхности образцов до обработки составляла  $R_{a1} = 2...2,5$  мкм. Учет результатов осуществлялся как средний по 5 образцам. Базовые СОТС – СинМА-1 и СинМА-2 ТУ 38.5901176–91, 3%-й водный раствор.

Таблица 2.14

Рецептура концентрата СОТС

Компонент	Массовый состав, %
Эмпикол	55...60
Бензойная кислота	0,2...0,3
Спирт этиловый	3...4
Нитрит натрия	2...3

Примечание. Остальное – вода.

На основании приведенных исследований установлено, что производительность и качество обработки методом MAO указанных выше деталей находятся в требуемых пределах и удовлетворяют условиям производства (табл. 2.15).

Таблица 2.15

Производительность и качество обработки при использовании различных видов СОТС

СОТС	Величина удельного массового съема материала $Q$ , мг·см <sup>-2</sup> ·мин <sup>-1</sup>	Шероховатость после обработки $R_{a2}$ , мкм
СинМА-1	7,26	0,12...0,15
СинМА-2	8,19	0,11...0,16
1%-я эмульсия на основе эмпикола	8,02	0,14...0,19

Таким образом, разработан и создан новый вид СОТС на основе ПАВ из продуктов местного сырья, обеспечивающий необходимые показатели процесса MAO, что существенно снижает себестоимость обработки.

## 2.6.7. Повышение эффективности магнитно-абразивной обработки путем применения смазочно-охлаждающих технологических средств «Пенол-1» и «Пенол-2»

Интенсификация процесса MAO неразрывно связана с номенклатурой СОТС и их качественными характеристиками, такими как коррозионная агрессивность по отношению к черным и цветным металлам, водородный показатель  $pH$ , кислотное число, а также степень экологического воздействия на человека и окружающую среду. Поэтому требуется осуществлять постоянный анализ и отбор вариантов различных СОТС. Например, водные растворы триэаноламина  $(HOCH_2CH_2)_3N$  и олеиновой кислоты  $CH_3(CH_2)_7COOH$  с присадками в первом варианте глицерина, во втором – керосина. Они обладают высокими моющими и диспергирующими свойствами, но отличаются низким периодом стойкости в процессе MAO и, кроме того, образуют трудноудаляемый осадок на поверхности обработанных деталей и оборудования. В то же время указанные выше составы достаточно широко используются в машиностроении и положительно себя зарекомендовали при других видах обработки [27]. Поэтому проявление физико-химических процессов в растворах ПАВ при наложении внешних магнитных полей при операции MAO требует проведения дальнейших исследований.

В настоящее время в результате совместной работы БГАТУ, ФТИ НАН Беларуси и УкрНИИ НП «МАСМА», г. Киев, создан ряд составов, позволяющих осуществлять высокоэффективную обработку методом MAO различных материалов, среди которых могут быть представлены СОТС «Пенол-1» и «Пенол-2» ТУ 38.591218–90. Они применяются в виде 0,1...1%-х водных или водносолевых растворов для получения пенных промывочных систем.

Качественно новый состав концентрата данных СОТС представляет собой смесь на основе некоторых видов ПАВ, ингибиторов коррозии черных и цветных металлов и воды с определенным соотношением между указанными выше компонентами. Технология изготовления составов заключается в компаундировании исходного сырья при температуре не выше 50 °С. Их некоторые физико-химические характеристики представлены в табл. 2.16.

Оценка эффективности обработки методом MAO различных материалов при использовании СОТС «Пенол-1» и «Пенол-2» произво-

дилась в сравнении с СинМА-1 и СинМА-2 ТУ 38.5901176–91 при следующих режимах и параметрах, которые стабилизировались на уровнях, обеспечивающих оптимальные условия процесса: магнитная индукция,  $B = 1$  Тл; скорость резания,  $V_p = 1$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,2$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1,5$  мм; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм; коэффициент заполнения рабочего зазора,  $k_z = 1$ ; время обработки,  $t = 60$  с. Исследования осуществлялись на установке СФТ 2.150.00.000. В качестве ФАП, применялся порошок легированной стали, марки 100 Ф5 ТУ 232-130-004–90 на основе сплава  $Fe-V$ ; зернистость ФАП,  $\Delta = 160/200$  мкм. Образцами служили кольца подшипников № 984905  $D \times d \times l = 36 \times 29 \times 32$  мм, материал ШХ15 ГОСТ 801–78, 58...62 HRC, и втулки  $36 \times 34 \times 32$  мм, материал Д16 ГОСТ 21488–76.

Таблица 2.16

Физико-химические характеристики рабочих поверхностей

Показатели	Вид рабочей жидкости	
	СинМА-1 и СинМА-2	«Пенол-1» и «Пенол-2»
Вязкость кинематическая при 50 °С, сСт, не более	100	100
Склонность к пенообразованию, см <sup>3</sup> , не более	500	550
Устойчивость пены, см <sup>3</sup> , не более	100	200
pH раствора, не более	8,5...10	7...9,5

Примечания: 1) pH для СинМА-1 и СинМА-2 показано для 3%-го раствора;  
2) pH для «Пенол-1» и «Пенол-2» показано для 1%-го раствора.

Исходная шероховатость представленных образцов составляла  $R_{a1} = 1,2 \dots 1,4$  мкм. Выходными показателями эффективности обработки являлись: а) достигаемая шероховатость поверхности деталей,  $R_{a2}$ , мкм; б) величина удельного съема материала,  $\Delta G$ , мг/см<sup>2</sup>·мин.

Результаты сравнительных исследований представлены в табл. 2.17. На рис. 2.25 показаны: а) текстура поверхности стали ШХ15, образованная предшествующей операцией шлифования с отчетливо наблюдаемыми прижогами и б) та же поверхность, подвергнутая магнитно-абразивной обработке, использование которой привело к устранению указанного выше дефектного поверхностного слоя.

Таблица 2.17

Сравнительные исследования производительности и качества поверхности при использовании различных технологических сред

Рабочая технологическая среда	Обрабатываемый материал			
	ШХ15		Д16	
	$\Delta G$ , мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , мг/см <sup>2</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм
ФАП 100Ф5 + СинМА-1	6,55	0,05	4,09	0,11
ФАП 100Ф5 + СинМА-2	5,69	0,06	4,31	0,13
ФАП 100Ф5 + «Пенол-1»	10,12	0,04	5,22	0,17
ФАП 100Ф5 + «Пенол-2»	7,63	0,05	3,26	0,19

Применение СОТС «Пенол-1» и «Пенол-2» позволяет повысить производительность магнитно-абразивной обработки стали ШХ15 в 1,5 раза с образованием равных показателей шероховатости поверхности деталей в сравнении с базовыми составами СинМА-1 и СинМА-2. При обработке сплава Д16 рабочие жидкости «Пенол-1» и «Пенол-2» могут быть полноценной заменой указанных выше базовых составов.

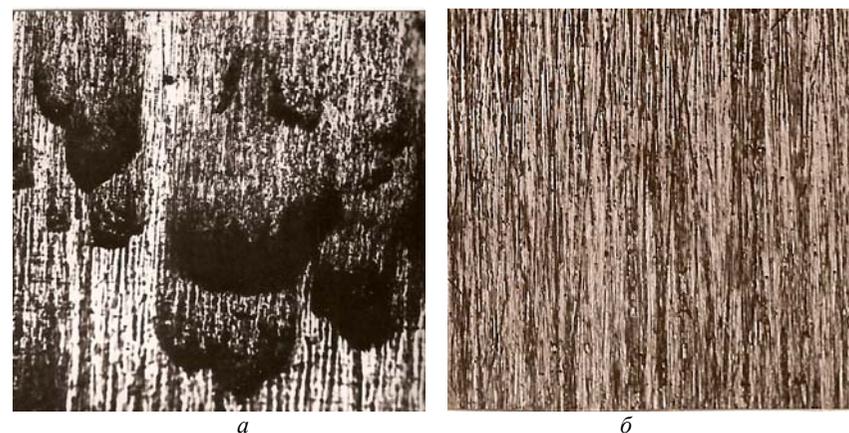


Рис. 2.25. Текстура поверхности стали ШХ15: а – после шлифования; б – МАО

### 2.6.8. Магнитно-абразивная обработка цветных металлов с использованием СОТС «Аквапол-1»

Однако «узким местом» данной технологии является обработка цветных металлов типа бронзы, латуни, меди и т. п. Это объясняется, во-первых, тем, что существенно меняется характер силового взаимодействия режущих элементов ФАП с поверхностью материала, во-вторых, возможностью прекращения процесса диспергирования из-за возникновения явлений структурной приспособляемости. Кроме того, при использовании ФАП на основе карбидов, обладающих высокими режущими свойствами (например,  $Fe-TiC$  ТУ 88 УССР 147.002–75, содержащего 85 % порошка железа и 15 % порошка карбидов титана, происходит потемнение обработанной поверхности изделий. Это вызвано внедрением в нее продуктов распада ФАП. Причиной является наличие в порошке остаточного углерода, устранить который ввиду особенностей технологии его изготовления не представляется возможным. В итоге ухудшается товарный вид конечной продукции.

Использование же ФАП ПФА Р6М5-1 ТУ 27-104-02–86, (рис. 2.14, б), производство которого базируется на основе отходов быстрорежущей стали и имеющего высокие полирующие свойства, вследствие чего придается требуемый блеск поверхностному слою изделия, ограничено. Это обусловлено тем, что если глубина дефектного слоя материала превышает 15...20 мкм, эффективность применения этого вида ФАП падает из-за невозможности устранить дефекты поверхности.

Одной из предпринимаемых попыток избавиться от такого недостатка обработки являлось механическое смешивание двух видов ФАП – ПФА Р6М5-1 и  $Fe-TiC$  в различных пропорциях. Но увеличение доли ПФА Р6М5-1 в общем количестве ФАП не обеспечивало полного устранения дефектов поверхности, образованных предшествующей технологической операцией, если их глубина превышала 25...30 мкм, а соответственно увеличение доли  $Fe-TiC$  хотя частично и приводило к снижению потемнения поверхностного слоя, но не к его исчезновению.

Наиболее очевидной причиной насыщения остаточным углеродом поверхностного слоя обрабатываемых изделий является снижение моющих свойств традиционно применяемых при МАО СОТС СинМА-1 и СинМА-2 ТУ 38.5901176–91. Известно, что любая

технологическая система может функционировать только при подводе к ней энергии, которая полностью или частично преобразуется в тепловую. Установлено [59], что жидкости с молекулами большой длины, содержащие растворы ПАВ, образуют над монослоем полярных молекул граничный слой, в котором молекулы правильно ориентированы (рис. 2.27). Граничные слои находятся в особом агрегатном состоянии, имея квазикристаллическую структуру. При определенной температуре силы продольной когезии между молекулами исчезают, происходит дезориентация адсорбированных молекул и теряется способность растворов к адсорбции. Температура дезориентации на химически неактивных металлах для жирных кислот близка к температуре плавления (70...80 °С), а квазикристаллическая структура граничных фаз распадается.

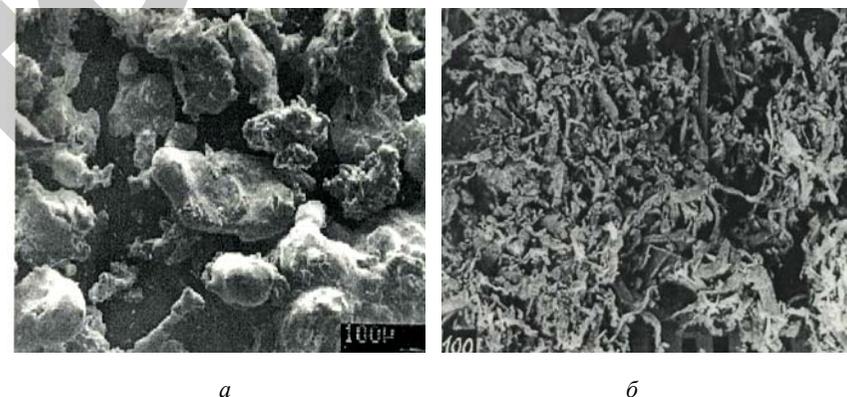


Рис. 2.26. Форма частиц ФАП  
а –  $Fe-TiC$ , (увеличение  $\times 100$ ); б – ПФА Р6М5-1 (увеличение  $\times 100$ )

Для ликвидации постоянно образующихся вторичных пленок, физико-механические показатели которых превышают показатели матрицы основного металла, что отчасти характеризует явление структурной приспособляемости, требуется большой расход энергии. Это приводит к росту рабочих температур в зоне резания. Поскольку СОТС СинМА-1 и СинМА-2 созданы на основе синтетических жирных кислот, то для них повышение температуры от установившейся (50...70 °С) в зоне резания даже на 10...20 °С уже является критическим. Следовательно, падает способность растворов к адсорбции, а отсюда резко снижается моющее действие СОТС,

чем и объясняется невозможность устранения остаточного углерода с поверхности обрабатываемых деталей.

В результате проведенных исследований установлено, что полноценной заменой СинМА-1 и СинМА-2 при обработке цветных металлов могут служить СОТС «Аквапол-1» ТУ 38.1011061–86, разработанные УкрНИИ НП «МАСМА», г. Киев, Украина. Величина размерного съема материала при использовании рабочей среды – ФАП –  $Fe-TiC$  и СОТС «Аквапол-1» превышает 50 мкм, что гарантирует устранение дефектов поверхностного слоя, созданных на предшествующей технологической операции, а ее светоотражательная способность, т. е. блеск, обеспечивается высокими моющими свойствами указанных выше СОТС.

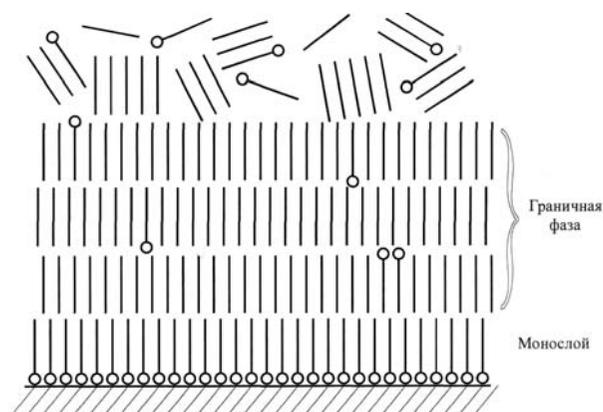


Рис. 2.27. Схема адсорбированного монослоя полярных и ориентации неполярных молекул

Количественно и качественно состав СОТС «Аквапол-1» представляет собой смесь триэтаноламиновых мыл, сульфатов натрия, неионогенных ПАВ, ингибиторов коррозии, как черных, так и цветных металлов, воды, веществ связки и небольшого количества нефтяного масла определенного соотношения между компонентами. Его некоторые физико-химические характеристики представлены в табл. 2.18. Технология изготовления заключается в компаундировании исходного сырья при 50...70 °С.

Исследование процесса МАО с использованием СОТС «Аквапол-1» было проведено на установке СФТ 2.150.00.00.000. Параметры

и режимы МАО приняты следующими: магнитная индукция,  $B = 0,9...1,1$  Тл; скорость резания,  $V_p = 1...1,5$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,15...0,2$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1...2$  мм; время обработки,  $t = 60$  с. Подача СОТС в рабочую зону осуществлялась свободно падающей струей, расход 250 мл/мин.

Таблица 2.18

Физико-химические характеристики СОТС

Показатели	Вид СОТС		
	СинМА-1	СинМА-2	«Аквапол-1»
Масса удельная при 20 °С, кг/м <sup>3</sup> , в пределах	900	900	1000...1200
Вязкость кинематическая при 50 °С, сСт, не более	100	100	30
Склонность к пенообразованию, см <sup>3</sup> , не более	500	500	600
Устойчивость пены, см <sup>3</sup> , не более	100	100	300
pH 3%-го раствора, в пределах	8,5...10	8,5...10	7,5...9

В качестве образцов использовались: пруток  $d = 45$  мм, материал – бронза БрАЖ9-4 ГОСТ 18175–78, латунь Л63 ГОСТ 15527–70, медь МЗ ГОСТ 859–78. ФАП –  $Fe-TiC$  и ПФА Р6М5-1; зернистость порошка  $\Delta = 160/200$  мкм; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм; коэффициент заполнения рабочего зазора,  $k_z = 1$ . Потемнение обработанной поверхности изделий оценивалось визуально сравнением с эталоном. Шероховатость образцов до обработки составляла  $R_{a1} = 1,2...1,65$  мкм.

Результаты проведенных исследований представлены в табл. 2.19. Оценка качества поверхности деталей осуществлялась по показателям достигаемой шероховатости  $R_{a2}$ , мкм, а производительности – по удельному массовому съему в единицу времени,  $G$ , мг/см<sup>2</sup>·мин.

Установлено, что использование СОТС «Аквапол-1» позволяет добиться требуемого блеска поверхности изделий при наличии в рабочей зоне ФАП –  $Fe-TiC$  и получить необходимую шероховатость с устранением поверхностных дефектов. Это объясняется

оптимальным сочетанием исходных компонентов СОТС «Аквапол-1» как количественно, так и качественно, что существенно повышает их моющие свойства в сравнении с СинМА-1 и СинМА-2.

Таблица 2.19

Сравнительные исследования  
производительности и шероховатости поверхности  
при использовании различных видов рабочей среды

Вид рабочей среды	Обрабатываемый материал					
	Бронза БрАЖ9-4		Латунь Л63		Медь М3	
	$R_{a2}$ , мкм	$G$ , мг/см <sup>3</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$G$ , мг/см <sup>3</sup> ·мин	$R_{a2}$ , мкм	$G$ , мг/см <sup>3</sup> ·мин
1	2	3	4	5	6	7
СинМА-1 + ПФА Р6М5-1	0,1	2,5	0,15	2,2	0,1	2,28
СинМА-2 + ПФА Р6М5-1	0,1	3,12	0,1	2,14	0,08	2,63
«Аквапол-1» + ПФА Р6М5-1	0,2	2,67	0,2	2,34	0,15	2,55
СинМА-1 + Fe-TiC	0,1	3,5	0,1	4,02	0,15	4,25
СинМА-2 + Fe-TiC	0,08	3,95	0,1	4,65	0,1	3,36
«Аквапол-1» + Fe-TiC	0,08	4,7	0,1	4,12	0,1	4,51

### 2.6.9. Использование смазочно-охлаждающих технологических средств на основе лигносульфонатов при магнитно-абразивной обработке

Использование СОТС при МАО позволяет достичь заданные характеристики макро- и микрогеометрии поверхностного слоя этих изделий, и следовательно, повышает качество и производительность обработанных изделий. Высокой смазывающей, охлаждающей и диспергирующей способностью обладают СОТС, содержащие в своем составе полимерные соединения типа солей и эфиров сульфонов. При их механическом разрушении макромолекулы полимерсодержащих компонентов образуют свободные макрорадикалы, которые имеют высокую реакционную способность к металлам.

Поэтому повышенный интерес вызывает наличие и поведение комплексообразователей, регулирующих радикализацию свойств и структуру лиганды СОТС. Данная лиганда представляет собой комплексное соединение молекул, непосредственно связанных с центральным атомом. Решение вопроса регулирования процессом резания при МАО связано с правильным сочетанием и концентрацией комплексообразователей СОТС и присутствием различных заменителей как из одного, так и из нескольких гомологических рядов. Высокий период значений молекулярной массы в пределах одного состава химического соединения обеспечивает либо иницирование, либо замедление, например гель-эффекта, что крайне важно для реализации процесса МАО. Содержание подобных фрагментов приводит к ингибированию данного процесса как на начальной, так и на глубокой стадиях. Ведение координационных соединений натриевого и магниевого комплекса, обеспеченных молекулярным рядом лигносульфонатов, показывает, что они выступают в роли вещественно-иницированных продуктов для управления процессом диспергирования при МАО. Сдвиг в сторону больших времен стадии гель-эффекта обычно осуществляется при высокой мольной доле и расходе молекулярной цепи с образованием радикалов различной активности или захватом радикала, ведущего цепь. Уменьшение энергии разрыва связей в лигносульфонатном комплексе зависит от лигандного окружения или от степени окисления металлической поверхности, подвергаемой обработке. Лигандное окружение в комплексе приводит к перераспределению связей, что сказывается на отрыве или замедлении этого отрыва радикалов. Общая скорость отрыва радикалов при различном содержании компонентов в комплексе связана с его активностью, зависящей от величины радикала и обусловленной механизмом реакционной способности и устойчивости в рамках экстремальной зависимости процесса от концентрации функциональных присадок. Кинетика гелеобразования определяется кругом представителей всех входящих в комплекс групп для придания этому комплексу целевого назначения. Смещение гель-эффекта в сторону или высоких, или низких конверсий характеризуется природой уже сохранившихся лиганд и макрорадикальным комплектом при условии варьирования гомолитического разрыва связей комплекса, эффективность которого представляет целевые свойства СОТС.

Усложненная структура макромолекулы и наличие различных функциональных групп позволяют использовать такое химическое

соединение как лигносульфонаты в реакциях синтеза и комплексообразования. Лигносульфонаты технические жидкие (ЛСТ) марки А, ТУ 2455-028-00279580–2004 представляют собой однородную густую жидкость темно-коричневого цвета.

Лигносульфонаты являются побочным продуктом переработки древесины и представляют собой смесь натриевых и магниевых солей лигносульфоновых кислот (с примесью редуцирующих и минеральных веществ), получаемых из щелоков бисульфитной варки целлюлозы. Будучи водорастворимыми в любых соотношениях, технические лигносульфонаты обладают универсальными свойствами ПАВ. Молекулярная масса от 200 до 200 000 и выше. Лигносульфонаты – анионные ПАВ, которые незначительно понижают поверхностное натяжение воды и образуют стойкие эмульсии и пены. Установлено, что вязкость растворов лигносульфонатов зависит от природы катиона и температуры [76]. Применение лигносульфонатов носит широкий характер, одним из которых является регулирование вязкости буровых растворов и в качестве компонентов гелеобразующих систем для фильтрации и ограничения водопритока в процессах, повышающих нефтеотдачу.

Процесс резания материалов носит отличительный характер по сравнению с вышеуказанными и по данной причине требует детального исследования при использовании лигносульфонатов как одного из компонентов СОТС. Правило, которым следует пользоваться при создании подобных композиций и как СОТС в частности является то, что рост поверхностно-активных свойств неионогенных и ионогенных ПАВ тем выше, чем больше разность в значении критической концентрации мицеллообразования (ККМ) исходных компонентов. Особенностью лигносульфонатов является необратимость образования полимеризатов при условии высокой температуры и понижении показателя  $pH$ . Недопустимость столь глубокой полимеризации связана с тем, что полученные таким путем продукты с очень высокой молекулярной массой выпадут из раствора СОТС, создавая трудноудаляемые органические отложения. В целом это приводит к изменению качественного состава при возрастании доли менее полимерных фракций в СОТС и снижению вязкости, приводя к потере ее оптимального значения. Также полимеризация сопровождается отщеплением функциональных групп или структурных элементов, приводящим к новообразованию летучих органических веществ, главным представителем которых является уксусная кислота. Поскольку

процесс MAO реализуется в определенном динамическом режиме, то рост давления интенсифицирует окислительно-деструкционные реакции и кислотность конденсатов резко возрастет. Для исключения подобного поведения требуется создание достаточно узкого коридора зоны показателя  $pH$  равного 7,5...8,5. Это обеспечивается использованием при подготовке концентрата СОТС операции этерификации и модифицирования за счет присутствия триэтаноламиновых эфиров синтетических жирных кислот (СЖК) фракции  $C_7...C_9$ . Это является следствием образования более сложных ассоциатов, обладающих сильно возросшим электрокинетическим потенциалом.

Поскольку лигносульфонаты по причине возможностей изменения молекулярно-массового распределения фракций обладают высокой функциональной зависимостью вязкости, то в роли стабилизатора композиции выступают триэтаноламиновые эфиры СЖК фракции  $C_7...C_9$ .

Макромолекулы при термовоздействии, в ходе протекания MAO, переходят из гибкой структуры в жесткую. Они создают способные к желатинизации системы, образуя различные по стабильности комплексы. С целью установления эффективности MAO, при использовании различных составов СОТС, были проведены экспериментальные исследования (табл. 2.20 и 2.21).

Таблица 2.20  
Химический состав СОТС на основе лигносульфонатов, исследованных при MAO

Компонент	Состав 1	Состав 2	Состав 3
Триэтаноламиновые эфиры СЖК фракции $C_7...C_9$	65	70	75
Лигносульфонат	7,5	10	12,5
Нитрит натрия	2	2	2
<i>КОН</i>	2	2	2

Примечание: Вода во всех составах до 100 мас. %.

Были проведены соответствующие исследования. Образцами являются заготовки  $D \times d \times l = 32 \times 28 \times 30$  мм, материалы образцов – сталь ШХ15 ГОСТ 801–78, 20 ГОСТ 1050–88, алюминиевый сплав

Д16 ГОСТ 21488–76. Оборудование – станок магнитно-абразивный модели ЭУ–1. Режимы и параметры процесса МАО приняты следующими: величина магнитной индукции  $B = 0,9$  Тл; скорость резания  $V_p = 2,1 \dots 2,4$  м/с; скорость осцилляции  $V_o = 0,2$  м/с; амплитуда осцилляции  $A = 1 \dots 3$  мм; коэффициент заполнения рабочего зазора,  $k_3 = 1$ ; величина рабочего зазора  $\delta = 1$  мм при его центричности; время обработки  $t = 180$  с. Исходная шероховатость образцов,  $R_{al} = 1,6 \dots 2,0$  мкм. В качестве ФАП применялся ФТ-2.

Таблица 2.21

Физико-механические свойства различных составов СОТС

Показатель	Состав СОТС			
	1	2	3	СинМА-1
Вязкость кинематическая при 50 °С, мм <sup>2</sup> /с	38,7	41,0	42,7	40,5
<i>pH</i> 3%-го раствора	8,2...8,6	8,0...8,5	8,5...8,7	8,5...8,7
Склонность к пенообразованию, см <sup>3</sup>	до 450	до 500	до 450	до 500
Устойчивость пенообразования, см <sup>2</sup>	до 120	до 150	до 130	до 150
Плотность, кг/м <sup>3</sup>	1,0	1,1	1,05	1,1

Производительность процесса – по величине удельного массового съема, мг/см<sup>2</sup>·мин. В качестве базового представлен состав СинМА-1 ТУ 38.5901176–91, 3%-й водный раствор. Результаты испытаний представлены в табл. 2.22.

Образование комплекса ( $Fe^+$  – лигносульфонат – триэтаноламиновые эфиры СЖК фракции  $C_7 \dots C_9$ ) приводит к падению величины *pH* раствора, наступлению коагуляции полимерных фракций лигносульфоната с растянутой во времени скрытой стадией [76]. Это является следствием связывания  $Fe^+$  с лигносульфонатом в комплексное соединение и производства астабилизирующего действия, приводящего к нарушению устойчивости лиофильных коллоидов. Для того, чтобы нивелировать данные действия необходимым условием служит повышение расхода партии СОТС в среднем на 50 % и использование фракций лигносульфонатов с низкой молекулярной массой.

Стабильное сложное образование в виде гексааква алюминиевых гидратов также вызывает понижение *pH* при росте сорбирующего алюминиевого шлама и сохранении водорастворимости [76]. Однако, повышение температуры в зоне обработки и динамический фактор приводит к созданию единого агрегата через отдельные фрагменты лигносульфонатов и триэтаноламиновых эфиров. Следует отметить, что данные агрегатированные соединения имеют так называемую «рыхлую» структуру, вследствие чего с большой легкостью по причине высокой реакционной способности диффундируют на поверхность частиц ФАП, придавая им сизый оттенок, наблюдаемый визуально. В случае изготовления концентрата СОТС с использованием как из низкомолекулярных фракций лигносульфоната, так и из высокомолекулярных возможности внесения каких-либо изменений практически отсутствуют. Однако введение в зону обработки слабощелочного (1,5...2 %) раствора  $NaOH$  показывает, что композиция лигносульфоната алюминия, имеющая склонность к гелеобразованию, со сплошной структурой стабилизируется путем повышения показателя *pH* и протекания протолитических реакций. В результате при росте *pH* образуется нейтральное соединение  $Al(H_2O)_3(OH)_3$ , у которого в отличие от гексааква алюминиевых гидратов процесс конденсации значительно замедлен и поэтому режущая стойкость частиц ФАП повышается. Также отмечается, что введение слабощелочного раствора приводит к возрастанию объема пенного столба, который не отличается особой устойчивостью.

Таблица 2.22

Зависимость производительности процесса МАО при различных видах СОТС

Вид СОТС	Величина удельного массового съема обрабатываемых материалов, мг/см <sup>2</sup> ·мин		
	ШХ 15	Д16	Сталь 20
СинМА-1	10,31	6,25	12,35
Состав 1	6,12	4,78	8,07
Состав 2	10,55	7,39	11,74
Состав 3	7,44	5,31	7,98

Примечание. Расход СОТС – 60 мл/мин.

Вместе с тем сохранение в зоне обработки требуемого узкого диапазона  $pH$  носит стохастический характер, а наличие раствора  $NaOH$  вызывает появление интенсивных пятен и очагов коррозии на оборудовании, что требует повышенного содержания в СОТС ингибиторов коррозии типа нитрита натрия ГОСТ 199906–74, для производства которого требуется только высший сорт нитрата натрия ГОСТ 828–77, а сам нитрит натрия является токсичным продуктом с экологической точки зрения [77].

При взаимодействии лигносульфонатов с соединениями  $Cr$  при  $t = 20^\circ C$  и выше образуются хелатные комплексы. Однако при использовании соединений  $Cr$  вязкость раствора не возрастает, что указывает на отсутствие процесса гелеобразования. Поскольку в технических лигносульфонатах всегда присутствуют моносахариды, то они активно вступают в реакцию с бихроматами, образуя щавелевую кислоту, диоксид углерода и воду. Также, если массовая доля сухих веществ ниже 40 %, молекулярная масса фракции менее 10 000 и водный раствор концентрата СОТС не превышает 5 %, то эффективность использования подобных составов, а также их стабильность находится на высоком уровне. На рис. 2.28 представлены результаты исследований процесса МАО в зависимости от продолжительности обработки при расходе СОТС: 60 мл/мин и 100 мл/мин. Анализ полученных результатов показывает, что увеличение расхода СОТС в среднем в 1,5 раза не оказывает существенного приращения производительности удельного съема материала для стали ШХ15, в то время как алюминиевого сплава Д16 и особенно для стали 20 – это увеличение обеспечивает прирост вышеуказанного съема материала в среднем на 20 % и 30 % соответственно.

В результате проведенных исследований предложен новый состав СОТС для финишной обработки деталей машин из сталей: 20 и ШХ15, и алюминиевого сплава Д16 на основе триэтанолминовых эфиров СЖК фракции  $C_7...C_9$  и лигносульфонатов технических, которые характеризуется доступностью исходных материалов, простотой технологического процесса изготовления и эффективностью использования. Товарная стоимость концентрата нового вида СОТС в 2...3 раза ниже по отношению к стоимости СинМА-1. Шероховатость образцов по параметру  $R_a$  после МАО в среднем для состава СОТС 2 и СинМА-1 составляет:

- ШХ15: 0,05...0,1 и 0,07...0,09 мкм;
- сталь 20: 0,2...0,3 и 0,1...0,2 мкм;
- алюминиевый сплав Д16: 0,08...0,12 и 0,05...0,1 мкм.

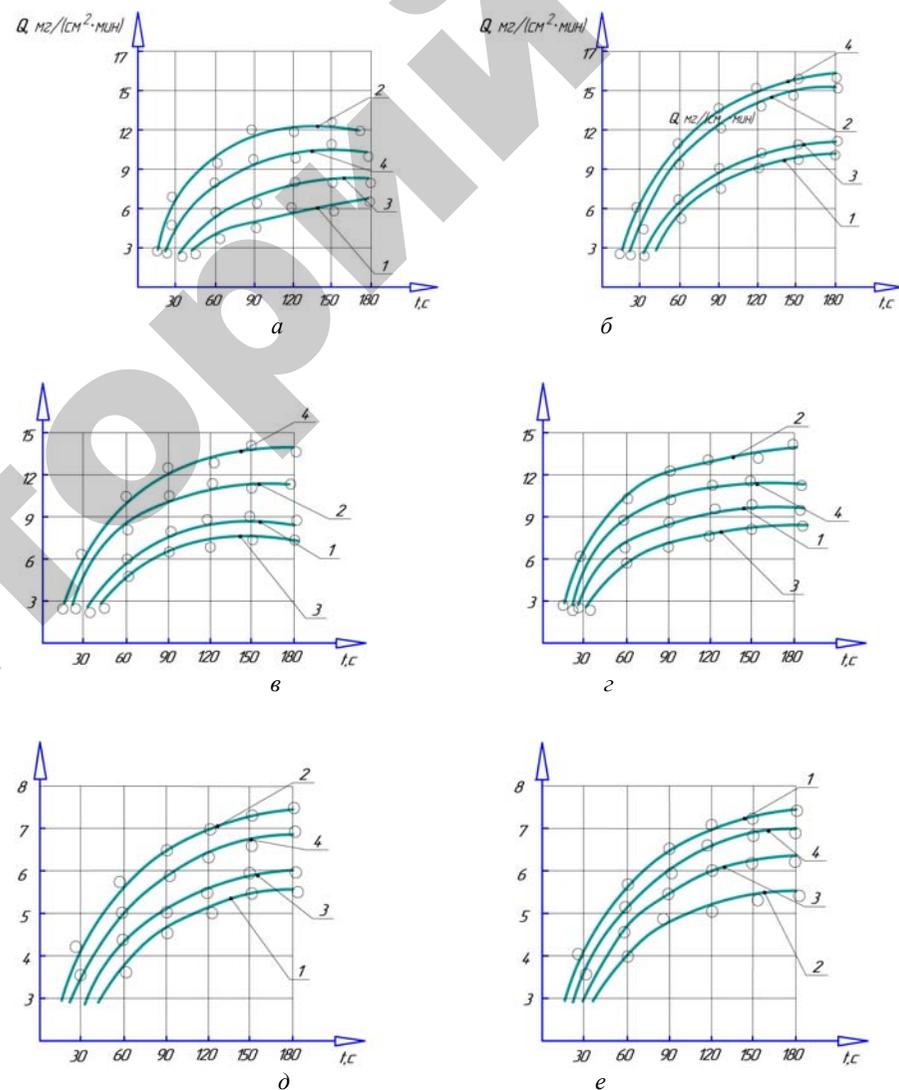


Рис. 2.28. Зависимость производительности процесса МАО от времени обработки при различных показателях расхода СОТС (1 – состав 1; 2 – состав 2; 3 – состав 3; 4 – СинМА-1): а, б – для стали ШХ15; в, г – для стали 20; д, е – для алюминиевого сплава Д16. Расход СОТС: а, в, д – 60 мл/мин, б, г, е – 100 мл/мин

### 2.6.10. Смазочно-охлаждающее технологическое средство на основе оксиэтилированных алкилфенолов для магнитно-абразивной обработки алюминиевых сплавов

Установлено, что граничный слой молекул образуется путем реализации двух основных механизмов:

- а) физико-химических процессов (адсорбции);
- б) химической поверхностной реакции.

Однако граничный слой характеризуется высокой степенью динамичности, и его исследование возможно только при определении во многом по ассоциативной способности и выявлении корреляционной связи между параметрами и функцией отклика. Проведенный анализ зоны трения «инструмент – обрабатываемый материал» показывает, что их контактирование следует рассматривать как проявление одной из характеристик открытой неравновесной термодинамической системы. Таким проявлением данной системы служит возникновение вторичной диссипативной гетерогенности, в соответствии с которой в процессе трения происходит структурная приспособляемость цветных, в частности алюминиевых металлов, что приводит к формированию тонкопленочных объектов – вторичных структур (ВС). Данные структуры выполняют защитные функции, ограничивая взаимодействие трущихся тел и уменьшая его интенсивность в соответствии с принципом Ле Шателье–Брауна. Адаптация контактирующих поверхностей приводит к локализации в этих структурах деформационно-адгезионных процессов и рассеянию энергии при ее переходе от зоны трения в объем трущихся тел. Резкие изменения строения и структуры тонкого поверхностного слоя и ВС в частности обусловлены исходным несовершенством структуры поверхности. Это связано с искажением атомно-кристаллического строения металла, активным взаимодействием этого слоя с внешней средой и контактирующим инструментом и образованием в зоне трения тонкопленочных продуктов, а также высокой концентрацией напряжений при сложной схеме их распределения. Специфичность процессов пластической деформации, динамичность деструкции поверхностного слоя и деконцентрация напряжений предусматривает сложный характер структурных изменений, которые представляют собой совокупность перехода материала в качественно новое состояние. Перестройка исходной структуры

поверхности обрабатываемого материала сопровождается образованием структуры, отличающейся максимальным упрочнением, оптимальной ориентацией зерен и насыщением ультрадисперсных кристаллов ВС активными компонентами среды. Внешние механические воздействия приводят одновременно как к разрушению экранирующей фазы, так и обеспечению ее регенерации. Устойчивость явления структурной приспособляемости определяется динамическим равновесием и саморегулированием процессов образования ВС. Поскольку прочность и плотность этих пленок характеризуется высоким уровнем сопротивления износу, то преодоление этого уровня обусловлено природой материала, коэффициентом трения и такими параметрами процесса, как давление, скорость, температура и физические свойства среды. Вследствие этого, вопросу механической обработки цветных сплавов, в том числе алюминиевых, должна быть уделена крайне высокая значимость по причине того, что получение требуемых показателей качества представляет важность для обеспечения технико-экономических показателей выпускаемой продукции.

В производстве бинарных систем широкое применение находит продукт, представляющий комплексное ПАВ в виде оксиэтилированных алкилфенолов на основе тримеров пропилена и, которые являются технической смесью полиэтиленгликолевых эфиров моноалкилфенолов следующего состава:



где  $C_9H_{19}$  – алкильный радикал изононил, присоединенный к фенолу преимущественно в пара-положении к гидроксильной группе;

$n$  – усредненное число молей окиси этилена, присоединенное к одному молю алкилфенолов.

Его достоинства заключаются в высокой поверхностной активности, моющей способности, широкой области использования, низким удельным расходом и удобной технологией использования жидкой товарной формы с низкой температурой замерзания ( $-25\text{ }^{\circ}\text{C}$ ). Проведенные исследования данной бинарной системы показали, что использование 3...5%-го водного раствора обеспечивает достаточность результатов процесса МАО алюминиевых сплавов, однако по истечению определенного периода времени возникающая структурная приспособляемость данных сплавов препятствует съему

материала. Кроме того, несмотря на их универсальность, «узким местом» является неудовлетворительная биоразлагаемость данных продуктов, что сводится к рекомендациям по уменьшению их концентрации в промышленных средствах очистки, косметике, производстве пластмасс и т. п. Сложившаяся ситуация приводит к необходимости создания тройной системы ПАВ, которая путем структурной организации позволяет обеспечить формирование так называемой мезофазы. К данному классу организации имеет склонность термотронные мезофазы или, иначе говоря, потенциальные структурообразователи. Принцип их действия заключается в образовании упорядоченной структуры при определенном диапазоне температурного воздействия. Использование в данном виде СОТС в качестве присадки такого мезогенного соединения, как триэтаноламиновое мыло синтетических жирных кислот (СЖК) фракции  $C_7...C_9$  позволяет создать тройную систему при наличии мезофазы. Данное соединение, кроме вышеупомянутого свойства, характеризуется полифункциональностью, а также высокой скоростью отклика на изменение условий обработки методом MAO, что доказывает эффективность его применения в СОТС СинМА-1 ТУ 38.5901176–91, в состав которого оно входит. Также обоснованием использования триэтаноламинового мыла СЖК фракции  $C_7...C_9$  служит то, что гетероциклические органические соединения со слабыми межмолекулярными связями обладают способностью к мезоморфизму. Это в свою очередь связывается с возможностью формирования надмолекулярных органических ансамблей, т. е. адсорбции молекул, и, в конечном счете, с реальной возможностью проявления синергетизма по режущей способности данного состава СОТС. Такая способность для роста эффективности процесса MAO алюминиевых сплавов определяется температурно-концентрационным районом существования мезофазного состояния. Данная концентрация присадки должна нивелировать скачок вязкости в зоне гелеобразования ПАВ, что благоприятно сказывается на моющей, смазывающей и, главное, регулирующей способности СОТС. При достижении необходимого уровня концентрации и образования требуемого показателя вязкости коэффициент трения между контактирующими телами – инструмент – обрабатываемый материал – может плавно изменяться и приобретать то значение, которое оптимально для указанных выше способностей СОТС. Зона гелеобразования в этих системах не имеет того флуктуационного перехода, что вызывает критическое поведение в связи с лавинообразным ростом вязкоупругих характеристик среды.

Проведенные исследования данных систем СОТС показали, что предлагаемые составы имеют следующие физико-механические свойства, табл. 2.23, а в табл. 2.24 указаны результаты обработки образцов.

Таблица 2.23

Физико-механические свойства известного и предлагаемых составов

Показатель	Составы СОТС			
	СинМА-1	1	2	3
Вязкость кинематическая при 50 °С, сСт	40,51	39,60	41,26	42,11
pH 3%-го раствора	8,7	9,0	8,3	8,5
Склонность к пенообразованию, см <sup>3</sup>	490	530	510	500
Устойчивость, см <sup>3</sup>	150	110	210	180
Плотность, г/см <sup>3</sup>	1,09	1,04	1,10	1,12

Таблица 2.24

Результаты обработки образцов

Составы СОТС	Обрабатываемый материал			
	АМг6		Д16	
	$\Delta G$ , мг	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , мг	$R_{a2}$ , мкм
СинМА-1	40,0	0,36	47,0	0,43
1	43,0	0,37	49,0	0,34
2	50,0	0,22	62,0	0,27
3	45,0	0,41	52,0	0,38

Испытания известного (СинМА-1) и предлагаемых составов СОТС проводились при следующих режимах и параметрах процесса MAO: магнитная индукция,  $B = 1,1$  Тл; скорость резания,  $V_p = 2,5$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,12$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1$  мм; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм; время обработки,  $t = 45$  с. ФАП – Ж15КТ ТУ 6-03-09-483–81, размерность зерна  $\Delta = 200...315$  мкм.

В качестве образцов использовались втулки из алюминиевых сплавов АМг6 и Д16 ГОСТ 4784–97  $D \times d \times l = 36 \times 32 \times 32$  мм, которые

крепилась на ферромагнитной оправке. Исходная шероховатость поверхности образца  $R_{a1} = 1,25 \dots 1,6$  мм. В процессе проведения исследований оценивался массовый съем материала ( $\Delta G$ , мг) и достигаемая шероховатость поверхности ( $R_{a2}$ , мкм).

Анализ этих результатов показывает, что применение варианта СОТС № 2, обеспечивает увеличение производительности процесса МАО в 1,5...1,6 раза и снижение шероховатости в 1,5...2,0 раза.

Таким образом, на основе применения системного подхода и проведенных исследований по созданию нового вида СОТС для МАО алюминиевых сплавов разработана рецептура его приготовления и установлены причины повышения производительности процесса резания путем проявления синергизма при соединении компонентов данного СОТС.

#### 2.6.11. Смазочно-охлаждающее технологическое средство на основе «Неонола» для финишной обработки алюминиевых сплавов

Структура адсорбционных слоев, образующихся при использовании СОТС во время финишной обработки, играет определяющую роль в процессе резания материалов. Одним из подходов к изменению структуры данных слоев, является применение неионогенных компонентов совместно с другими, например, с анионоактивными. Продукт «Неонол» по общему определению относится к  $n$ -мерным простым эфирам на основе пространственно-затрудненного фенола, вследствие чего не подвергается предварительной очистке или фракционированию. Поскольку технические оксиэтилированные вещества по таким свойствам, как диспергирующая способность, пенообразование, поверхностная активность не отличаются от очищенных, их использование в различных СОТС не требует очистки и является экономически выгодным. Получаемые из нефтехимического сырья СЖК, как правило, представляют собой смеси монокарбоновых кислот нормального и изотермического строения с некоторым числом атомов углерода при наличии примесей дикарбоновых соединений и полиэфирными молекулами неионогенных оксиэтилированных ПАВ. Аналогичная структура СЖК и «Неонола» приводит к их сходному поведению в водном растворе. Как видно из изотерм поверхностного

натяжения исследуемых продуктов (рис. 2.29) все они являются типичными ПАВ [78].

Благодаря своей высокой эффективности, экологичности и простоте ввода в рецептуры СОТС оксиэтилированные нонилфенолы являются широко используемыми неионогенными поверхностно-активными веществами. Спектр их применения достаточно широк: текстильная и консервная промышленности, производство пластмасс, металлообработка и т. д. «Неонол» представляет собой техническую смесь полиэтиленгликолевых эфиров моноалкилдиолов, где имеется алкильный радикал изононил, присоединенный к динолу преимущественно в пара-положении к гидроксильной группе, при наличии усредненного числа молей окиси этилена, присоединенного к одному молю алкилдиолов. Высокая поверхностная активность и моющая способность при низком удельном расходе и температуре замерзания ( $-25$  °С) позволяют обеспечить многофункциональность применения этого композиционного материала. Также известно, что смеси «Неонола» используются как индивидуально, так и в сочетании с кислотными соединениями в виде нефтесмывающих ПАВ и дегазаторов емкостей в процессе их очистки подготовленными 3...5%-ми водными растворами. Данный продукт выпускается в соответствии с ТУ 2458-002-72795637-05 и имеет санитарно-эпидемиологическое заключение № 77.01.03.245.П.047417.11.05 от 15.11.2005 г.



Рис. 2.29. Изотермы поверхностного натяжения «Неонола» и СЖК

Рассмотрим влияние СОТС на процесс обработки резанием алюминиевых сплавов на примере одной из финишных операций в отрасли машиностроения, которой является МАО [25, 27]. Ее особенностью служит возможность регулирования жесткостью инструмента, производящего размерный и массовый съем материала путем создания рабочей среды в виде «ферроабразивной щетки» с подвижно-координированными зёрнами, состоящей из ФАП и СОТС. Связкой для такого инструмента является энергия электромагнитного поля. Традиционно в качестве агентов СОТС используются ПАВ на основе производных СЖК. Высокий уровень моющих и смазывающих способностей этих веществ обеспечивает необходимые выходные качественные показатели поверхностного слоя деталей машин, но их режущая способность составляет более низкую величину в сравнении с эмульсолами. Это связано с тем, что наличие в зоне резания СОТС на основе эмульсола приводит к росту динамической и кинематической вязкости рабочей среды, в результате чего повышается коэффициент трения и уменьшается степень подвижности зерен ферромагнитной «щетки». Однако, стойкость инструмента ввиду его засаливания в данном случае резко падает в отличие от использования ПАВ. Такая ситуация носит негативный характер, поскольку МАО цветных металлов, в частности алюминиевых, как и в целом их механическая обработка, кроме указанных, имеет ряд других затруднений. Среди них следует выделить одну из основных проблем – вторичную диссипативную гетерогенность, в соответствии с которой в процессе трения контактирующих тел (обрабатываемый материал – инструмент) реализуется явление структурной приспособляемости. В результате осуществления этого явления все виды взаимодействия данных тел типа деформационно-адгезионных процессов, рассеивания энергии при ее переходе от зоны трения в объем материала локализуются в образующихся на их рабочих поверхностях тонкопленочных объемно-вторичных структурах (ВС) [79]. Столь резкие изменения строения и структуры тонкого поверхностного слоя и в том числе ВС обусловлены исходным несовершенством структуры поверхности из-за общего искажения атомно-кристаллического строения металла.

Динамика структурных изменений, представляющих собой совокупность перехода материала в качественно иное состояние, связана с его максимальным упрочнением и оптимальной ориентацией зерен. Поскольку прочность и плотность ВС характеризуются

ются высоким уровнем сопротивления процессу резания, то требуется обеспечить наложение в рабочей зоне каких-либо дополнительных источников охлаждения, нагрева, изменения режимов обработки и т. п. для преодоления процесса протекания и образования ВС. Проведенные исследования показывают, что одним из вариантов данного решения служит структурирование системы ПАВ и создание нового вида СОТС не как бинарной, а более сложной, тройной организации, включающей производные СЖК, «Неонол» и воду. Это обусловлено тем, что согласно [70], смеси двух ПАВ, отличающиеся молекулярным строением (ионогенное в соединении с неионогенным) обладают большой трибологической эффективностью, чем каждый из этих компонентов, применяемых в отдельности. Объяснение связано, как указывалось ранее, с особенностями молекулярной структуры формируемого граничного слоя.

Площадь, необходимая для адсорбции молекулы ПАВ на поверхности, является мерой ее гидрофильности. Гидрофильные ПАВ образуют подвижную пленку, в которой молекулы находятся на большем поверхностном расстоянии, чем у гидрофобных ПАВ. Повышенное значение молекулярной площадки такого продукта как «Неонол» характеризуется высокой степенью гидрофильности и способностью связывать молекулы воды с большей эффективностью, чем, например, у других производных СЖК. Состав адсорбционных слоев в растворах смешанных анионоактивных и неионогенных ПАВ не идентичен полностью составу смеси и зависит от такого свойства ПАВ, как критическая концентрация мицеллообразования (ККМ). Наличие «Неонола» снижает ККМ, но увеличивает поверхностное натяжение и, следовательно, вязкость адсорбционных слоев, что обеспечивает их стабильность и, определенным образом, имеет сходство с применением эмульсии. Фракция ПАВ, к которой относится «Неонол», обладая более низким показателем гомологического ряда ( $C_9...C_{13}$ ), характеризуется ростом диспергирующей способности при сохранении комплекса положительных свойств соединения. Следовательно, использование фракции «Неонола» типа  $C_9...C_{13}$ , представляющего собой прозрачные маслянистые жидкости в отличие от других мазеобразных или твердых продуктов (фракции  $C_{16}$  и выше), позволяет при наличии синергетизма свойств не двойной, а более сложной тройной системы, обеспечить требуемую степень ее адсорбционной насыщенности. Таким образом, это объясняется повышенной

гидрофильностью неионогенных ПАВ, каким является «Неонол», и малой эффективностью их ассоциации с молекулами анионного компонента производных СЖК. Увеличение содержания связанной воды приводит к росту вязкости тройной системы, однако, ее уровень представляет собой оптимальную величину из-за такого содержания фракций производных СЖК, которое положительно сказывается на процессе финишной обработки алюминиевых сплавов. Адсорбционные свойства «Неонола», в отличие от замещенных диоксановых спиртов, характеризуются большей в 3...5 раза длиной молекул при равных поверхностном натяжении, поверхностной активности и молекулярной площади (табл. 2.25). Это делает их крайне выгодным продуктом при создании композиций для финишной обработки с образованием требуемой эмульгирующей способностью и повышением диспергирующих свойств, что гарантирует высокое качество и производительность при финишной обработке алюминиевых сплавов.

Таблица 2.25

Адсорбционные свойства простых эфиров

Исследуемый продукт	Молекулярная площадка, мм <sup>2</sup>	Длина молекулы, мм
Диоксанный спирт (1 сорт)	0,84	0,55
Диоксанный спирт (высш. сорт)	1,07	0,43
Парафинат калия	0,68	0,53
«Неонол»	0,42	2,36

В результате этого была установлена рецептура и разработана технология приготовления состава СОТС путем введения «Неонола» как присадки с определенным массовым содержанием и соединением компонентов. Обоснованием использования такого рода тройного состава служит проявление синергетизма режущей способности МАО алюминиевых сплавов. В табл. 2.26 представлены физико-механические свойства известного и предлагаемых составов СОТС. Поскольку непосредственно динамичность граничного слоя исследовать не представляется возможным, то интенсификацию размерного и массового съема алюминиевых сплавов можно связать через ассоциативные показатели с ростом кинематической вязкости и плотности тройной системы СОТС. Рост кинематической

вязкости приводит к сдвигу концентрационной зависимости гелеобразования СОТС и соответственно к увеличению коэффициента трения и уменьшению степени подвижности зерен ФАП. Вместе с тем, сохранение высокой моющей способности тройного состава в отличие от эмульсолов обеспечивает уменьшение засаливания инструмента, а стабильность и устойчивость пенообразования способствует удалению продуктов износа из зоны обработки.

Таблица 2.26

Физико-механические свойства известного (СинМА-1) и разработанных составов

Показатель	Составы СОТС			
	СинМА-1	1	2	3
Вязкость кинематическая при 50 °С, сСт	40,51	39,60	41,26	42,11
pH 3%-го раствора	8,7	9,0	8,3	8,5
Склонность к пенообразованию, см <sup>3</sup>	490	530	510	500
Устойчивость пены, см <sup>3</sup>	150	110	210	180
Плотность, г/см <sup>3</sup>	1,09	1,04	1,10	1,12

Исследования известного и разрабатываемых составов СОТС выполнялись на установке СФТ 2.150.00.00.000 при следующих параметрах и режимах МАО: магнитная индукция  $B = 1,1$  Тл; скорость резания  $V_p = 2,5$  м/с; скорость осцилляции  $V_o = 0,12$  м/с; амплитуда осцилляции  $A = 1$  мм; величина рабочего зазора  $\delta = 1$  мм; время обработки  $t = 45$  с; ФАП – Ж15КТ ТУ 6-03-09-483–81, зернистость ФАП  $\Delta = 200...315$  мкм.

В качестве образцов использовались втулки из алюминиевых сплавов АМг6 и Д16 ГОСТ 4784–97, размеры  $D \times d \times l = 36 \times 32 \times 32$  мм, которые крепились на ферромагнитной оправке. Исходная шероховатость поверхности образца  $R_{a1} = 1,25...1,6$  мм. В процессе проведения исследований оценивался массовый съем материала ( $\Delta G$ , мг) и достигаемая шероховатость поверхности ( $R_{a2}$ , мкм). Результаты испытаний приведены в табл. 2.27.

Анализ данных табл. 2.27 показывает, что применение варианта СОТС № 2, обеспечивает увеличение производительности процесса МАО в 1,5...1,6 раза и снижение шероховатости в 1,5...2,0 раза.

Таблица 2.27

Результаты магнитно-абразивной обработки алюминиевых сплавов

Составы СОТС	Обрабатываемый материал			
	АМг6		Д16	
	$\Delta G$ , мг	$R_{a2}$ , мкм	$\Delta G$ , мг	$R_{a2}$ , мкм
СинМА-1	40,0	0,36	47,0	0,43
1	43,0	0,37	49,0	0,34
2	50,0	0,22	62,0	0,27
3	45,0	0,41	52,0	0,38

Таким образом, на основе применения системного подхода и проведения исследований по разработке нового вида СОТС для финишной обработки алюминиевых сплавов определена рецептура его приготовления и установлено повышение производительности процесса резания, обусловленной проявлением синергетизма режущей способности МАО алюминиевых сплавов.

### 3. ФОРМИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ ПРИ МАО РАЗЛИЧНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Электромагнитное поле является особым видом материи и характеризуется определенным распределением в пространстве, обладая при этом дискретной структурой [80]. Уравнения, описывающие ЭМП, достаточно строго отражают предельно высокую упорядоченность внутреннего движения материи, существующей в этой форме. Даже в сильных ЭМП не возникает турбулентного или хаотического движения, свойственно, например, тепловым процессам.

Весьма малая плотность массы ЭМП обуславливает то, что его энергия легко передается со скоростью света в свободном пространстве. Однако общей проблемой определения картины ЭМП является сложность его расчета, что приводит к необходимости прибегать к приближенным как аналитическим, так и графическим методам его построения. Существует ряд работ [21, 25, 81, 82], в которых представлены исследования параметров и источники МАО. Однако в них ставятся преимущественно частные задачи, возникающие в результате изучения отдельных конкретных устройств. Поэтому эта информация пригодна лишь для анализа данного устройства и обычно не поддается обобщению. Такой подход не удовлетворяет требованиям современного производства и затрудняет процесс конструирования нового оборудования.

Следовательно, успех в рациональном и правильном создании устройств, использующих энергию ЭМП, во многом зависит от степени понимания физических процессов, протекающих при взаимодействии данного поля с обрабатываемой деталью. Вычисление параметров ЭМП возможно только тогда, когда известно его распределение, которое может быть найдено решением граничной задачи с краевыми эффектами для уравнений Максвелла и закона Био-Савара-Лапласа путем использования математического моделирования матричными формами.

### 3.1. Топография магнитного поля

#### 3.1.1. Исследование топографии магнитного поля матричными формами представления системы уравнений Максвелла

На основе обобщения эмпирических данных Дж. К. Максвеллом были сформулированы фундаментальные уравнения классической макроскопической электродинамики, описывающие электромагнитные явления, имеющие в современных обозначениях (система СИ) вид [83]:

$$\begin{aligned}\bar{B} &= \text{rot } \bar{A}, \text{ rot } \bar{H} = 4\pi \bar{j} + \frac{\partial \bar{D}}{\partial t}, \\ \bar{E} &= -[\bar{B}, u] - \frac{\partial \bar{A}}{\partial t} - \text{grad } \varphi, \quad \bar{E} = \frac{4\pi}{\varepsilon} \bar{D}, \\ \sigma \bar{E} &= \bar{j}, \bar{j}_{\text{полн}} = \bar{j} + \frac{1}{4\pi} \frac{\partial \bar{D}}{\partial t}, \\ \text{div } \bar{D} &= 4\pi \rho, \text{ div } \bar{j} + \frac{\partial \rho}{\partial t} = 0.\end{aligned}$$

где  $\bar{B}$  – магнитная индукция магнитного поля;  
 $\bar{H}$  – напряженность магнитного поля;  
 $\bar{E}$  – напряженность электрического поля;  
 $\bar{D}$  – электрическое смещение;  
 $\bar{A}$  – векторный магнитный потенциал;  
 $\varphi$  – скалярный магнитный потенциал;  
 $\bar{j}$  – плотность электрического тока;  
 $\rho$  – плотность электрического заряда;  
 $\varepsilon$  – относительная диэлектрическая проницаемость;  
 $u$  – мгновенное значение напряжения индукции;  
 $\sigma$  – удельная проводимость.

Наиболее распространенной формой представления системы уравнений Максвелла является дифференциальная форма записи, предложенная Г. Герцем и О. Хевисайдом:

$$\begin{aligned}\text{rot } E &= -\frac{\partial B}{\partial t}, \\ \text{rot } H &= \frac{\partial D}{\partial t} + j + j^{\text{CT}}, \\ \text{div } D &= \rho + \rho^{\text{CT}}, \quad \text{div } B = 0.\end{aligned}\tag{3.1}$$

Принято считать, что система уравнений (3.1) становится полной после добавления к ней материальных уравнений, в самом общем случае имеющих вид:

$$D = D(E), B = (H), j = j(E).\tag{3.2}$$

Базирование производится на записи системы уравнений Максвелла вида (3.1), (3.2). При этом для начала материальные уравнения (3.2) принимаются в виде:

$$D = \varepsilon(r, t) \cdot E; B = \mu(r, t) \cdot H; j = \sigma(r, t) \cdot E.\tag{3.3}$$

Следует также заметить, что при решении конкретных задач расчета векторов ( $\bar{E}$ ,  $\bar{H}$ ) на первом этапе из уравнений Максвелла (3.1) получают отдельные волновые уравнения как для трех компонент вектора  $\bar{E}$ , так и для трех компонент вектора  $\bar{H}$ .

Используя математические преобразования для векторов ( $\bar{E}$ ,  $\bar{H}$ ) из уравнений Максвелла, получим следующие уравнения:

$$\begin{aligned}\Delta H - \varepsilon \mu \frac{\partial^2 H}{\partial t^2} + \text{grad} \left( \frac{(H \cdot \text{grad } \mu)}{\mu} \right) - \left( \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \sigma \right) \cdot \frac{\partial}{\partial t} (\mu H) - \\ - \varepsilon \left( \frac{\partial^2 \mu}{\partial t^2} H + 2 \frac{\partial \mu}{\partial t} \cdot \frac{\partial H}{\partial t} \right) + \frac{\partial}{\partial t} [\text{grad } \varepsilon, E] + [\text{grad } \sigma, E] = -\text{rot } j^{\text{CT}},\end{aligned}\tag{3.4}$$

$$\Delta E - \varepsilon \mu \frac{\partial^2 E}{\partial t^2} + \text{grad} \left( \frac{(E \cdot \text{grad} \varepsilon)}{\varepsilon} \right) - \frac{\partial \mu}{\partial t} \cdot \left( \frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon E) + \sigma E \right) - \mu \frac{\partial}{\partial t} (\sigma E) -$$

$$- \mu \left( \frac{\partial^2 \varepsilon}{\partial t^2} \cdot E + 2 \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \cdot \frac{\partial E}{\partial t} \right) - \frac{\partial}{\partial t} [\text{grad} \mu, H] = \text{grad} \left( \frac{\rho + \rho^{\text{ct}}}{\varepsilon} \right) + \frac{\partial}{\partial t} (\mu j^{\text{ct}}). \quad (3.5)$$

или в эквивалентном виде:

$$\Delta H - \varepsilon \mu \frac{\partial^2 H}{\partial t^2} + \text{grad} \left( \frac{(H \cdot \text{grad} \mu)}{\mu} \right) - \left( \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \sigma \right) \cdot \frac{\partial}{\partial t} (\mu H) -$$

$$- \varepsilon \left( \frac{\partial^2 \mu}{\partial t^2} H + 2 \frac{\partial \mu}{\partial t} \cdot \frac{\partial H}{\partial t} \right) - \varepsilon \left[ \text{grad} \frac{1}{\varepsilon}, \text{rot} H \right] +$$

$$+ \varepsilon \left[ \text{grad} \left( \frac{1}{\varepsilon} \cdot \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \right), E \right] + \varepsilon \left[ \text{grad} \frac{\sigma}{\varepsilon}, E \right] = -\varepsilon \text{rot} \left( \frac{1}{\varepsilon} j^{\text{ct}} \right), \quad (3.6)$$

$$\Delta E - \varepsilon \mu \frac{\partial^2 E}{\partial t^2} + \text{grad} \left( \frac{(E \cdot \text{grad} \varepsilon)}{\varepsilon} \right) - \frac{\partial \mu}{\partial t} \cdot \left( \frac{\partial}{\partial t} (\varepsilon E) + \sigma E \right) - \mu \frac{\partial}{\partial t} (\sigma E) -$$

$$- \mu \left( \frac{\partial^2 \varepsilon}{\partial t^2} \cdot E + 2 \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \cdot \frac{\partial E}{\partial t} \right) - \mu \left[ \text{grad} \frac{1}{\mu}, \text{rot} E \right] -$$

$$- \mu \left[ \text{grad} \left( \frac{1}{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial t} \right), H \right] = \text{grad} \left( \frac{\rho + \rho^{\text{ct}}}{\varepsilon} \right) + \frac{\partial}{\partial t} (\mu j^{\text{ct}}). \quad (3.7)$$

Здесь  $\Delta$  – оператор Лапласа.

Как следует из 3.4...3.7, получить в «чистом виде» дифференциальные уравнения для вектора  $\vec{E}$ , равно как и для вектора  $\vec{H}$ , можно далеко не в любых средах.

Вместе с тем, уместно вспомнить опыт исследования хорошо известных в теоретической физике релятивистских волновых уравнений для частиц с целым и полуцелым спином. Наглядным примером является исследованное на предмет разделения переменных

уравнение Дирака, где в качестве неизвестной функции фигурирует биспинор Дирака [83]:

$$\Psi = \begin{pmatrix} \Psi_1(x^1, x^2, x^3, x^4) \\ \Psi_2(x^1, x^2, x^3, x^4) \\ \Psi_3(x^1, x^2, x^3, x^4) \\ \Psi_4(x^1, x^2, x^3, x^4) \end{pmatrix}. \quad (3.8)$$

В уравнении Дирака неизвестными являются функции (их четыре). Однако, благодаря его матричной записи, проблемы получения уравнений в чистом виде отдельно для каждой компоненты  $\psi_i$  не возникает.

Считается, что первоначально идея записи системы уравнений Максвелла в виде, аналогичном релятивистскому волновому уравнению Дирака, принадлежит Э. Майорану [83], который вводит в рассмотрение вместо векторов  $\vec{E}$  и  $\vec{B}$  комплексную волновую функцию:

$$\Psi = E - iB, \quad (3.9)$$

матрицу-вектор  $\alpha$  с компонентами:

$$\alpha_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & i \\ 0 & -i & 0 \end{pmatrix}, \alpha_2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & 0 \\ -i & 0 & 0 \end{pmatrix}, \alpha_3 = \begin{pmatrix} 0 & i & 0 \\ -i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad (3.10)$$

которая имеет следующее представление:

$$[\alpha_i, \alpha_j] = -i\varepsilon_{ijk} \alpha_k. \quad (3.11)$$

В итоге уравнения Максвелла в вакууме приобретают вид:

$$(E - \alpha p)\Psi = 0, \quad p\Psi = 0, \quad (3.12)$$

$$p = -i\nabla, E = i\frac{\partial}{\partial t}. \quad (3.13)$$

Отметим, что вероятностная трактовка волновой функции (3.9) вполне возможна, а уравнение неразрывности приобретает вид:

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \nabla j = 0, \quad (3.14)$$

где

$$p = \frac{1}{2}\Psi^* \cdot \Psi, j = -\frac{1}{2}\Psi^* \cdot \alpha \cdot \Psi, \quad (3.15)$$

являющиеся соответственно плотностью энергии и плотностью импульса электромагнитного поля (в формуле 3.15 символ \* означает эрмитово сопряжение).

Ранее интенсивно велись исследования «общих релятивистских уравнений» вида:

$$(\gamma_k \nabla_k + i\chi)\Psi = 0; \quad k=1,2,3,4, x_4 = ict; \quad \chi \neq 0. \quad (3.16)$$

В (3.16) выбор матриц  $\gamma_k$  осуществлялся исходя из требований:  
– возможность получения уравнения (3.16) из инвариантной функции Лагранжа;

– инвариантность уравнения (3.16) относительно преобразований собственной группы Лоренца;

– инвариантность уравнения (3.16) относительно отражений.

В (3.16) постоянная  $\chi$  считалась пропорциональной массе частицы, что исключало возможность ее применения для описания частиц с нулевой массой покоя (например, фотонов).

Ф. И. Федоровым предложено обобщенное релятивистское волновое уравнение:

$$(\gamma_k \nabla_k + i\gamma_0)\Psi = 0; \quad k=1,2,3,4; \quad x_4 = ict. \quad (3.17)$$

где  $\gamma_0, \gamma_k$  – некоторые матрицы.

Впоследствии, автором [83] предприняты интенсивные усилия для исследования уравнения (3.17). Его принято записывать в виде:

$$(\beta_\mu p^\mu + \beta_\chi)\Psi = 0, \quad (3.18)$$

где  $\beta_\mu$  – матрицы Кеммера-Дэффина-Петье размерности  $10 \times 10$ , удовлетворяющие алгебре:

$$\beta_\mu \beta_\nu \beta_\lambda + \beta_\lambda \beta_\nu \beta_\mu = g_{\mu\nu} \beta_\lambda + g_{\nu\lambda} \beta_\mu, \quad \beta = \beta_5^2, \\ \beta_5 = \frac{\varepsilon_{\mu\nu\rho\sigma} \beta_\mu \beta_\nu \beta_\rho \beta_\sigma}{4!}, \quad g_{\mu\nu} = \text{diag}(1, -1, -1, -1). \quad (3.19)$$

При выборе  $\beta_\mu, \Psi$  в виде:

$$\beta_0 = \begin{pmatrix} 0_1 & 0_1 & 0_1 & \lambda_a \\ 0_1 & 0_1 & -\alpha_a & 0_2 \\ 0_1 & \alpha_a & 0_1 & 0_2 \\ -\lambda_a^* & 0_3 & 0_3 & 0 \end{pmatrix}, \quad \beta_5 = \begin{pmatrix} 0_1 & -1_1 & 0_1 & 0_2 \\ 1_1 & 0_1 & 0_1 & 0_2 \\ 0_1 & 0_1 & 0_1 & 0_2 \\ 0_3 & 0_3 & 0_3 & 0 \end{pmatrix}, \\ \Psi = \begin{pmatrix} E \\ H \\ A \\ A_0 \end{pmatrix} = (E_1, E_2, E_3, H_1, H_2, H_3, A_1, A_2, A_3, A_0)^T, \quad (3.20)$$

где

$$\alpha_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -i \\ 0 & i & 0 \end{pmatrix}, \quad \alpha_2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & 0 \\ -i & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad \alpha_3 = \begin{pmatrix} 0 & -i & 0 \\ i & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \\ \lambda_1 = \begin{pmatrix} i \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad \lambda_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ i \\ 0 \end{pmatrix}, \quad \lambda_3 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad 0_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad 0_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}, \quad 0_3 = (0, 0, 0),$$

$$l_1 = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, l_2 = \begin{pmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{pmatrix}, l_3 = (1, 1, 1). \quad (3.21)$$

Из (3.18) следует система уравнений Максвелла в отсутствие зарядов и токов.

В случае наличия зарядов и токов для записи уравнений Максвелла Ф. И. Федорову приходится использовать два уравнения типа (3.20). Действительно, вводя в рассмотрение функцию:

$$\Psi = \begin{pmatrix} E \\ H \\ j \\ j_0 \end{pmatrix} = (E_1, E_2, E_3, H_1, H_2, H_3, j_1, j_2, j_3, j_0)^T, \quad (3.22)$$

и два оператора:

$$\tilde{L}_1 = (1 - \beta_5^2)(\beta_\mu p^\mu + 1), \quad \tilde{L}_2 = \beta_\mu p^\mu \beta_5. \quad (3.23)$$

для уравнений Максвелла получаем:

$$\tilde{L}_1 \tilde{\Psi} = 0, \quad \tilde{L}_2 \tilde{\Psi} = 0. \quad (3.24)$$

Таким образом, Ф. И. Федорову удалось охватить единой схемой все релятивистские уравнения, включая уравнения Максвелла и Дирака. Тем не менее, несмотря на это, уравнение (3.24) не нашло применения при решении задач прикладной электродинамики.

Считается, что начало исследованиям, целью которых являлось представление системы уравнений Максвелла в виде, аналогичном уравнению Дирака, положено А. А. Боргардтом.

В рассмотрение вводятся матрицы:

$$\alpha_1 = i \begin{pmatrix} 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \end{pmatrix}, \alpha_2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \alpha_3 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad (3.25)$$

удовлетворяющие алгебре Клиффорда, функция-столбец:

$$\Psi = i \begin{pmatrix} 0 \\ E_1 - iH_1 \\ E_2 - iH_2 \\ E_3 - iH_3 \end{pmatrix}, \quad (3.26)$$

и уравнения Максвелла в отсутствие зарядов и токов приобретают вид:

$$\left( i \frac{\partial}{\partial t} - \alpha \cdot p \right) \Psi = 0. \quad (3.27)$$

Аналогичная форма записи уравнений Максвелла предложена В. И. Фушичем, с той лишь разницей, что вместо (3.18) использована функция-столбец:

$$\Psi = \begin{pmatrix} H \\ \phi_1 \\ E \\ \phi_2 \end{pmatrix} = (H_1, H_2, H_3, \phi_1, E_1, E_2, E_3, \phi_2)^T,$$

$$\phi_1 = \text{const}, \quad \phi_2 = \text{const}. \quad (3.28)$$

Автором также используются следующие матрицы:

$$\alpha_a = 2i \begin{pmatrix} 0_1 & -\tau_a \\ \tau_a & 0_1 \end{pmatrix}, \quad \Xi_a = \begin{pmatrix} S_a & 0 \\ 0_1 & S_a \end{pmatrix}, \quad 0_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix},$$

$$\tau_1 = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & -i & 0 \\ 0 & i & 0 & 0 \\ i & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad \tau_2 = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} 0 & 0 & i & 0 \\ 0 & 0 & 0 & i \\ -i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -i & 0 & 0 \end{pmatrix}, \quad \tau_3 = \frac{1}{2} \begin{pmatrix} 0 & -i & 0 & 0 \\ i & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & -i & 0 \end{pmatrix},$$

$$S_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ i & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}, S_2 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -i & 0 & 0 \end{pmatrix}, S_3 = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & i \\ 0 & 0 & -i & 0 \end{pmatrix}. \quad (3.29)$$

Уравнения Максвелла приобретают вид:

$$\begin{aligned} \hat{L}_1 \Psi &= 0, \\ \hat{L}_2 \Psi &= 0, \end{aligned} \quad (3.30)$$

где  $\hat{L}_1 = i \frac{\partial}{\partial t} - \alpha \cdot p$ ,

$$\hat{L}_2 = \Xi_a p_a.$$

Рассмотрим систему уравнений Максвелла в декартовой системе координат в виде матрицы:

$$\begin{aligned} \xi^1 &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \xi^2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \\ \xi^3 &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \xi^4 = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}. \end{aligned} \quad (3.31)$$

$$M = \text{diag} \left( \frac{\varepsilon}{\mu}, \varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \mu, \mu, \mu, \frac{\mu}{\varepsilon} \right),$$

$$P = \text{diag} \left( 0, 0, 0, 0, 0, 0, \frac{\rho}{\varepsilon}, 0 \right), \quad (3.32)$$

$$J = (1, 1, 1, 1, 1, 1, 1, 1)^T,$$

$$\Psi = (\varphi_1, E_X, E_Y, -E_Z, -H_Z, H_Y, H_X, \varphi_2)^T, \quad (3.33)$$

$$\Theta = \begin{bmatrix} 0 & -\sigma \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial z} & \frac{1}{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial y} & \frac{1}{\mu} \frac{\partial \mu}{\partial x} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sigma \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma + \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{\partial \mu}{\partial t} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial \mu}{\partial t} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial x} & \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial y} & -\frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial z} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial \mu}{\partial t} & 0 \end{bmatrix}. \quad (3.34)$$

где  $\sigma$ ,  $\varepsilon$ ,  $\mu$  – проводимость, диэлектрическая и магнитная проницаемости соответственно;

$\rho$  – плотность заряда;

$E_X, E_Y, E_Z, H_X, H_Y, H_Z$  – компоненты векторов  $\vec{E}$  и  $\vec{H}$ ;

$\varphi_1, \varphi_2$  – произвольные функции.

Легко убедиться, что с использованием только что введенных матриц система уравнений Максвелла (3.1), (3.3) может быть записана в виде [84]:

$$\left\{ \xi^1 \frac{\partial}{\partial x} + \xi^2 \frac{\partial}{\partial y} + \xi^3 \frac{\partial}{\partial z} + \xi^4 M \frac{\partial}{\partial t} + \Theta \right\} \Phi = PJ. \quad (3.35)$$

Уравнение (3.35) будем называть алгебраической формой представления системы уравнений Максвелла.

Матрицы (3.31) назовем матрицами Максвелла.

Они обладают рядом свойств:

1. Матрицы Максвелла удовлетворяют следующим коммутационным состояниям:

$$\xi^i \xi^j + \xi^j \xi^i = 2g^{ij} I, \quad (3.36)$$

$$g^{ij} = \begin{cases} \delta_{i,j}, i = 1, 2, 3, 6; \\ -\delta_{i,j}, i = 4, 5, 7. \end{cases}$$

2. Количество матриц, составленных из произведения каких-либо двух или более из них, равно  $2^6 - 1 = 63$ . Добавляя к ним единичную матрицу  $I$ , получаем 64 матрицы:

$$\Gamma^0 = I, \Gamma^1 = \xi^1 \xi^3 \xi^5, \Gamma^2 = \xi^1 \xi^4 \xi^6, \Gamma^3 = \xi^2 \xi^3 \xi^4, \Gamma^4 = \xi^2 \xi^5 \xi^6,$$

$$\Gamma^5 = \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^6, \Gamma^6 = \xi^1 \xi^2 \xi^4 \xi^5, \Gamma^7 = \xi^3 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^8 = i^3 \xi^4,$$

$$\Gamma^9 = i \xi^1 \xi^6, \Gamma^{10} = i \xi^2 \xi^3, \Gamma^{11} = \xi^1 \xi^2 \xi^5, \Gamma^{12} = \xi^3 \xi^5 \xi^6,$$

$$\Gamma^{13} = \xi^1 \xi^3 \xi^4 \xi^5, \Gamma^{14} = \xi^2 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{15} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^6, \Gamma^{16} = i \xi^5,$$

$$\Gamma^{17} = i \xi^1 \xi^3, \Gamma^{18} = i \xi^2 \xi^6, \Gamma^{19} = \xi^1 \xi^2 \xi^4, \Gamma^{20} = \xi^3 \xi^4 \xi^6,$$

$$\Gamma^{21} = \xi^1 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{22} = \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^5, \Gamma^{23} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{24} = i \xi^1 \xi^2,$$

$$\Gamma^{25} = i \xi^3 \xi^6, \Gamma^{26} = i \xi^4 \xi^5, \Gamma^{27} = \xi^1 \xi^3 \xi^4, \Gamma^{28} = \xi^1 \xi^5 \xi^6,$$

$$\Gamma^{29} = \xi^2 \xi^3 \xi^5, \Gamma^{30} = \xi^2 \xi^4 \xi^6, \Gamma^{31} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{32} = \xi^2,$$

$$\Gamma^{33} = \xi^3 \xi^4, \Gamma^{34} = \xi^5 \xi^6, \Gamma^{35} = i \xi^1 \xi^3 \xi^6, \Gamma^{36} = i \xi^1 \xi^4 \xi^5,$$

$$\Gamma^{37} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^5, \Gamma^{38} = i \xi^1 \xi^2 \xi^4 \xi^6, \Gamma^{39} = i \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{40} = \xi^3,$$

$$\Gamma^{41} = \xi^1 \xi^5, \Gamma^{42} = \xi^2 \xi^4, \Gamma^{43} = i \xi^1 \xi^2 \xi^6, \Gamma^{44} = i \xi^4 \xi^5 \xi^6,$$

$$\Gamma^{45} = i \xi^1 \xi^3 \xi^4 \xi^6, \Gamma^{46} = i \xi^2 \xi^3 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{47} = \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^5, \Gamma^{48} = \xi^6,$$

$$\Gamma^{49} = \xi^1 \xi^4, \Gamma^{50} = \xi^2 \xi^5, \Gamma^{51} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3, \Gamma^{52} = i \xi^3 \xi^4 \xi^5,$$

$$\Gamma^{53} = i \xi^1 \xi^3 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{54} = i \xi^2 \xi^3 \xi^4 \xi^6, \Gamma^{55} = \xi^1 \xi^2 \xi^4 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{56} = \xi^1,$$

$$\Gamma^{57} = \xi^3 \xi^5, \Gamma^{58} = \xi^4 \xi^6, \Gamma^{59} = i \xi^2 \xi^3 \xi^6, \Gamma^{60} = i \xi^2 \xi^4 \xi^5,$$

$$\Gamma^{61} = i \xi^1 \xi^2 \xi^3 \xi^4, \Gamma^{62} = i \xi^1 \xi^2 \xi^5 \xi^6, \Gamma^{63} = \xi^1 \xi^3 \xi^4 \xi^5 \xi^6. \quad (3.37)$$

3. Для любого  $i \neq j$  найдется  $k \neq i, k \neq j$ , то такое тождество справедливо:

$$\Gamma^i \Gamma^j = \beta^{i,j} \Gamma^k, \quad \beta^{i,j} = \pm 1 \text{ или } \beta^{i,j} = \pm i. \quad (3.38)$$

4. Равенство

$$\Gamma^i \Gamma^j = I \quad (3.39)$$

выполняется тогда и только тогда, когда  $i = j$ .

5. Для любых  $i, j$  справедливо соотношение:

$$\Gamma^i \Gamma^j = \pm \Gamma^j \Gamma^i. \quad (3.40)$$

6. Для любого  $i \neq 0$  существует такое  $k$ , что:

$$\Gamma^k \Gamma^i \Gamma^k = -\Gamma^i. \quad (3.41)$$

7. Для любого  $i \neq 0$  след матрицы  $\Gamma^i$  (след матрицы – сумма ее элементов, расположенных на главной диагонали) равен нулю, т. е.:

$$\text{Sp}(\Gamma^i) = 0, \quad i \neq 0. \quad (3.42)$$

8. Сумма:

$$\sum_{i=0}^{63} \alpha_i \Gamma^i = 0, \quad (3.43)$$

тогда и только тогда, когда  $\alpha_i = 0, i = 0, 1, 2, 3 \dots 63$ .

9. Любая матрица  $A$ , коммутирующая со всеми матрицами  $\xi^1, \xi^2, \xi^3, \xi^4, \xi^5, \xi^6$ , кратна единичной.

10. Если заданы два набора различных матриц размерности  $8 \times 8$   $\xi^a$  и  $\tilde{\xi}^a$ , удовлетворяющие соотношениям (3.28), то существует несингулярная матрица  $S$ , такая, что:

$$\tilde{\xi}^a = S \xi^a S^{-1}. \quad (3.44)$$

Пусть, далее  $(x, y, z)$  – декартова система координат. Выберем произвольную ортогональную систему координат  $(u, v, w)$  такую, что:

$$\begin{aligned} x &= X(u, v, w), \quad y = Y(u, v, w), \quad z = Z(u, v, w); \\ u &= U(x, y, z), \quad v = V(x, y, z), \quad w = W(x, y, z). \end{aligned} \quad (3.45)$$

Для коэффициента Ламе имеем:

$$\begin{aligned} h_u^2 &= \left( \frac{\partial x}{\partial u} \right)^2 + \left( \frac{\partial y}{\partial u} \right)^2 + \left( \frac{\partial z}{\partial u} \right)^2, \\ h_v^2 &= \left( \frac{\partial x}{\partial v} \right)^2 + \left( \frac{\partial y}{\partial v} \right)^2 + \left( \frac{\partial z}{\partial v} \right)^2, \\ h_w^2 &= \left( \frac{\partial x}{\partial w} \right)^2 + \left( \frac{\partial y}{\partial w} \right)^2 + \left( \frac{\partial z}{\partial w} \right)^2. \end{aligned} \quad (3.46)$$

Тогда система уравнений (3.35) приобретет вид:

$$\left\{ \xi^1 k_u \frac{\partial}{\partial u} + \xi^2 k_v \frac{\partial}{\partial v} + \xi^3 k_w \frac{\partial}{\partial w} + \xi^4 \tilde{k}_t M \frac{\partial}{\partial t} + \Theta_0 \right\} \Phi_0 = PJ, \quad (3.47)$$

где

$$\Phi_1 = h_t E_t, \quad \Phi_1 = h_t H_t,$$

$$\Phi_0^T = [h_t E_t, h_u E_u, h_v E_v, -h_w E_w, -h_w H_w, h_v H_v, h_u H_u, h_t H_t],$$

$$k_u = \text{diag} \left( k_{u1,1}, \frac{h_v h_w}{h_u}, 1, 1, 1, 1, \frac{h_v h_w}{h_u}, k_{u8,8} \right), \quad (3.48)$$

$$k_v = \text{diag} \left( k_{v1,1}, 1, \frac{h_u h_w}{h_v}, 1, 1, \frac{h_u h_w}{h_v}, 1, k_{v8,8} \right), \quad (3.49)$$

$$k_w = \text{diag} \left( k_{w1,1}, 1, 1, \frac{h_u h_v}{h_w}, \frac{h_u h_v}{h_w}, 1, 1, k_{w8,8} \right), \quad (3.50)$$

$$\tilde{k}_t = \text{diag} \left( k_{t1,1}, \frac{h_v h_w}{h_u}, \frac{h_u h_w}{h_v}, \frac{h_u h_v}{h_w}, \frac{h_u h_v}{h_w}, \frac{h_u h_w}{h_v}, \frac{h_v h_w}{h_u}, k_{t8,8} \right), \quad (3.51)$$

$$\Theta_0 = \Theta_\mu + \Theta_\varepsilon + \Theta_\sigma, \quad (3.52)$$

$$\Theta_\mu = \begin{bmatrix} \theta_{1,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \theta_{1,8} \\ \theta_{2,1} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{\mu} \frac{\partial}{\partial w} \left( \frac{h_u h_v}{h_w} \mu \right) & \frac{1}{\mu} \frac{\partial}{\partial v} \left( \frac{h_u h_w}{h_v} \mu \right) & \frac{1}{\mu} \frac{\partial}{\partial u} \left( \frac{h_v h_w}{h_u} \mu \right) & 0 & \theta_{2,8} \\ \theta_{3,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \theta_{3,8} \\ \theta_{4,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \theta_{4,8} \\ \theta_{5,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_u h_w}{h_v} \mu \right) & 0 & 0 & \theta_{5,8} \\ \theta_{6,1} & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_u h_v}{h_w} \mu \right) & 0 & 0 & 0 & \theta_{6,8} \\ \theta_{7,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \theta_{7,8} \\ \theta_{8,1} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_v h_w}{h_u} \mu \right) & \theta_{8,8} \end{bmatrix}, \quad (3.53)$$

$$\Theta_\varepsilon = \begin{bmatrix} 0 & -\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_v h_w}{h_u} \varepsilon \right) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_u h_v}{h_w} \varepsilon \right) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial t} \left( \frac{h_u h_w}{h_v} \varepsilon \right) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial}{\partial u} \left( \frac{h_v h_w}{h_u} \varepsilon \right) & \frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial}{\partial v} \left( \frac{h_u h_w}{h_v} \varepsilon \right) & -\frac{1}{\varepsilon} \frac{\partial}{\partial w} \left( \frac{h_u h_v}{h_w} \varepsilon \right) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (3.54)$$

$$\Theta_\sigma = \begin{bmatrix} 0 & -\sigma \left( \frac{h_v h_w}{h_u} \right) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\sigma \left( \frac{h_u h_v}{h_w} \right) & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma \left( \frac{h_u h_w}{h_v} \right) & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad (3.55)$$

Уравнение (3.43) представляют собой систему уравнений Максвелла, представленную в декартовых координатах системы СИ. В системе СГС оно приобретает вид:

$$\left\{ \xi \frac{\partial}{\partial x} + \xi \frac{\partial}{\partial x} + \xi \frac{\partial}{\partial x} + \xi M \frac{\partial}{\partial x} + \Theta \right\} \Phi = PJ, \quad (3.56)$$

где

$$x_1 = x, \quad x_2 = y, \quad x_3 = z, \quad x_4 = t. \quad (3.57)$$

При этом матрицы  $\Theta^\Gamma$ ,  $P^\Gamma$  сохраняют свою структуру, дополненную «естественными» коэффициентами системы СГС 4л.

Рассмотрим случай отсутствия зарядов и токов  $\rho = 0$ ,  $j = 0$ . Используя первую симметричную форму матричной записи системы уравнений Максвелла, уравнение (3.57) может быть приведено к виду [84]:

$$\sum \left\{ R \frac{\partial}{\partial x} + \left( \frac{\partial R}{\partial x} \right) \right\} \xi \Phi = 0, \quad (3.58)$$

где

$$R_1 = R_2 = R_3 = \text{diag}(1, \mu, 1, 1, 1, 1, \varepsilon, 1),$$

$$R = \text{diag}(\varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \mu, \mu, \mu, \mu). \quad (3.59)$$

Явный вид матрицы-столбца  $\Phi$  (наличие двух нулевых элементов) позволяет записать уравнение (3.58) в несколько ином виде, отличающемся структурой материальных матриц  $R$ :

$$\sum_{i=1}^4 \left\{ \tilde{R}_i \frac{\partial}{\partial x_i} + \left( \frac{\partial \tilde{R}_i}{\partial x_i} \right) \right\} \xi^i \Phi = 0, \quad (3.60)$$

где

$$\tilde{R}_1 = \text{diag}(\mu, \mu, 1, 1, 1, 1, \varepsilon, \varepsilon),$$

$$\tilde{R}_2 = \text{diag}(1, \mu, 1, \mu, \varepsilon, 1, \varepsilon, 1),$$

$$\tilde{R}_3 = \text{diag}(1, \mu, \mu, 1, 1, \varepsilon, \varepsilon, 1),$$

$$\tilde{R}_4 = \text{diag}(\varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \mu, \mu, \mu, \mu). \quad (3.61)$$

Представленные системы уравнений Максвелла (3.60) будем называть второй симметричной формой записи.

Отметим, что уравнения (3.58), (3.60) допускают эквивалентное представление:

$$\sum_{i=1}^4 \xi^i \left\{ \bar{R}_i \frac{\partial}{\partial x_i} + \left( \frac{\partial \bar{R}_i}{\partial x_i} \right) \right\} \Phi = 0, \quad (3.62)$$

$$\bar{R}_1 = \text{diag}(1, \mu, 1, 1, 1, 1, \varepsilon, 1),$$

$$\bar{R}_2 = \text{diag}(1, 1, \mu, 1, 1, \varepsilon, 1, 1),$$

$$\bar{R}_3 = \text{diag}(1, 1, 1, \mu, \varepsilon, 1, 1, 1),$$

$$\bar{R}_4 = \text{diag}(\varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \varepsilon, \mu, \mu, \mu, \mu). \quad (3.63)$$

В анизотропных средах связь между векторами  $\bar{E}$  и  $\bar{D}$ ,  $\bar{B}$  и  $\bar{H}$  устанавливается тензорами электрической и магнитной проницаемости:

$$\varepsilon = \begin{pmatrix} \varepsilon_{x_1 x_1} & \varepsilon_{x_1 x_2} & \varepsilon_{x_1 x_3} \\ \varepsilon_{x_2 x_1} & \varepsilon_{x_2 x_2} & \varepsilon_{x_2 x_3} \\ \varepsilon_{x_3 x_1} & \varepsilon_{x_3 x_2} & \varepsilon_{x_3 x_3} \end{pmatrix}, \quad \mu = \begin{pmatrix} \mu_{x_1 x_1} & \mu_{x_1 x_2} & \mu_{x_1 x_3} \\ \mu_{x_2 x_1} & \mu_{x_2 x_2} & \mu_{x_2 x_3} \\ \mu_{x_3 x_1} & \mu_{x_3 x_2} & \mu_{x_3 x_3} \end{pmatrix}, \quad (3.64)$$

и имеет вид:

$$D_{x_1} = \varepsilon_{x_1 x_1} E_{x_1} + \varepsilon_{x_1 x_2} E_{x_2} + \varepsilon_{x_1 x_3} E_{x_3},$$

$$D_{x_2} = \varepsilon_{x_2 x_1} E_{x_1} + \varepsilon_{x_2 x_2} E_{x_2} + \varepsilon_{x_2 x_3} E_{x_3},$$

$$D_{x_3} = \varepsilon_{x_3 x_1} E_{x_1} + \varepsilon_{x_3 x_2} E_{x_2} + \varepsilon_{x_3 x_3} E_{x_3}, \quad (3.65)$$

$$B_{x_1} = \mu_{x_1 x_1} H_{x_1} + \mu_{x_1 x_2} H_{x_2} + \mu_{x_1 x_3} H_{x_3},$$

$$B_{x_2} = \mu_{x_2 x_1} H_{x_1} + \mu_{x_2 x_2} H_{x_2} + \mu_{x_2 x_3} H_{x_3},$$

$$B_{x_3} = \mu_{x_3 x_1} H_{x_1} + \mu_{x_3 x_2} H_{x_2} + \mu_{x_3 x_3} H_{x_3}. \quad (3.66)$$

Уравнение (3.62) можно представить в виде:

$$\sum_{i=1}^4 \xi^i \left\{ R_i^a \frac{\partial}{\partial x_i} + \left( \frac{\partial R_i^a}{\partial x_i} \right) \right\} \Phi = 0, \quad (3.67)$$

где

$$R_1^a = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{x_1 x_1} & \mu_{x_1 x_2} & -\mu_{x_1 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\varepsilon_{x_1 x_3} & \varepsilon_{x_1 x_2} & \varepsilon_{x_1 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.68)$$

$$R_2^a = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \mu_{x_2 x_1} & \mu_{x_2 x_2} & -\mu_{x_2 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\varepsilon_{x_2 x_3} & \varepsilon_{x_2 x_2} & \varepsilon_{x_2 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.69)$$

$$R_3^a = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\mu_{x_3 x_1} & -\mu_{x_3 x_2} & \mu_{x_3 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{x_3 x_3} & -\varepsilon_{x_3 x_2} & -\varepsilon_{x_3 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.70)$$

$$R_4^a = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{x_1 x_1} & \varepsilon_{x_1 x_2} & -\varepsilon_{x_1 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_{x_2 x_1} & \varepsilon_{x_2 x_2} & -\varepsilon_{x_2 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -\varepsilon_{x_3 x_1} & -\varepsilon_{x_3 x_2} & \varepsilon_{x_3 x_3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_{x_3 x_3} & -\mu_{x_3 x_2} & -\mu_{x_3 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\mu_{x_2 x_3} & \mu_{x_2 x_2} & \mu_{x_2 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\mu_{x_1 x_3} & \mu_{x_1 x_2} & \mu_{x_1 x_1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (3.71)$$

Рассмотрим следующую задачу. Имеется стационарный магнитопровод с магнитной проницаемостью  $\mu_2$ . В магнитопроводе сделан разрез границами  $f(x)$  и  $g(x)$ , соответственно (рис. 3.1). Среда в разрезе имеет магнитную проницаемость  $\mu_1$ .

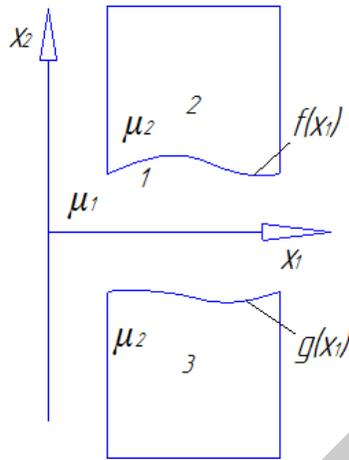


Рис. 3.1. Схема магнитопровода с разрезом сложного профиля

Считая магнитную проницаемость в магнитопроводе и разрезе однородной, для решения воспользуемся матричной записью уравнений Максвелла для стационарных полей.

Будем решать двухмерную задачу, считая, что решение  $\Psi$  не зависит от  $x_3$ .

$$\partial_1 \xi^1 \Phi_{12} + \partial_2 \xi^2 \Phi_{12} = 0. \quad (3.72)$$

Следуя алгебраическому методу разделения переменных,  $\Phi_{12}$  представим в виде произведения матриц от соответствующих переменных:

$$\Phi_{12} = \Phi_1 \Phi_2, \quad (3.73)$$

для которых справедливы следующие соотношения

$$\Phi_1 = \Phi_1^k + \Phi_1^a, \quad [\Phi_1^k, \xi^2] = 0, \quad [\Phi_1^a, \xi^2]^+ = 0, \quad (3.74)$$

$$\Phi_2 = \Phi_2^k + \Phi_2^a, \quad [\Phi_2^k, \xi^1] = 0, \quad [\Phi_2^a, \xi^1]^+ = 0, \quad (3.75)$$

$$[\Phi_1, \Phi_2] = 0. \quad (3.76)$$

В базе (3.37) для матриц  $\Phi$  получаем:

$$\begin{aligned} \Phi_1 = & f_0^1 \Gamma^0 - f_{27}^1 \Gamma^{27} - f_{30}^1 \Gamma^{30} + f_{32}^1 \Gamma^{32} + f_{37}^1 \Gamma^{37} - \\ & - f_{44}^1 \Gamma^{44} - f_{45}^1 \Gamma^{45} + f_{56}^1 \Gamma^{56}, \end{aligned} \quad (3.77)$$

$$\begin{aligned} \Phi_2 = & f_0^2 \Gamma^0 + f_{27}^2 \Gamma^{27} + f_{30}^2 \Gamma^{30} - f_{32}^2 \Gamma^{32} - f_{37}^2 \Gamma^{37} - \\ & - f_{44}^2 \Gamma^{44} - f_{45}^2 \Gamma^{45} + f_{56}^2 \Gamma^{56}. \end{aligned} \quad (3.78)$$

С учетом (3.76, 3.77) уравнения Максвелла в матричной формулировке приобретает вид:

$$\partial_1 \xi^1 \Phi_1 = \Phi_1 K_{12} \partial_2 \xi^2 \Phi_2 = \Phi_2 K_{12}. \quad (3.79)$$

Полагая электрическую составляющую поля постоянной, получаем частное решение уравнения:

$$\Phi = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ H_{0y} + \{C_{11} \sin(\lambda x_1) + C_{12} \cos(\lambda x_1)\} \{C_{21} e^{\lambda x_2} + C_{22} e^{-\lambda x_2}\} \\ H_{0x} + \{-C_{12} \sin(\lambda x_1) + C_{11} \cos(\lambda x_1)\} \{C_{21} e^{\lambda x_2} - C_{22} e^{-\lambda x_2}\} \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.80)$$

Здесь  $\lambda$  представляет собой константу разделения. Для общего решения можно получить:

$$\Phi = \begin{bmatrix} 0 \\ E_{0x} \\ E_{0y} \\ -E_{0z} \\ -H_{0z} \\ H_{0y} + \int_{-\infty}^{\infty} \{C'_{11}(\lambda) \sin(i\lambda x_1) + C'_{12}(\lambda) \cos(i\lambda x_1)\} \{C'_{21}(\lambda) e^{i\lambda x_2} + C'_{22}(\lambda) e^{-i\lambda x_2}\} d\lambda + \\ + \int_{-\infty}^{\infty} \{C_{11}(\lambda) \sin(\lambda x_1) + C_{12}(\lambda) \cos(\lambda x_1)\} \{C_{21}(\lambda) e^{\lambda x_2} + C_{22}(\lambda) e^{-\lambda x_2}\} d\lambda \\ H_{0x} + \{-C'_{12}(\lambda) \sin(i\lambda x_1) + C'_{11}(\lambda) \cos(i\lambda x_1)\} \{C'_{21}(\lambda) e^{i\lambda x_2} - C'_{22}(\lambda) e^{-i\lambda x_2}\} d\lambda + \\ + \int_{-\infty}^{\infty} \{-C_{12}(\lambda) \sin(\lambda x_1) + C_{11}(\lambda) \cos(\lambda x_1)\} \{C_{21}(\lambda) e^{\lambda x_2} - C_{22}(\lambda) e^{-\lambda x_2}\} d\lambda \\ 0 \end{bmatrix}. \quad (3.81)$$

В (3.81)  $\lambda$  является комплексной величиной.

Направим ось  $x_2$  вдоль центральной линии магнитопровода, и пусть границы зазора (верхняя и нижняя) задаются функциями  $f_1(x_1)$  и  $f_2(x_2)$  соответственно. Нормальная и тангенциальная составляющие поля внутри магнитопровода на границе будем обозначать  $\rho_1(x_1)$ ,  $\rho_2(x_2)$  и  $q_1(x_1)$ ,  $q_2(x_2)$  соответственно. В этом случае

поле на  $i$ -той границе внутри ограниченной ими области можно описать следующим образом:

$$H_1^i = H_n^i(x_1) \sin(\alpha) + H_\tau^i(x_1) \cos(\alpha) = \\ = \rho_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}}, \quad (3.82)$$

$$H_2^i = H_n^i(x_1) \cos(\alpha) + H_\tau^i(x_1) \sin(\alpha) = \\ = \rho_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}}. \quad (3.83)$$

причем справедливы соотношения:

$$F(-x_1 + ix_2) = \frac{H_2(x_1, x_2) - iH_1(x_1, x_2)}{2}, \\ G(x_1 + ix_2) = \frac{H_2(x_1, x_2) + iH_1(x_1, x_2)}{2}. \quad (3.84)$$

Определяя  $F(-x_1 + ix_2)$ ,  $G(x_1 + ix_2)$  на  $i$ -той границе через нормальные составляющие поля получаем:

$$F_i(-x_1 + if_i(x_1)) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \rho_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} - \\ -i\rho_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} - iq_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} \end{bmatrix},$$

$$G_i(x_1 + if_i(x_1)) = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} \rho_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + q_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + \\ +i\rho_i(x_1) \frac{f'_i(x_1)}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} + iq_i(x_1) \frac{1}{\sqrt{1+f'_i(x_1)^2}} \end{bmatrix}.$$

Проведя далее достаточно громоздкие вычисления, для поля внутри разрыва магнитопровода окончательно получаем:

$$\begin{aligned}\tilde{H}_1(x_1, x_2) &= \sum_{\lambda=-\infty}^{\infty} \left\{ \begin{aligned} &i\tilde{C}_{\lambda 1}e^{\lambda(-x_1+ix_2)} + \tilde{C}_{\lambda 4}e^{-i\lambda(-x_1+ix_2)} - \\ &-i\tilde{C}_{\lambda 2}e^{\lambda(x_1+ix_2)} - i\tilde{C}_{\lambda 3}e^{-i\lambda(x_1+ix_2)} \end{aligned} \right\} = \\ &= i\tilde{F}(-x_1+ix_2) - i\tilde{G}(x_1+ix_2), \\ \tilde{H}_2(x_1, x_2) &= \sum_{\lambda=-\infty}^{\infty} \left\{ \begin{aligned} &\tilde{C}_{\lambda 1}e^{\lambda(-x_1+ix_2)} + \tilde{C}_{\lambda 4}e^{-\lambda(-x_1+ix_2)} + \\ &+\tilde{C}_{\lambda 2}e^{\lambda(x_1+ix_2)} + \tilde{C}_{\lambda 3}e^{-\lambda(x_1+ix_2)} \end{aligned} \right\} = \\ &= \tilde{F}(-x_1+ix_2) - \tilde{G}(x_1+ix_2), \end{aligned} \quad (3.85)$$

где

$$\begin{aligned}\tilde{F}(-x_1+ix_2) &= \sum_{\lambda=-\infty}^{\infty} \left\{ \tilde{C}_{\lambda 1}e^{\lambda(-x_1+ix_2)} + \tilde{C}_{\lambda 4}e^{-\lambda(-x_1+ix_2)} \right\}, \\ \tilde{G}(x_1+ix_2) &= \sum_{\lambda=-\infty}^{\infty} \left\{ \tilde{C}_{\lambda 2}e^{\lambda(x_1+ix_2)} + \tilde{C}_{\lambda 3}e^{-\lambda(x_1+ix_2)} \right\}.\end{aligned}$$

### 3.1.2. Исследование топографии магнитного поля решением системы дифференциальных уравнений методом Рунге-Кутты

В настоящее время значительная часть расчетов ЭМП производится, как указывалось выше, приближенным графическим способом путем использования метода сеток [85]. Установлено, что действительная простота пространственного распределения часто заменяется сложными алгебраическими формами решений дифференциальных уравнений. Вместе с тем признается, что при определении

ЭМП, особенно при его граничных условиях, которые являются наиболее важными, метод сеток недостаточно эффективен. При этом методе построения получаемая сетка становится очень мелкой, что приводит к усложнению расчетов. Кроме того, варьирование параметрами сеток требует «хорошо развитого предвидения» разработчика, что не может обеспечить объективность результатов исследования и сводится к показателю его квалификации. Эффективность аналитического метода расчета ЭМП ограничивается крайней сложностью математического аппарата и, как следствие, невозможностью доведения этого метода до реализации полученных конкретных результатов. В связи с изложенным, цель настоящего исследования заключается в разработке численного метода расчета ЭМП с использованием ресурса ПЭВМ, создании экономического алгоритма и его программной реализации на основе положений векторного анализа и законов электромагнетизма.

Вычисление параметров ЭМП осуществлялось на основе применения закона Био-Савара-Лапласа. Определение положения линий магнитной индукции было проведено на базе решения системы дифференциальных уравнений, правая часть которых есть компоненты результирующего вектора магнитной индукции. Данная система была определена методом Рунге-Кутты. Нахождение линий уровня абсолютной величины магнитной индукции достигалось путем использования соответствующих алгоритмов и программного пакета *Mathematica-4*. В соответствии с законом Био-Савара-Лапласа и принципом суперпозиции, заключающегося в том, что магнитное поле, созданное несколькими движущимися зарядами или токами, равно векторной сумме магнитных полей, существует возможность определения магнитной индукции. Известно, что расчет магнитной индукции по формуле является сложным для тока, протекающего по контуру произвольной конфигурации:

$$\vec{B} = \frac{\mu_a}{4\pi} \cdot \frac{I(dl, \vec{r})}{r^3}, \quad (3.86)$$

где  $\mu_a$  – магнитная проницаемость среды, Гн·м<sup>-1</sup>;

$I$  – сила тока, А;

$dl$  – элементарный отрезок длины проводника, по которому течет  $I$ ;

$r$  – радиус-вектор;

$r$  – расстояние от центра до искомой точки  $B$ , м.

Однако наличие симметрии его распределения при МАО отверстий значительно упрощают этот расчет. В этом случае вектор магнитного поля представлен следующим образом:

$$\vec{B} = \frac{\mu a}{4\pi} \cdot \frac{[I, r]}{r^3}. \quad (3.87)$$

Для одного проводника его величина составит:

$$B = \frac{\mu a}{4\pi} \cdot \frac{2I}{r} = \frac{c}{r}. \quad (3.88)$$

Таким образом,  $B_i = c / r_i$ .

Так как распределение тока имеет определенную симметрию, и поскольку поле вектора магнитной индукции  $\Delta B = 0$ , то отсутствует дивергенция, а линии магнитной индукции всегда непрерывны и образуют замкнутые петли. В данном случае они представлены концентрическими окружностями и если даны  $r_0, r_1, \dots, r_n$  можно вычислить  $B_i$  так, что  $B_0 - B_1 = B_1 - B_2 = \dots = B_n - B_{n+1}$ . Для правильного восприятия картины ЭМП между любой парой соседних линий магнитной индукции из уравнения:

$$\frac{1}{r_{n-1}} - \frac{1}{r_n} = \frac{1}{r_n} - \frac{1}{r_{n+1}}.$$

Получаем:

$$r_{n+1} = \frac{r_1}{2 - \frac{r_n}{r_{n-1}}}.$$

Следовательно,

$$r_n = \frac{r_1}{r - (n-1) \frac{r_1}{r_0}}.$$

Поэтому при вычерчивании картины ЭМП необходимо выполнять условие:

$$\frac{r_1}{r_0} \neq \frac{n}{n-1}. \quad (3.89)$$

Например, если  $r_0 = 1, r_1 = 1,4, r_2 = 2,33, r_3 = 7$ , то топография ЭМП для одного проводника с током представлена на рис. 3.2, а. В случае наличия двух проводников, расстояние между которыми равно  $h$  (рис. 3.2, б), вектор магнитной индукции определяется следующим образом:

$$\vec{B} = \vec{B}_1 + \vec{B}_2 = (B_x, B_y).$$

Данное расположение проводников можно считать адекватным схеме наружной МАО. Таким образом, установление картины ЭМП позволяет получить представление о ее топографии, что обеспечивает возможность оптимального конструирования магнитно-абразивного оборудования.

Вычислим  $B$  в точке  $p(x, y)$  (начало координат в точке  $(0, 0)$ ). Установлено, что:

$$B_1 = c \frac{(-x, y)}{(x^2 + y^2)}, \quad B_2 = c \frac{(y, h-x)}{[(h-x)^2 + y^2]}.$$

В таком случае:

$$B = c \frac{h(-y(h-x))}{(x^2 + y^2)[(h-x)^2 + y^2]} \quad \text{или} \quad B = c \frac{hx - x^2 + y^2}{(x^2 + y^2)[(h-x)^2 + y^2]},$$

$$B = c^2 \frac{h^2}{[(x^2 + y^2)[(h-x)^2 + y^2]}.$$

Отсюда:

$$|B| = \sqrt{c^2 \frac{h^2}{(x^2 + y^2)[(h-x)^2 + y^2]}}.$$

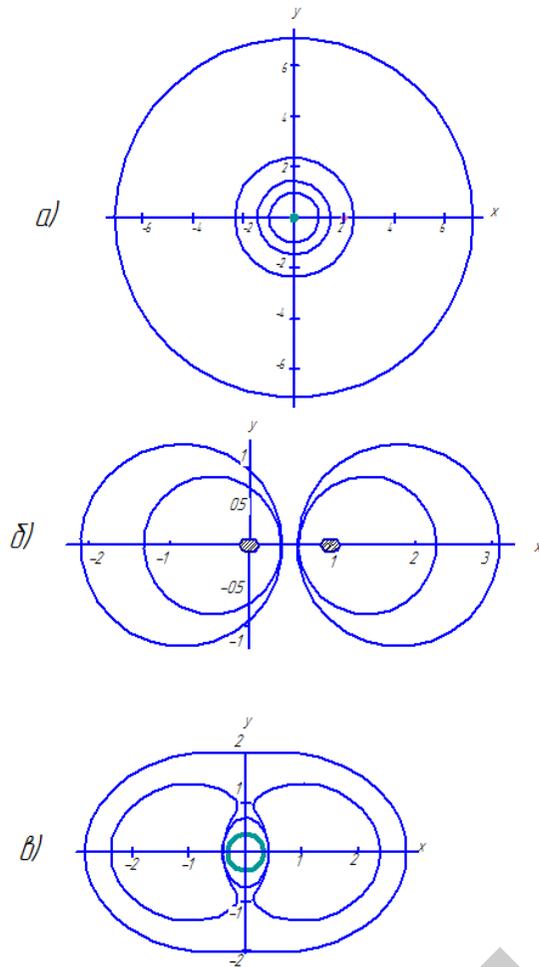


Рис. 3.2. Картина электромагнитного поля:  
*a* – при наличии одного, *б* – двух, *в* – трех проводников с током

Для построения картины ЭМП двух проводников с током далее полагаем  $h = 1, c = 1$ .

Чтобы определить топографию ЭМП путем установления линий  $B$ , необходимо решить систему дифференциальных уравнений с использованием метода Рунге-Кутты и учетом компоненты результирующего вектора магнитной индукции:

$$x = \dot{B}_x;$$

$$y = \dot{B}_y.$$

Таким образом,

$$x'(t) = -\frac{h[h - 2x(t)]y(t)}{[x(t)^2 + y(t)^2][h^2 - 2hx(t) + x(t)^2 + y(t)^2]},$$

$$y'(t) = -\frac{h[hx(t) - x(t)^2 + y(t)^2]}{[x(t)^2 + y(t)^2][h^2 - 2hx(t) + x(t)^2 + y(t)^2]}.$$

Как следует из рис. 3.2, *a...в*, схематически отражающих топографию ЭМП, периметры сечения проводников не совпадают с линиями магнитной индукции. Эти линии характеризуются стремлением приблизиться к некоторой точке со значением магнитной индукции, равным 0. Указанная выше точка определяет проходящую через нее и параллельную геометрической оси проводника с током магнитную ось. Смещение магнитной оси объясняет рост потерь магнитного потока  $\Phi$ , связанных с его утечками (в данном случае магнитная ось не указана).

В области  $0 \leq x \leq 1$  условия для  $B$  определяются координатами  $B = (b_{xh}, b_{yh})$  в произвольной точке с  $(xh, yh)$ .

$$x_{hh} = -\frac{y_h(-1 + 4x_h^2 + x_h^4 + 2x_h^2y_h^2 + y_h^4)}{[(x_h^2 + y_h^2)(1 - 2x_h + x_h^2 + y_h^2)(1 + 2x_h + x_h^2 + y_h^2)]},$$

$$y_{hh} = \frac{x_h(-1 + x_h^4 - 4y_h^2 + 2x_h^2y_h^2 + y_h^4)}{[(x_h^2 + y_h^2)(1 - 2x_h + x_h^2 + y_h^2)(1 + 2x_h + x_h^2 + y_h^2)]}.$$

Наличие трех проводников с током, что тождественно схеме MAO отверстий, указывает на то, что, как и ранее:

$$\vec{B} = \vec{B}_1 + \vec{B}_2 + \vec{B}_3 = (B_x, B_y),$$

где проводники 1 и 3 имеют противоположное направление тока по отношению к 2. В этом случае  $B_i = (b_{ix}, b_{iy})$ ,  $B = (b_x, b_y)$  и координаты  $(x, y)$  зависят от времени  $t$ . Иначе говоря, имеем  $x(t)$ ,  $y(t)$ . В центре располагается обрабатываемая деталь. На рис. 3.3, б показано распределение векторов магнитной индукции в произвольной точке.

В результате получаем:

$$b_x = y(t) \frac{[-1 + 4x(t)^2 + x(t)^4 + 2x(t)^2 y(t)^2 + y(t)^4]}{[x(t)^2 + y(t)^2] \cdot [1 - 2x(t) + x(t)^2 + y(t)^2] \cdot [1 + 2x(t) + x(t)^2 + y(t)^2]},$$

$$b_y = x(t) \frac{[-1 + x(t)^4 - 4y(t)^2 + 2x(t)^2 y(t)^2 + y(t)^4]}{[x(t)^2 + y(t)^2] \cdot [1 - 2x(t) + x(t)^2 + y(t)^2] \cdot [1 + 2x(t) + x(t)^2 + y(t)^2]}.$$

На рис. 3.2, в показана картина ЭМП для трех проводников (т. е. MAO отверстий). Исходя из этого, можно установить каким образом в рабочей зоне происходит концентрация линий магнитной индукции, что позволяет осуществить управление процессом. Вместе с тем для устранения потерь магнитного потока  $\Phi$  и его утечек требуется найти решение, связанное с оптимизацией концентраторов этого потока. Так на рис. 3.3 показана картина ЭМП для уровня величины магнитной индукции в области  $0 \leq x \leq 1$ ,  $-1 \leq y \leq 1$ , где:

$$a = \frac{(-y, x)}{x^2 + y^2},$$

$$b = \frac{(y, h-x)}{y^2 + (h-x)^2},$$

$$|c| = |a+b| = \sqrt{\frac{h^2}{(x^2 + y^2)(h^2 - 2hx + x^2 + y^2)}}.$$

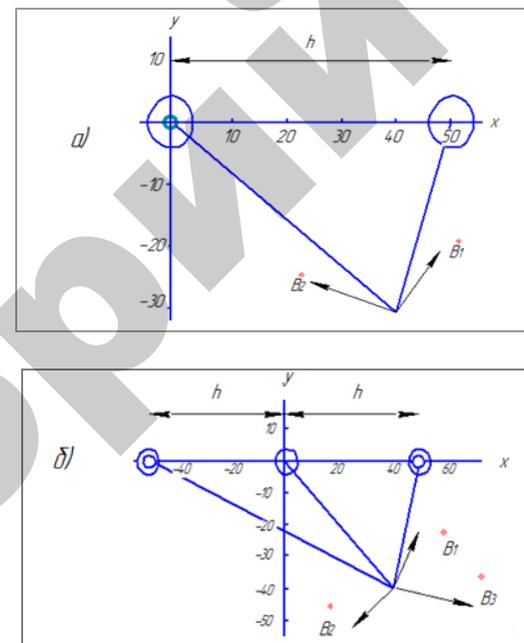


Рис. 3.3. Схема определения магнитной индукции в рабочем зоре: а – при наличии двух, б – трех проводников с током

Основное значение данной работы заключается в том, что если  $B$  определяется интегрированием по полному контуру с учетом вкладов от каждого элемента согласно закону Био-Савара-Лапласа, можно получить достаточно верное значение результирующего поля. Использование ЭМП для решения технологических задач требует проведения научных исследований. Поэтому установление топографии ЭМП для MAO позволяет выявить необходимые условия ее функционирования и повысить эффективность конструирования оборудования. Выявление величины и направления вектора магнитной индукции (рис. 3.3) обеспечивает стабильность протекания процесса MAO, поскольку этим характеризуются динамические показатели этого процесса.

Распределение магнитной индукции в рабочей зоне представлено на рис. 3.4, на основании чего можно определить наиболее эффективную форму этой зоны и предельные размеры обрабатываемого изделия.

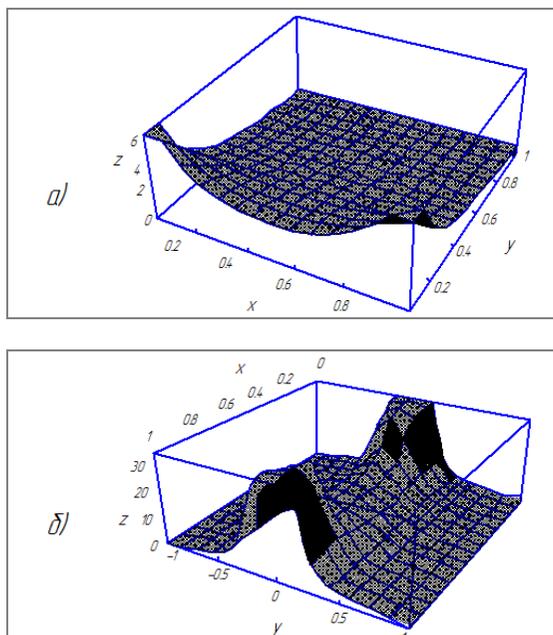


Рис. 3.4. Схема линий уровня абсолютной величины магнитной индукции при наличии: а – двух, б – трех проводников с током

Топография ЭМП при наружной и внутренней МАО определена путем решения системы дифференциальных уравнений на основе закона Био-Савара-Лапласа методом Рунге-Кутты с помощью программного пакета *Mathematika-4*. Полученная картина ЭМП позволяет осуществить прогнозирование и управление процессом механической обработки деталей машин применительно к МАО. Обобщение и анализ ЭМП позволяет повысить эффективность создания оборудования для реализации МАО.

### 3.1.3. Исследование топографии магнитного поля методом конформных отображений

Из анализа проведенных исследований [12, 42, 86] установлено, что доминирующую роль при обработке играют два фактора: магнитная индукция и размер рабочего зазора. На рис. 3.5 показана

картина распределения магнитного поля для эквидистантной формы рабочего зазора.

Для сложнопрофильной поверхности в плоскости вращения распределение магнитного потока в рабочем зазоре и его влияние на процесс МАО изучены недостаточно. Поскольку магнитная индукция является плотностью магнитного потока и его основной силовой характеристикой, то знание ее распределения в рабочей зоне при МАО позволит прогнозировать процесс финишной обработки сложнопрофильных поверхностей (зубчатых колес и др.).

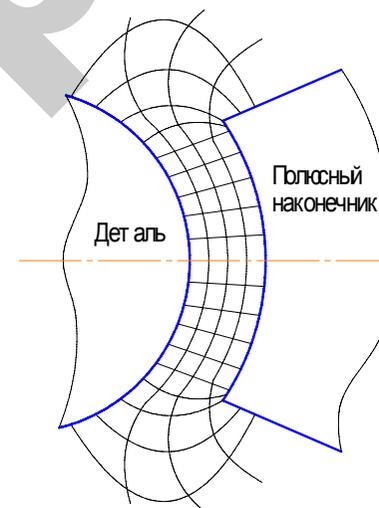


Рис. 3.5. Картина магнитного поля в рабочем зазоре при МАО цилиндрической поверхности

Ранее был разработан метод МАО, позволяющий проводить обработку поверхностей тел вращения сложного профиля, например, при изготовлении стержневого инструмента для штамповки [87]. Возможна обработка также и поверхностей имеющих сложный профиль в плоскости вращения обрабатываемой детали. Однако, при большой кривизне профиля происходит отрыв порошка от поверхности под действием сил инерции. Поэтому представляет практический интерес метод определения предельной кривизны сложного профиля в направлении скорости движения детали, исходя из условий безотрывного перемещения ФАП.

Для вывода уравнения, описывающего предельную кривизну сложного профиля, разработана модель [87, 88], состоящая из плоской рабочей поверхности полюса, ФАП и обрабатываемой поверхности, обращенной выпуклостью к поверхности полюса. С плоской поверхностью полюса связывается ось  $OX$  неподвижной системы координат  $XOY$ . Ось  $OY$  направляется перпендикулярно поверхности полюса. Детали сообщается перемещение с постоянной скоростью ( $V = \text{const}$ ) в направлении оси  $OX$ .

Рассматривается относительное перемещение порошка и обрабатываемого профиля в направлении осей  $OX$  и  $OY$ . Дифференциальное уравнение движения частицы ФАП, находящейся вблизи обрабатываемой поверхности профиля, в направлении оси  $OY$  имеет следующий вид:

$$m = \frac{d^2y}{dt^2} = F_{\text{пр}} \pm G.$$

При граничном условии  $t = 0$ ;  $y = 0$ ;  $V = 0$  уравнение имеет решение:

$$y = \frac{F_{\text{пр}} \pm G}{2m} t^2,$$

где  $m$  – масса частицы порошка;

$F_{\text{пр}}$  – сила притяжения частицы порошка к обрабатываемой поверхности;

$G$  – вес частицы порошка (знак  $\pm$  зависит от направления перемещения порошка по отношению к ускорению свободного падения  $g$ ).

Уравнение движения частицы порошка имеет вид:

$$x = Vt,$$

После совместного решения системы уравнений получена зависимость:

$$y = A_{\text{пр}} x^2,$$

где

$$A_{\text{пр}} = \frac{F_{\text{пр}} \pm G}{2mV^2}.$$

Уравнение описывает предельную кривизну обрабатываемого сложного профиля при условии безотрывного перемещения ФАП. Значение постоянного коэффициента  $A_{\text{пр}}$  при квадратичной зависимости влияет на форму профиля.

При значении расчетного коэффициента  $A_{\text{расч}} > A_{\text{пр}}$  производится обработка сложного профиля.

Следует отметить, что вышеприведенная методика определения максимально возможной кривизны МАО сложного профиля детали приемлема, например, для поверхности эксцентрик и др., т. е. деталей с не явно выраженной кривизной, чего нельзя сказать о зубчатых колесах. Кроме того, не учитывается распределение магнитного потока, являющегося силовой характеристикой в изменяющемся зазоре между полюсным наконечником и обрабатываемой деталью, что не дает полного представления о процессе.

Анализ схемы МАО зубчатого колеса с применением эквидистантных полюсных наконечников показал, что распределение концентрации ФАП на сложнопрофильной поверхности венца зубчатого колеса зависит от разности значений индукции по осям зуба и впадины, поэтому важно знать характер распределения индукции по всей глубине впадины. Подобная задача решена для правильного выбора геометрии зубцовой зоны ротора индукторной машины и поэтому применялись ранее разработанные методики Н. Я. Альпера, В. В. Апсита, Л. Э. Домбура, В. В. Домбровского, А. В. Иванова-Смоленского, К. Э. Скрузитиса и др. [89...95].

Различные методы построения картины поля используются для расчетов полей в областях сложной конфигурации, для которых применение аналитических методов затруднительно или вообще невозможно. В настоящее время применяются построение картины поля графическими методами и моделирование поля с помощью непрерывных аналоговых моделей [85] и применения электроинтеграторов. Однако эти методы являются сравнительно трудоемкими и приближенными. Поэтому более предпочтительным является математический путь решения задачи, определяющий данные для расчета поля. Это дает общие формулы для расчета магнитного поля в зоне обработки и возможности получения картины этого поля, что приводит к оценке потенциала процесса МАО зубчатого колеса.

На практике для точного определения формы провала [90] индукции в зазоре наряду с графическими методами и электроаналогией применяются аналитические методы.

В работах [91, 92] приведен метод исследования магнитного поля при трапецидальной форме зубьев и исследовано влияние скоса зуба на характер кривой распределения индукции. С целью исследования магнитного поля применен метод конформных отображений [93, 94].

Исследуемая область между гладкой поверхностью полюсного наконечника и зубчатой детали рассматривалась в виде четырехугольника  $A_1 A_2 A_3 A_4$  (рис. 3.6) в плоскости  $Z$ .

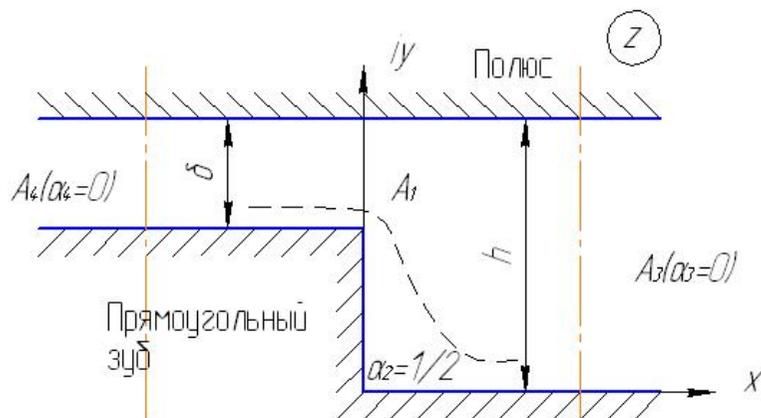


Рис. 3.6. Упрощенный контур для расчета поля в воздушном зазоре в случае прямого зуба ( $\alpha_2 = 1/2$ )

Для конформного отображения [95] этого четырехугольника на полуплоскость  $\zeta$  (рис. 3.7) использовался интеграл Кристоффеля – Шварца:

$$Z = c \int_{\zeta_0}^{\zeta} (\zeta - a_1)^{\alpha_1 - 1} (\zeta - a_2)^{\alpha_2 - 1} (\zeta - a_3)^{\alpha_3 - 1} (\zeta - a_4)^{\alpha_4 - 1} d\zeta + c_1, \quad (3.90)$$

где  $a_1, a_2, a_3, a_4$  – координаты вершин четырехугольника  $A_1 A_2 A_3 A_4$ , отображенные в плоскости  $\zeta$ ;

$c, c_1$  и  $\zeta_0$  – произвольные постоянные;

$\alpha_1, \alpha_2, \alpha_3, \alpha_4$  – углы при вершинах четырехугольника  $A_1 A_2 A_3 A_4$  (в долях  $\pi$ ).

Значения углов при вершинах  $A_3$  и  $A_4$ , согласно рис. 3.6, равны:  $\alpha_3 = \alpha_4 = 0$ . Что же касается углов  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$ , то в зависимости от вели-

чины скоса зуба они могут иметь различные значения (табл. 3.1, рис. 3.8).

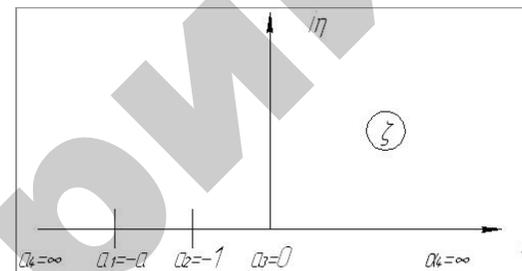


Рис. 3.7. Преобразование области (рис. 2.6) на верхнюю полуплоскость

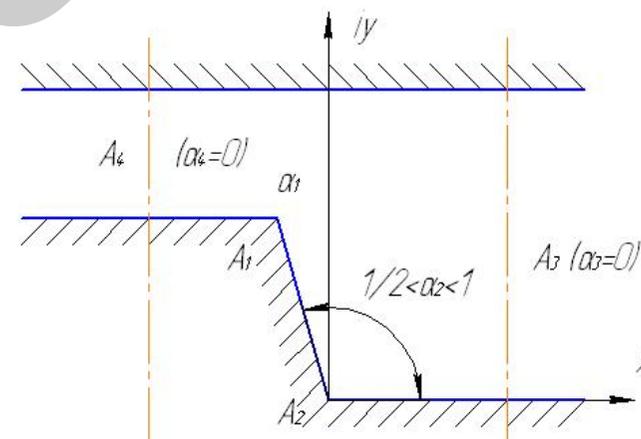


Рис. 3.8. Упрощенный контур для расчета поля в воздушном зазоре в случае трапецидального зуба ( $1/2 < \alpha_2 < 1$ )

Таблица 3.1

Значения углов  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  в зависимости от величины скоса зуба

$\alpha_2$		$\alpha_1$		$\alpha_{2-1}$	$\alpha_{1-1}$
Град.	Доли $\pi$	Град.	Доли $\pi$		
90	1/2	270	3/2	-1/2	1/2
120	2/3	240	4/3	-1/3	1/3

Оставшуюся неизвестной координату четвертой вершины согласно рис. 2.8 целесообразно обозначить  $a_1 = -a$ .

Тогда интеграл Кристоффеля – Шварца (3.90) приобретет вид:

$$\text{при } \alpha_2 = 1/2: \quad Z = c \int_{\zeta_0}^{\zeta} \frac{1}{\zeta} \sqrt{\frac{\zeta+a}{\zeta+1}} d\zeta + c_1, \quad (3.91)$$

$$\text{при } \alpha_2 = 2/3: \quad Z = c \int_{\zeta_0}^{\zeta} \frac{1}{\zeta} \sqrt[3]{\frac{\zeta+a}{\zeta+1}} d\zeta + c_1. \quad (3.92)$$

Интегралы типа (3.91), (3.92), (при  $\alpha_2 = 1/2, 2/3$ ), выражаются в элементарных функциях. В дальнейшем целесообразно рассмотреть выражение (3.92) для трапецидального зуба с углом наклона  $120^\circ$ , т. к. именно этот вариант схож с геометрией эвольвентного зуба колеса.

Определяя для этого случая постоянные  $c$ ,  $c_1$ ,  $\zeta_0$  и  $a$ , из соответствия точек  $A_2$  ( $z = 0$ ) и  $a_2$  ( $\zeta = -1$ ), получаем:

$$\zeta_0 = -1 \text{ и } c_1 = 0.$$

Тогда интеграл (3.92) принимает вид:

$$Z = c \int_{\zeta=-1}^{\zeta} \sqrt[3]{\frac{\zeta+a}{\zeta+1}} * \frac{d\zeta}{\zeta}. \quad (3.93)$$

Для определения постоянных  $c$  и  $a$  воспользуемся следующим соображением: в точках  $A_3$  и  $A_4$  функция  $z(\zeta)$  теряет непрерывность и испытывает скачки. Так, при обходе контура  $A_2A_3A_4$  значение  $z$  на отрезке  $A_2A_3$  равно:

$$z' = x + i * 0 = x. \quad (3.94)$$

При возвращении же по прямой  $A_3A_4$ :

$$z'' = x + ih. \quad (3.95)$$

Следовательно, в точке  $A_3$  функция  $z(\zeta)$  испытывает скачок:

$$\Delta z_{A_3} = z'' - z' = ih. \quad (3.96)$$

Аналогично, продолжая обход по линии  $A_3A_4A_1$ , приходим к выводу, что в точке  $A_4$  функция  $z(\zeta)$  испытывает скачок:

$$\Delta Z_{A_4} = -i\delta. \quad (3.97)$$

Этим скачкам в полуплоскости  $\zeta$  соответствует обход конца вектора  $\zeta$  вокруг точек  $a_3 = 0$  и  $a_4 = \infty$  по полуокружностям бесконечно малого ( $r$ ) и бесконечно большого ( $R$ ) радиусов (рис. 3.9); причем в первом случае вектор  $\zeta = re^{i\varphi}$  поворачивается, изменяя свой аргумент от  $\pi$  до  $0$ , а во втором случае вектор  $\zeta = Re^{i\varphi}$  изменяет аргумент от  $0$  до  $\pi$ .

Таким образом, для точки  $a_3$  интеграл (3.93) принимает вид:

$$\Delta Z_{A_3} = c \int_{\pi}^0 \sqrt[3]{\frac{re^{i\varphi} + a}{re^{i\varphi} + 1}} \cdot \frac{ire^{i\varphi} d\varphi}{re^{i\varphi}} = c \int_{\pi}^0 \sqrt[3]{\frac{re^{i\varphi} + a}{re^{i\varphi} + 1}} id\varphi. \quad (3.98)$$

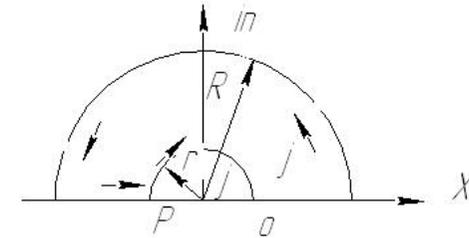


Рис. 3.9. Контур интегрирования на плоскости  $\zeta$

Переходя к пределу ( $r \rightarrow 0$ ) и произведя интегрирование, получаем:

$$\Delta Z_{A_3} = -c i \pi \sqrt[3]{a}. \quad (3.99)$$

Аналогично для точки  $a_4$ :

$$\Delta Z_{A4} = c \int_0^{\pi} \sqrt[3]{\frac{\operatorname{Re}^{i\varphi} + a}{\operatorname{Re}^{i\varphi} + 1}} i d\varphi. \quad (3.100)$$

Интегрируя (3.100), при  $R \rightarrow \infty$ , получаем:

$$\Delta z_{A4} = ci\pi. \quad (3.101)$$

Из равенств (3.96), (3.101) и (3.97), (3.100) следует:

$$-ci\pi \sqrt[3]{a} = ih,$$

$$ci\pi = -i\delta,$$

откуда:

$$c = -\frac{\delta}{\pi}, \quad (3.102)$$

$$a = \left(\frac{h}{\delta}\right)^3. \quad (3.103)$$

Для вычисления интеграла (3.93) применим следующую подстановку:

$$t = \sqrt[3]{\frac{\zeta + a}{\zeta + 1}}. \quad (3.104)$$

Тогда интеграл (3.93) принимает вид:

$$Z = c \int_{\infty}^t \frac{3(1-a)t^3 dt}{(1-t^3)(t^3-a)}. \quad (3.105)$$

Принимаем еще одну подстановку:

$$\alpha = \sqrt[3]{a} = \frac{h}{\delta}. \quad (3.106)$$

При этом выражение в знаменателе интеграла (3.105) можно разложить на множители:

$$\begin{aligned} Z &= c \int_{\infty}^t \frac{3(1-\alpha^3)t^3 dt}{(1-t)(1+t+t^2)(t-\alpha)(t^2+\alpha t+\alpha^2)} = \\ &= c \int_{\infty}^t \left( \frac{A}{1-t} + \frac{B}{t-\alpha} + \frac{Dt+E}{1+t+t^2} + \frac{Ft+H}{\alpha^2+\alpha t+t^2} \right) dt. \end{aligned} \quad (3.107)$$

Постоянные  $A, B, D, E, H$  можно определить методом неопределенных коэффициентов, приводящим к решению системы шести уравнений с шестью неизвестными. В результате решения их получаем:

$$A = D = 1; F = -\alpha; E = 2; H = -2\alpha^2$$

и интеграл (2.107) принимает вид:

$$Z = c \int_{\infty}^t \frac{dt}{1-t} + c\alpha \int_{\infty}^t \frac{dt}{t-\alpha} + c \int_{\infty}^t \frac{t+2}{1+t+t^2} dt - c\alpha \int_{\infty}^t \frac{t+2\alpha}{t^2+\alpha t+\alpha^2} dt. \quad (3.108)$$

Интегрируя (3.108), получим:

$$Z = c \left\{ \ln \left[ \frac{(t-\alpha)^{\alpha}}{1-t} \sqrt{\frac{t^2+t+1}{(t^2+\alpha t+\alpha^2)^{\alpha}}} \right] + \sqrt{3} \left( \operatorname{arctg} \frac{2t+1}{\sqrt{3}} - \alpha \operatorname{arctg} \frac{2t+\alpha}{\sqrt{3\alpha}} \right) \right\} \Big|_{\infty}^t. \quad (3.109)$$

Для подстановки пределов интегрирования необходимо найти предел  $z$  при  $t = \infty$  ( $\zeta = -1$ ).

Для первого члена в правой части равенства (2.109) будем иметь:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \ln \left[ \frac{t^\alpha \left(1 - \frac{\alpha}{t}\right)^\alpha \sqrt{t^2 \left(1 + \frac{1}{t} + \frac{1}{t^2}\right)}}{t \left(\frac{1}{t} - 1\right) \sqrt{t^{2\alpha} \left(1 + \frac{\alpha}{t} + \frac{\alpha^2}{t^2}\right)^\alpha}} \right] = \ln(-1) = \pi i.$$

Для второго члена уравнения (2.109) имеем:

$$\sqrt{3} (\operatorname{arctg} \infty - \alpha \operatorname{arctg} \infty) = \sqrt{3} \frac{\pi}{2} (1 - \alpha),$$

в результате:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} z = c\pi \left[ i + \frac{\sqrt{3}}{2} (1 - \alpha) \right]. \quad (3.110)$$

После подстановки в равенство (3.109) выражений (3.102) и (3.110) получим окончательно:

$$Z = -\frac{\delta}{\pi} \left\{ \begin{aligned} & \ln \left[ \frac{(t - \alpha)^\alpha}{1 - t} \sqrt{\frac{t^2 + t + 1}{(t^2 + \alpha t + \alpha^2)^\alpha}} \right] + \\ & + \sqrt{3} \left( \operatorname{arctg} \frac{2t + 1}{\sqrt{3}} - \alpha \operatorname{arctg} \frac{2t + \alpha}{\sqrt{3}\alpha} \right) - \pi \left[ i + \frac{\sqrt{3}}{2} (1 - \alpha) \right] \end{aligned} \right\}. \quad (3.111)$$

Для практического использования выражения (3.111) следует отобразить поле верхней полуплоскости на полосу между двумя бесконечными плоскостями с потенциалами 0 и  $U$  (рис. 3.10).

Любая точка  $W = V + iU$  такого поля является комплексным потенциалом соответствующей точки на плоскости  $Z$  или  $\zeta$ . Применяв дополнительное преобразование полуплоскости  $\zeta$  на полосу  $W$  с нужным соответствием границ:

$$A_4(-\infty), a_4(\infty), a_4'(-\infty);$$

$$A_3(\infty), a_3(0), a_3'(\infty);$$

$$A_2(0), a_2(-1), a_2'(0),$$

получим:

$$W = \frac{U}{\pi} (-\ln \zeta + i\pi) = -\frac{U}{\pi} \ln \zeta + iU \quad (3.112)$$

$$\text{или } \zeta = -e^{-\frac{\pi}{U} W}. \quad (3.113)$$

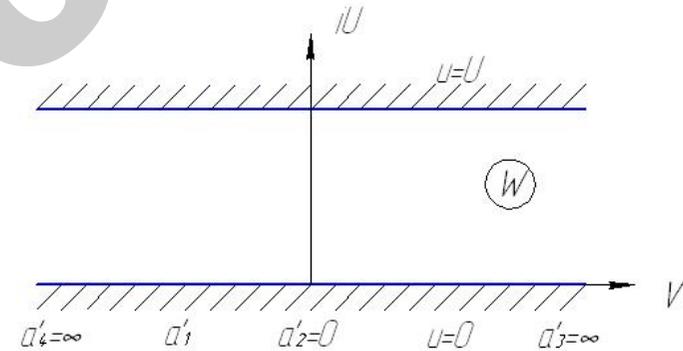


Рис. 3.10. Поле комплексного потенциала для области, указанной на рис. 3.6

Уравнение (3.111) после подстановки в него значения:

$$t = 3 \sqrt{\frac{\zeta + a}{\zeta + 1}}$$

и уравнение (3.113) устанавливают необходимую связь между координатой точки поля  $Z$  и соответствующим ей комплексным потенциалом полосы  $W$  и дают, таким образом, решение задачи.

Модуль напряженности магнитного поля можно, как известно, найти следующим образом:

$$H = \left| \frac{dW}{dz} \right| = \left| \frac{dW}{d\zeta} \cdot \frac{d\zeta}{dz} \right| = \left| \frac{dW}{d\zeta} \cdot \frac{1}{\frac{dz}{d\zeta}} \right|. \quad (3.114)$$

Используя выражения (3.112), (3.90) и (3.102), получим:

$$H = \left| \frac{U}{\delta} \sqrt[3]{\frac{\zeta+1}{\zeta+a}} \right|. \quad (3.115)$$

Наибольший практический интерес представляет распределение напряженности поля  $H$  на поверхности полюсного наконечника (линия  $A_3A_4$  на рис. 3.6). Так как магнитные линии перпендикулярны к поверхности полюсного наконечника, то имеется только одна составляющая напряженности поля  $H_y$ , направленная по оси  $y$  (рис. 3.6). Поверхности полюсного наконечника ( $A_3A_4$ ) в плоскости  $\zeta$  соответствует полуось  $a_3a_4$  положительных значений  $\xi$  (рис. 2.7), поэтому в выражениях (3.115) и (3.111) (после подстановки в последнее значения  $t$ ) при рассмотрении поля на поверхности полюсного наконечника можно заменить  $\zeta$  на  $\xi$ :

$$H_y = \frac{U}{\delta} \sqrt[3]{\frac{\xi+1}{\xi+a}}. \quad (3.116)$$

При  $\xi = \infty$  (точки  $a_4$  и  $A_4$  в середине впадины) и  $\xi = 0$  (точки  $a_3$  и  $A_3$  в середине зуба) из уравнения (2.111) получаем соответственно:

$$H_{\max y} = \frac{U}{\delta}, \quad (3.117)$$

$$H_{\min y} = \frac{U}{h}, \quad (3.118)$$

Проанализируем теперь выражение (3.111). Для этого подставим в него значение  $t$  и преобразуем выражение под знаком логарифма:

$$Z = -\frac{\delta}{\pi} \left\{ \begin{aligned} & \alpha \ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} - \alpha \right) - \ln \left( 1 - \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} \right) + \\ & \left[ \ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + 1 \right) - \right. \\ & \left. - \alpha \ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + \alpha \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + \alpha^2 \right) \right] + \\ & + \sqrt{3} \left[ \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + 1}{\sqrt{3}} - \alpha \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} + \alpha}{\sqrt{3}\alpha} \right] - \pi \left[ i + \frac{\sqrt{3}}{2}(1-\alpha) \right] \end{aligned} \right\}. \quad (3.119)$$

Нетрудно заметить, что при любом значении  $\xi > 0$  и  $\alpha = \frac{h}{a} > 1$  выражения под знаком первого и второго логарифмов в правой части равенства (3.119) являются отрицательными и, следовательно, сами логарифмы – комплексными величинами. Поэтому целесообразно преобразовать эти члены следующим образом:

$$\alpha \ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} - \alpha \right) = \alpha \left[ \ln \left( \alpha - \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} \right) + (2k+1)\pi i \right], \quad (3.120)$$

$$-\ln \left( 1 - \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} \right) = -\ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi+\alpha^3}{\xi+1}} - 1 \right) - (2k+1)\pi i, \quad (3.121)$$

где  $k = \pm 0; 1; 2$ .

На поверхности полюсного наконечника величина  $z = x + iy$  имеет значение:

$$z = x + iy. \quad (3.122)$$

Поэтому для обеспечения соответствия точек необходимо в выражениях (3.120) и (3.121) принять  $k = -1$ . Тогда мнимая часть выражения (3.119) с учетом равенства (3.106) примет вид:

$$iy = -\frac{\delta}{\pi}(-\alpha\pi i + \pi i - \pi i) = \delta\alpha i = ih,$$

что соответствует выражению (3.122).

Теперь преобразуем вещественную часть уравнения (3.119) так, чтобы правая его часть зависела только от одного параметра  $\alpha = \frac{h}{\delta}$ ,

для чего разделим обе части уравнения на  $\delta$ :

$$\frac{x}{\delta} = \frac{1}{\pi} + \frac{1}{2} \left[ \ln \left( \sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} - 1 \right) - \alpha \ln \left( \alpha - \sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} \right) + \right. \\ \left. \alpha \ln \left( \sqrt[3]{\left( \frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1} \right)^2} + \alpha \sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} + \alpha^2 \right) - \right. \\ \left. - \ln \left( \sqrt[3]{\left( \frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1} \right)^2} + \sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} + 1 \right) \right] + \frac{\sqrt{3}}{2}(1 - \alpha). \quad (3.123)$$

$$+ \sqrt{3} \left( \alpha \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} + \alpha}{\sqrt{3}\alpha} - \operatorname{arctg} \frac{2\sqrt[3]{\frac{\xi + \alpha^3}{\xi + 1}} + 1}{\sqrt{3}} \right)$$

Выражения (3.116) и (3.123) позволяют найти распределение вдоль поверхности полюсного наконечника относительной индукции:

$$\beta = \frac{B_y}{B_{\max y}} = \frac{H_y}{H_{\max y}},$$

которая, согласно (3.116) и (3.117), будет равна:

$$\beta = \frac{H_y}{H_{\max y}} = \sqrt[3]{\frac{\xi + 1}{\xi + \alpha^3}}. \quad (3.124)$$

Используя это выражение для подстановки в равенство (3.123), после некоторых преобразований получим:

$$\frac{x}{\delta} = \frac{1}{\pi} + \frac{1}{2} \left[ \alpha \ln(1 + \alpha\beta + \alpha^2\beta^2) - \ln(1 + \beta + \beta^2) \right] + \frac{\sqrt{3}}{2}(1 - \alpha) + \sqrt{3} \left( \alpha \operatorname{arctg} \frac{2 + \alpha\beta}{\sqrt{3}\alpha\beta} - \operatorname{arctg} \frac{2 + \beta}{\sqrt{3}\beta} \right) \quad (3.125)$$

Задаваясь значениями относительной индукции  $\beta$  и подставляя их в уравнение (3.125), можно определить соответствующие значения  $\frac{x}{\delta}$  при значениях  $\alpha = \frac{h}{\delta}$  (рис. 3.11).

Для оценки степени однородности поля во впадине при значениях  $\beta \leq 0,1$  в формуле (3.125) можно с достаточной степенью точности предположить:

$$\ln(1 - \beta) \approx -\beta \approx 0;$$

$$\ln(1 + \beta + \beta^2) \approx \beta \approx 0;$$

$$\operatorname{arctg} \frac{2 + \beta}{\sqrt{3}\beta} \approx \frac{\pi}{2}.$$

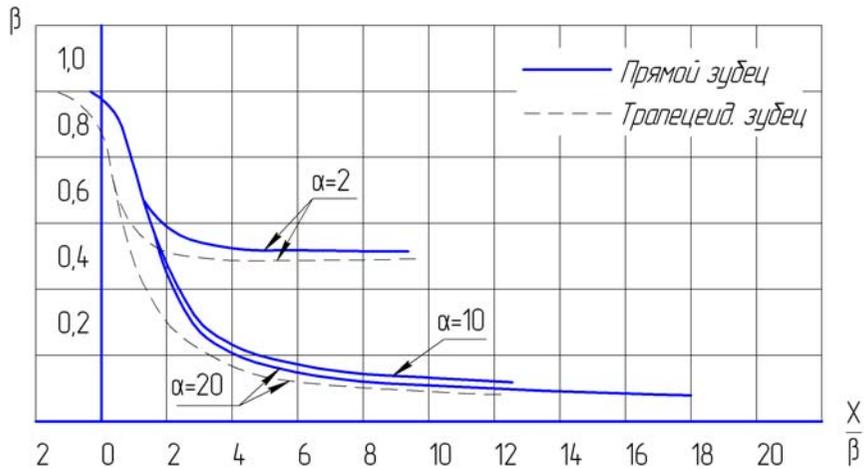


Рис. 3.11. Распределение относительной индукции  $\beta$  во впадине при разных значениях  $\alpha$  для случаев прямого и трапециевидного зуба

Тогда уравнение (3.125) примет более простой вид:

$$\frac{x}{\delta} = \frac{1}{\pi} \left\{ \begin{aligned} & \frac{\alpha}{2} \ln(1 + \alpha\beta + \alpha^2\beta^2) - \alpha \ln(\alpha\beta - 1) + \\ & + \sqrt{3} \left( \alpha \operatorname{arctg} \frac{2 + \alpha\beta}{\sqrt{3}\alpha\beta} - \frac{\pi}{2} \right) \end{aligned} \right\} + \frac{\sqrt{3}}{2}(1 - \alpha). \quad (3.126)$$

Аналогично подстановкой выражения (3.123) в случае прямоугольного зуба можно значительно упростить уравнение.

В этом случае получаем:

$$\frac{x}{\delta} = \frac{1}{\pi} \left[ \alpha \ln \left( \frac{\alpha\beta + 1}{\alpha\beta - 1} \right) + \ln \left( \frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right) \right], \quad (3.127)$$

а при значениях  $\beta \leq 0,1$ :

$$\frac{x}{\delta} = \frac{\alpha}{\pi} \ln \left( \frac{\alpha\beta + 1}{\alpha\beta - 1} \right). \quad (3.128)$$

Из рассмотренных выражений (3.106), (3.117), (3.118), (3.123) и (3.125) следует, что минимальное значение относительной индукции равно:

$$\beta_{\min} = \frac{1}{\alpha}. \quad (3.129)$$

Это значение  $\beta_{\min}$  соответствует бесконечно удаленной от зуба точке  $A_3$  (рис. 3.6), что можно непосредственно определить подстановкой выражения (3.129) в формулу (3.125). Для точек, находящихся на конечном расстоянии от зуба, значение  $\beta_{\min}$  будет, очевидно, всегда больше, чем  $\frac{1}{\alpha}$ , и, следовательно:

$$\beta_a > 1. \quad (3.130)$$

Зависимость  $\beta_{\min} = f(\alpha)$ , имеющая вид гиперболы, показана на рис. 3.12.

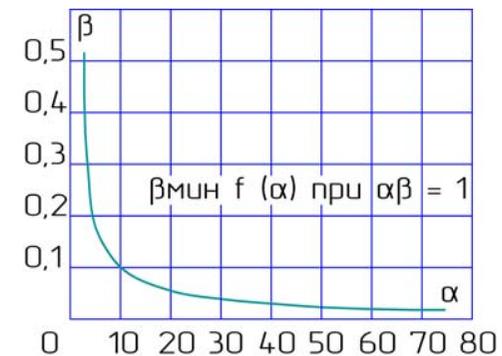


Рис. 3.12. Зависимость наименьших возможных значений относительной индукции  $\beta_{\min}$  от относительной глубины впадины  $\alpha$  при  $\alpha\beta = 1$

На основании вышесказанного и ранее проведенного исследования [96], преобразовав  $\frac{x}{\delta}$  как  $\frac{\pi m}{2\delta}$  (где  $m$  – модуль зубчатого колеса) (рис. 3.13), варьируя показателями  $m$  и  $\delta$ , определяем максимально возможное значение  $\alpha$ , при котором реализуется процесс MAO зубчатого колеса.

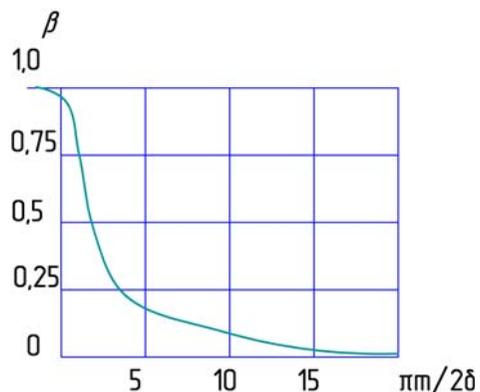


Рис. 3.13. Распределение относительной индукции  $\beta$  во впадине зубчатого венца при  $\alpha = 2\pi/3$

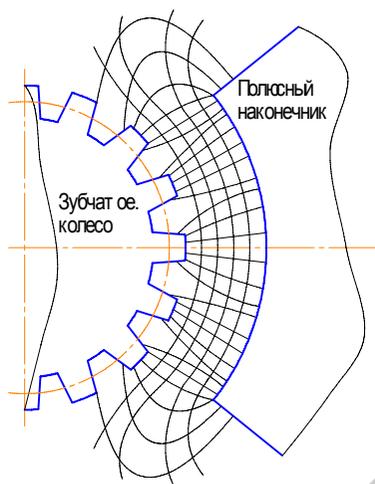


Рис. 3.14. Картина магнитного поля в рабочем зазоре при МАО зубчатого колеса

Из приведенных расчетов следует, что поле не «заглубляется» во впадину. Это связано со стремлением магнитного потока осуществить свое прохождение по энергетически выгодному участку магнитной цепи, концентрируясь на продольных кромках зубьев (рис. 3.14).

## 3.2. Моделирование магнитного поля при магнитно-абразивной обработке сложнопрофильных поверхностей

### 3.2.1. Магнитное поле при магнитно-абразивной обработке сферических поверхностей

Известно, что технология финишной обработки деталей сферической формы, в частности доводка, основана на контактом взаимодействии инструмента и детали путем их обоюдного изнашивания. Кинематика процесса заключается в одновременном вращении ведущего звена в виде детали и упруго прижимаемого к нему через шаровой шарнир ведомого звена или притира. При этом ось притира проходит через ось вращения детали и наклонена к оси образуемой сферы под определенным углом. Для данного процесса характерна сложность взаимного влияния основных технологических факторов, которые поддаются только косвенному управлению.

Общим недостатком обработки деталей сферической формы, в частности шариков, является отсутствие гарантированного трехосного вращения деталей, что не позволяет получить высокий процент выхода годной продукции. Другие проблемы заключаются в непостоянстве скорости свободного вращения инструмента, высоком градиенте вектора скорости резания и неравномерности контактного давления между инструментом и деталью ввиду наличия так называемых петель и точек возврата траектории движения. Результатом этого воздействия служит отсутствие одинаковой толщины снимаемого припуска, что приводит к снижению качества и точности.

Изменение величины и направления магнитного потока в зоне обработки создает магнитное поле, изменяющее положение оси вращения шарика и сообщающее ферроабразивному инструменту - планетарное движение вокруг изделия. Это обеспечивает равномерность съема металла и точность геометрической формы обрабатываемой детали. Сложность расчета электромагнитного поля в любом электротехническом устройстве определяется формой поверхности, которая разделяет среды с различными физико-механическими характеристиками в области его существования. Сложность возрастает при необходимости учета нелинейности сред, зависящей от величин характеризующих электромагнитное поле типа магнитной

проницаемости среды и напряженности поля. При МАО следует прибавить еще и перемещение сред, т. е. инструмента и шарика. Поэтому необходимым является представление расчетов исследований электромагнитного поля в аналитической форме. Известно, что существует определенная особенность расчета, связанная с физическим моделированием поля и заключающаяся в реализации условия допущений. Примером тому служит то, что током смещения внутри проводников можно пренебречь в отличие от тока проводимости. Целесообразность выбора системы координат, поскольку дифференциальные уравнения для векторных величин  $\vec{H}$  и  $\vec{B}$  зависят и от времени, определяется характером задачи. Это связано с минимизацией средств и затрат для решения крайне сложных краевых задач. Другой проблемой при выборе детерминанта служит выявление знака при рассмотрении приращения или уменьшения функции на элементарных площадках. Однако технология процесса МАО сферических поверхностей требует установления метода исследования и модели, в которой полностью или в основном явления имеют одинаковую с оригиналом физическую природу. Это существенно облегчает получение необходимых результатов ввиду выбора наиболее приемлемых диапазонов изменения физических величин и геометрических размеров обрабатываемых деталей.

Образцом для физического моделирования является сфера, вращающаяся с частотой  $n$  и находящаяся в магнитном поле. Задача заключается в определении напряженности магнитного поля, считая известным поле на оси кругового тока, путем ее непосредственного интегрирования.

Напряженность магнитного поля на оси вращения в точке  $M$  (рис. 3.15), обусловленная током  $dI$ , равняется:

$$dH = dH_z = dI \frac{\sin^3 \beta}{2r}.$$

Согласно рис. 3.15 следуют соотношения:

$$\sin \beta = \frac{r}{\rho}; \quad r^2 = a^2 - z^2; \quad \rho^2 = z^2 + a^2 - z_3 z.$$

Поэтому  $d\theta = -\frac{dz_3}{z}$  и  $z_3 dz = -\rho \cdot d\rho$ ,

$$d = \frac{-\rho^4 + 2\rho^2(z^2 + a^2) - (a^2 - z^2)}{\rho^2} dS.$$

Подставляя эти значения в выражения для  $dH$ , получаем:

$$d = -\frac{I}{16az^3} \cdot \frac{\rho^4 + 2\rho^2(z^2 + a^2) - (a^2 - z^2)}{\rho^2} dS.$$

Интегрируя это выражение по  $\rho$ , получаем:

$$H = -\frac{I}{16az^3} \cdot \left[ \frac{\rho^3}{3} - 2(z^2 + a^2)\rho - (a^2 - z^2) \frac{1}{\rho} \right].$$

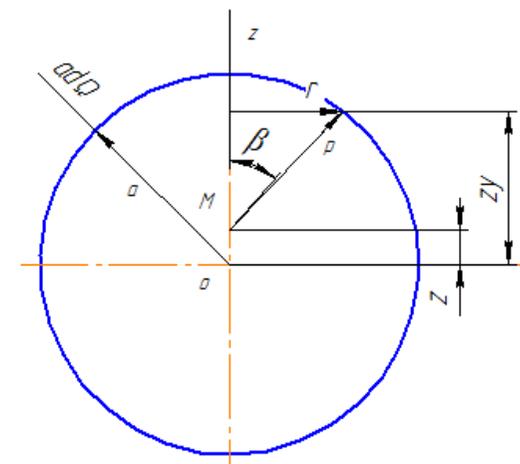


Рис. 3.15. Схема для определения напряженности магнитного поля при использовании МАО:  $z$  – расстояние от центра шара до точки определения напряженности МП,  $a$  – радиус шара,  $m$ ;  $\beta$  – угол между осью  $Z$  в точке определения напряженности МП

Поле вне сферы, определяющее координату  $z$ , которая изменяется от  $-\infty$  до  $-a$  и от  $a$  до  $+\infty$ , находится как:

$$H = \frac{Ia^2}{3z^3}.$$

Анализируя полученное выражение, можно сделать вывод, что наиболее оптимальным диапазоном обрабатываемых размеров шариков являются диаметры 2...10 мм. Это связано с тем, что требуемую величину напряженности магнитного поля при МАО представляет численное значение, равное 100...500 А·м<sup>-1</sup>. Максимально теоретически возможным для МАО является размер шарика  $d = 15$  мм.

### 3.2.2. Магнитно-абразивная обработка мелко модульных зубчатых колес

Одним из методов получения мелко модульных зубчатых колес является холодное накатывание, обеспечивающее точный профиль зуба.

Во время процесса прокатки обрабатываемое зубчатое колесо и инструмент – накатник, имеющий форму цилиндрического зубчатого колеса, находится в безззорном зацеплении. В результате взаимного относительного скольжения профилей зубьев заготовки и инструмента на противоположных сторонах зуба колеса материал припуска течет в разных направлениях. На ведомой стороне профиля зуба колеса металл перемещается от головки и ножки зуба к делительной окружности. В результате этого на делительной окружности происходит наволакивание металла – образуется выступ. На противоположной стороне профиля зуба металл перемещается от делительной окружности к головке и ножке зуба, из-за чего в зоне делительной окружности появляется впадина. Вследствие течения металла в сторону головки зуба наружный диаметр обрабатываемого колеса увеличивается (образуется рогообразный нарост). Различный характер деформаций и течения металла на обеих сторонах зубьев создают трудности в получении симметричного профиля зуба колеса. Чтобы получить удовлетворительные результаты, вводят различную коррекцию на каждой стороне зуба накатника, однако полностью устранить рогообразный наплыв невозможно.

На практике оптимальным способом решения этой проблемы является шлифование по наружному диаметру зубчатого колеса после закалки. Вследствие шлифования образуется множество заусенцев и прижогов, что требует последующей финишной обработки. В настоящее время для этой цели применяются: притирка, зубохонингование, электрохимическая обработка. Вместе с тем

данные методы имеют ряд характерных недостатков. К ним относятся: высокая продолжительность процесса обработки, низкая стойкость инструмента, экологическая вредность производства, постоянный монтаж – демонтаж притирочной системы (привод, относительное расположение), частая замена притирочной массы, необходимость утилизации отработанного абразива, высокие трудоемкость процесса и стоимость инструмента.

Съем металла при МАО осуществляется в результате силового воздействия порошка на поверхность детали и указанных относительных движений. Обрабатываемая деталь 1 помещается между полюсными наконечниками 2 электромагнитной системы при установленном зазоре  $\delta$ , в которой подается ФАП (рис. 3.16).

Для прерывистой поверхности распределение магнитного потока во многом носит характер неопределенности. Это связано со стремлением магнитного потока осуществить свое прохождение по энергетически выгодному участку магнитной цепи. Проблема МАО зубчатых колес заключается в сложности обработки переменного по разности величин диаметра окружностей их выступов и впадин. Это связано с тем, что по мере удаления от проводника с током, вокруг которого согласно закону Ампера существует поле, последнее ослабевает. Падение напряженности поля, являющейся его силовой характеристикой, приводит соответственно к уменьшению давления ФАП на обрабатываемую поверхность, а в конечном итоге и снижению съема материала. В связи с изложенным выше возникает задача оптимального применения данного метода с целью полного использования технологических возможностей МАО. Как указывалось выше, именно наличие модуля  $m \leq 2,5$  мм практически ограничивает финишную обработку зубчатых колес методом зубохонингования, а по данным [89], магнитное поле, проникающее в паз, затухает на глубине, примерно равной его ширине. Следовательно, чем меньше модуль зубчатого колеса, тем эффективнее происходит процесс съема материала обрабатываемого изделия, несмотря на переменность величин диаметров выступов и впадин при использовании МАО. Кроме того, положительным фактором данного процесса служит наличие эвольвентного профиля контура зуба (его условно можно считать трапециидальным), что увеличивает эффективность доступа ФАП в зону обработки и повышает ее качество. Второе важное условие заключается в том, что острая кромка представляет собой концентратор магнитного потока и именно здесь будет наибольшая плотность этого потока.

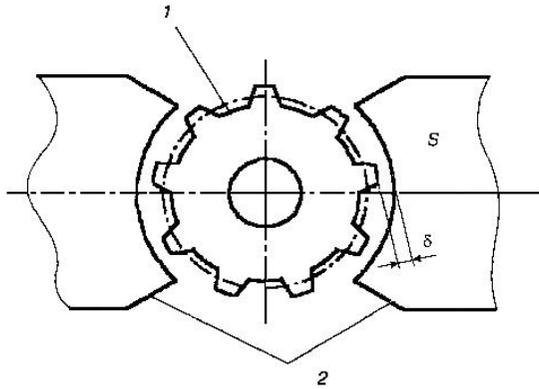


Рис. 3.16. Схема магнитно-абразивной обработки зубчатых колес

Наиболее предпочтительным является математический путь решения задачи. Это дает общие формулы для расчета магнитного поля в зоне обработки и возможности получения картины этого поля, что приводит к оценке потенциала процесса МАО. Данное исследование производится в области между поверхностями полюса ЭМС и зубчатой поверхностью колеса плоскости  $Z$ . Ее можно представить в виде четырехугольника  $ABCD$  (рис. 3.17).

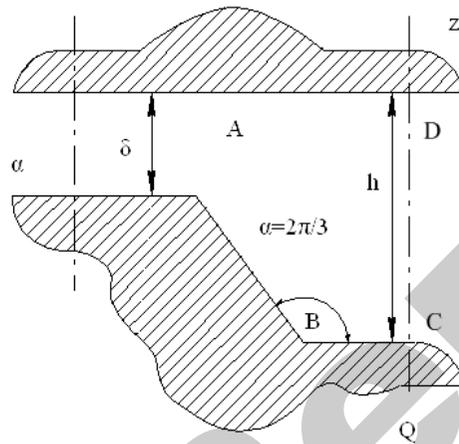


Рис. 3.17. Рабочая зона зубчатого контура колеса при МАО с условием  $\alpha = 2\pi/3$

Отображение этого четырехугольника на полуплоскость  $Q$  при использовании интеграла Кристоффеля–Шварца в общем виде выглядит следующим образом:

$$Q = C \int_{Q_0}^Q (Q-a)^{\alpha_1-1} (Q-b)^{\alpha_2-1} (Q-c)^{\alpha_3-1} (Q-d)^{\alpha_4-1} + C_1, \quad (3.131)$$

где  $a, b, c, d$  – координаты вершин четырехугольника  $ABCD$ ;  
 $C, C_1, Q_0$  – произвольные постоянные;  
 $\alpha_1; \alpha_2; \alpha_3; \alpha_4$  – углы при вершинах четырехугольника  $ABCD$  (в долях  $\pi$ ).

Решение данного случая после ряда преобразований имеет вид:

$$\frac{P}{2\delta} = \frac{1}{\delta} \left\{ \begin{array}{l} \ln(1-\beta) - \alpha \ln(\alpha\beta - 1) + \\ + \frac{1}{2} \left[ \alpha \ln(1 + \alpha\beta + \alpha^2\beta^2) - \right. \\ \left. - \ln(1 + \beta + \beta^2) \right] + \frac{\sqrt{3}}{2} (1-\alpha), \\ + \sqrt{3} \cdot \left( \operatorname{arctg} \frac{2 + \alpha\beta}{\sqrt{3}\alpha\beta} - \operatorname{arctg} \frac{2 + \alpha\beta}{\sqrt{3}\beta} \right) \end{array} \right\} \quad (2.132)$$

где  $P$  – шаг зубчатого колеса, мм;

$\delta$  – зазор между полюсом ЭМС и диаметром вершин зубчатого колеса, мм;

$\alpha = \frac{h}{\delta}$ ,  $h$  – глубина паза, мм.

Из выражения (2.132) следует, что минимальное значение относительной индукции:

$$\beta = \frac{B}{B_{\max}} = \sqrt[3]{\frac{Q+1}{Q+\alpha^3}},$$

$$\beta = \frac{1}{\alpha}. \quad (2.133)$$

При  $h = 0$  (гладкая цилиндрическая поверхность),  $\beta = 1$ , а если  $h \neq 0$ , то зависимость  $\beta_{\min} = f(\alpha)$  имеет вид гиперболы (рис. 3.7). Задавая значениями относительной индукции  $\beta$  и подставляя их в уравнение, выявляются соответствующие значения  $P/2\delta$  при разных  $\beta$ . Приводя данные показатели применительно к реальному зубчатому колесу (диаметры окружности вершин и впадин, модуль зацепления и т. д.) и магнитному полю (магнитная индукция), можно определить наиболее приемлемые условия обработки и установить возможности процесса MAO для получения необходимых его качеств и производительности. На рис. 3.18 приведена зависимость  $\beta = f\left(\frac{P}{2\delta}\right)$  при значении  $\alpha = 120^\circ$  (трапециидальный зуб), что наиболее отвечает форме рабочего контура зубчатого колеса.

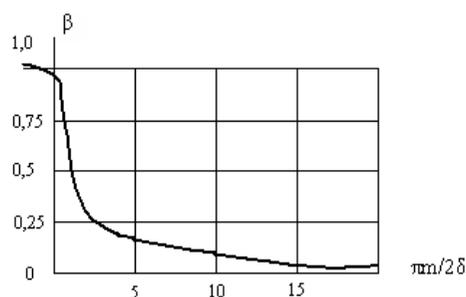


Рис. 3.18. Распределение относительной индукции  $\beta$  в пазу зубчатого колеса при  $\alpha = 2\pi/3$

Проведенные исследования позволили определить, что максимально возможным значением  $\alpha$ , при котором осуществляется процесс MAO, является диапазон 4...6. Преобразовав,  $P/2\delta$  как  $\pi m/2\delta$  и подставляя данный диапазон, можно, варьируя показателями  $m$  и  $\delta$ , произвести прогнозирование обработки мелко модульных зубчатых колес методом MAO.

На основании вышеизложенного были проведены исследования, направленные на оценку технологических возможностей метода MAO при обработке мелко модульных колес ( $m = 1,5$  мм). Шестерни имели косой зуб,  $\beta = 12^\circ$ , материал – сталь 40Х ГОСТ 4543–71, 40...45 HRC, оборудование – СФТ 2.150.00.00.000, ФАП – Ж 15

КТ ТУ 6-09-03-483–81. Параметры и режимы обработки: величина магнитной индукции,  $B = 1$  Тл; скорость резания,  $V_p = 0,15$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1,5$  мм; коэффициент заполнения рабочего зазора,  $k_z = 1$ ; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм. Основная задача обработки методом MAO заключалась в скруглении фасок зубчатого контура колес и устранении заусенцев, образованных предшествующей операцией шлифования по наружному диаметру деталей, что было обеспечено данным методом.

### 3.2.3. Финишная магнитно-абразивная обработка плоских поверхностей для достижения высокого коэффициента светоотражения

Необходимость такого исследования обусловлена тем, что в процессе MAO при переходе магнитного потока через границу раздела поверхностей, происходят скачкообразные изменения параметров процесса обработки: напряженности магнитного поля  $H$  и магнитной проницаемости  $\mu$ . При реализации MAO необходимо обеспечить требуемую ориентацию обрабатываемой поверхности относительно вектора  $\vec{H}$ , который представляет силовую характеристику магнитного поля. Эта ориентация должна сохраниться при переходе через поверхность разрыва непрерывности среды. Следовательно, чем сложнее форма детали, подвергаемая MAO, тем больше вероятность разрыва этой непрерывности, что приводит к разности значений магнитной индукции. Кроме того, MAO осуществляется в условиях, изменяющих физические свойства среды, т. е.  $\mu$  (полюсный наконечник, обрабатываемый материал, ФАП, СОТС). Согласно положениям теории электромагнетизма во всех точках обрабатываемой поверхности должны быть одинаковые показатели напряженности магнитного поля  $H$ . При выполнении данных условий и соблюдении симметричности деталей процесс MAO осуществляется при снижении затрат на НИОКР и использовании ранее созданного оборудования. Если учитывать векторный характер напряженности магнитного поля  $H$ , то этом случае возможно применение принципа суперпозиции, что значительно облегчает прогнозирование процесса.

Финишная обработка деталей оптического назначения заключается в необходимости достижения высокого показателя коэффициента светоотражательной способности и низкого показателя

шероховатости поверхности. Для достижения этих показателей не допускается шаржирование обрабатываемой поверхности, а увеличение радиусов вершин микронеровностей способствует отражению светового луча. Известно, что реальный свет не представляет собой идеальной монохроматической волны, в связи с чем растет вероятность возникновения явления хроматической абберации. Это явление нежелательно, поскольку приводит к искажению или недостаточной отчетливости изображения. Существующие методы финишной обработки данных деталей имеют ряд «узких мест» как технологического плана, так и физической природы оптических явлений, что снижает эффективность их использования. Общей проблемой механической обработки, в том числе и финишной, такого рода деталей служит то, что внешний вид полученной поверхности может обладать равными значениями по шероховатости, но различными – по коэффициенту светотражательной способности. Это объясняется как характером отражения светового луча, так и структурой обрабатываемого материала. Одним из возможных путей исключения такой разницы может явиться изменение давления инструмента на деталь в ходе протекания процесса съема материала. В связи с вышеизложенным, возникает необходимость применения таких методов, которые обладают возможностью реализации этого положения и отличаются ее быстродействием. Использование процесса МАО характеризуется, кроме указанных ранее факторов, также и широким диапазоном значений этого давления. Процесс достижения требуемых показателей коэффициента светотражательной способности и шероховатости поверхности можно осуществлять при помощи периодического контроля с использованием достаточно эффективных и недорогих его способов. Например, одним из таких способов служит помещение рядом с зоной обработки на пути движения светового потока листа папиросной бумаги, что позволяет на основе контраста выявить разность показателей этого коэффициента на различных участках общей площади полирования, если таковые образуются. Изменение подачи силы тока приводит к увеличению или уменьшению давления, и осуществляется качественная доводка поверхностного слоя.

Вместе с тем при обработке методом МАО деталей, которые обладают вращательной симметрией, применение принципа суперпозиции для расчета магнитных полей позволяет с высокой степенью точности произвести прогнозирование и определение магнитной индукции, представляющей собой силовую характеристику

магнитного поля. Однако отступления от симметричной конфигурации изделия приводит к тому, что процесс МАО будет связан с трудностями установления коммутации магнитного потока. Эта коммутация характеризуется, во-первых, различной плотностью потока на различных участках полирования, во-вторых, возможностью роста его утечек. Данная ситуация предполагает снижение качества либо всей поверхности полирования, либо отдельных ее зон.

Следовательно, при необходимости обработки деталей машин, имеющих отступления от симметричности надо осуществить расчет магнитной индукции, и в случае ее установления произвести съем материала с учетом этих рекомендаций. В качестве примера такой обработки служит финишная обработка диска толщиной 0,4 мм и диаметром 100 мм. На одном из его участков отсутствует сектор, что искажает показатели магнитной индукции (рис. 3.19).

Путем непосредственного расчета установлено, что искомая величина магнитной индукции равняется:

$$\vec{B} = \vec{B}_1 + \vec{B}_2,$$

где  $B_1$  – магнитное поле от прямолинейного участка контура;  
 $B_2$  – от криволинейного.

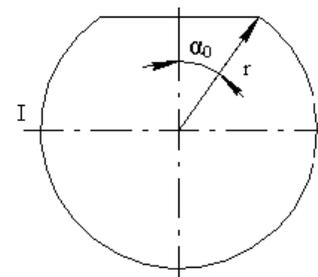


Рис. 3.19. Схема определения магнитной индукции

Согласно закону Био-Савара-Лапласа:

$$B_1 = 2 \int_0^{\alpha_0} \frac{\mu_0 I \sin \alpha_0}{4\pi \cos \alpha_0} = \frac{\mu_0 I}{2\pi r} \operatorname{tg} \alpha_0,$$

$$B_1 = \int_0^{\alpha_0} \frac{\mu_0 I (2\pi - 2\alpha_0)}{4\pi r^2} = \frac{\mu_0 I}{2\pi r} (\pi - \alpha_0).$$

В результате имеем:

$$B = \frac{(\pi - \alpha_0 + \operatorname{tg} \alpha_0) \mu_0 I}{2\pi r}.$$

Во втором случае исследование процесса МАО направлено на определение магнитного поля сплошного тонкого диска.

Любое физическое тело, помещаемое в магнитное поле, можно представить окруженным круговым током, и оно (тело) симметрично относительно этого витка [97]. В данном случае во всех точках плоскости витка, лежащих вне его, магнитный потенциал  $\varphi_M = 0$ , поскольку телесный угол  $\Omega$  тоже равен 0. Это связано с тем, что:

$$\varphi_M = \frac{\Omega}{4\pi} I, \quad (3.134)$$

где  $I$  – сила тока, А.

Любая точка в плоскости витка, лежащая внутри его, имеет  $\Omega = 2\pi$  и  $\varphi_M = I/2$ .

Поле может быть рассчитано только в точках, лежащих на оси витка. Телесный угол  $\Omega$ , под которым виток виден из точки  $a$ , связан с плоским углом  $\alpha$  соотношением  $\Omega = 2\pi(1 - \cos \alpha)$ .

Используя уравнение (3.134), получаем выражение скалярного магнитного потенциала в точке  $a$ .

$$\varphi_M = \frac{I}{2}(1 - \cos \alpha) = \frac{I}{2} \left( 1 - \frac{r}{\sqrt{R^2 + r^2}} \right). \quad (2.135)$$

Напряженность поля на оси имеет только одну осевую составляющую:

$$H_o = -|\nabla \varphi_M| = -\frac{d\varphi_M}{dr} = \frac{I}{2} \frac{R^2}{(R^2 + r^2)^{\frac{3}{2}}}.$$

На рис. 3.20 показаны кривые изменения  $\varphi_M$  и  $H_o$  вдоль оси.

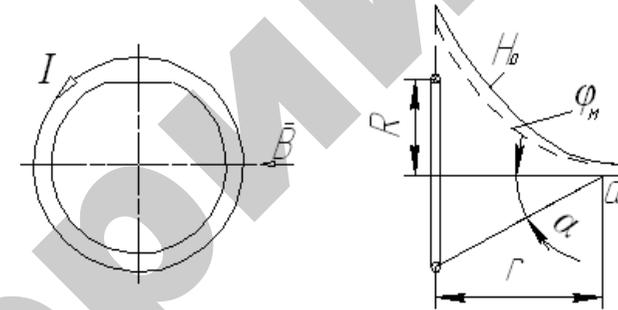


Рис. 3.20. Магнитное поле кругового тока

Однако при МАО плоских деталей крайне важен вопрос: какова величина напряженности магнитного поля в других точках, например, в точке, находящейся посередине радиуса витка  $R/2$ . Это связано с тем, что давление инструмента на обрабатываемую поверхность находится в прямой зависимости от величины напряженности магнитного поля. Разная величина напряженности в различных точках, т. е. разное давление инструмента, не обеспечивает равномерности съема материала и соответственно шероховатости поверхности, что особенно важно для оптических элементов. По этой причине возникает необходимость определения величины напряженности в других точках плоскости. Расчет напряженности поля в любой точке, например в точке  $a$ , лежащей в плоскости витка и внутри его, на расстоянии  $x$  от центра производится следующим образом (рис. 3.21).

Поскольку плоскость витка эквипотенциальна, вектор напряженности поля в плоскости витка направлен повсюду по нормали к ней и таким образом имеет только осевую составляющую [85].

$$H_o = \frac{1}{4\pi} \int \frac{Idl \sin \theta}{r^2}.$$

Интеграл берется по контуру тока  $I \cdot 2\pi R$ :

$$\frac{1}{2} dl \cdot \sin \theta = r \cdot \operatorname{tg} d\psi.$$

После преобразований получаем:

$$t \approx \sqrt{R^2 - (x \cdot \sin \psi)^2} + x \cdot \cos \psi.$$

Применяя  $x/R = k$ ,

$$H_0 = \frac{I}{4\pi R(1-k^2)} \left[ \int_0^{2\pi} \sqrt{1 - (k \cdot \sin \psi)^2} d\psi - k \int_0^{2\pi} \cos \psi d\psi \right].$$

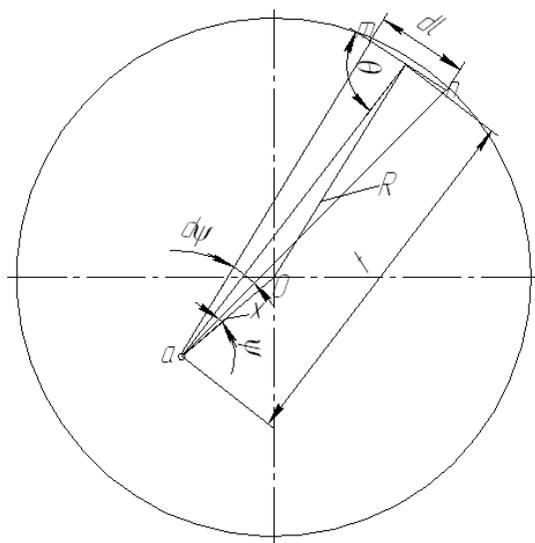


Рис. 3.21. Расчет магнитного поля вне центра плоскости кругового витка

Второй интеграл равен 0. Значения  $\sin^2 \psi$  повторяются во всех квадрантах, поэтому:

$$H_0 = \frac{I}{\pi R(1-k^2)} \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - (k \cdot \sin \psi)^2} d\psi.$$

Данный определенный интеграл является полным эллиптическим интегралом второго рода  $E(k)$ .

Поэтому при  $x = \frac{R}{2}$ , т. е.  $k = 0,5$ , этот интеграл  $E(k) = 1,467$  [85].

$$H_0 = \frac{I \cdot 1,467}{\pi R(1-0,5)} = 0,623 \frac{I}{R}.$$

Это значение почти на 25 % выше значения  $H_0$  в центре витка, равного  $\frac{I}{2R}$ .

Технологическое решение достижения требуемой шероховатости оптического элемента заключается в необходимости радиального перемещения периферии инструмента относительно центра детали, т. е. введение режима осцилляции с определенной амплитудой, которая реализована в конструктивной схеме оборудования.

### 3.2.4. Финишная магнитно-абразивная обработка внутренних конических поверхностей для достижения высокого коэффициента светоотражения

Финишная обработка внутренних конических поверхностей представляет собой в машиностроении определенную проблему. Существующие методы такой обработки связаны с высокой трудоемкостью, экономическими проблемами и сложностью инструмента. Одним из перспективных способов является МАО. Однако основной проблемой реализации этого способа служит аналитическое определение величины магнитного поля и его распределение в пространстве рабочей зоны. Поскольку все физические поля являются трехмерными, то точные аналитические решения этих полей связаны с большим объемом вычислений. Однако установление величины магнитной индукции при финишной обработке конических поверхностей позволит с достаточной точностью найти оптимальное решение для получения требуемой производительности и качества процесса МАО.

Установлено, что во многих случаях, представляющих практический интерес, такого рода решение может быть найдено путем

сведения задачи к двумерной. В результате этого подхода упрощается поиск и определяются с незначительными погрешностями характеристики магнитного поля. Например, требуется обработать рефлектор карманного фонаря, представляющий собой полый усеченный конус, внутреннюю поверхность которого следует довести до высокой светоотражательной способности (рис. 3.22).



Рис. 3.22. Рефлектор до (справа) и после (слева) MAO

Главной задачей становится необходимость предварительного расчета и прогнозирования возможностей MAO конических внутренних поверхностей. В данном случае используется схема MAO с продольным расположением магнитного поля, поскольку конструктивное оформление оборудования, реализующего способ с поперечным МП имеет более высокую сложность.

На основании вышеизложенного предлагается следующий расчет, заключающийся в определении векторного потенциала магнитного поля, а посредством его – и магнитной индукции, являющейся одной из основных характеристик этого поля. Скалярная потенциальная функция  $\varphi(x, y, z)$  дает возможность наиболее простым путем вычислить любое поле с распределением заряда внутри его. Однако магнитное поле имеет существенно другой характер. Это связано с тем, что магнитный поток может иметь так называемую коммутацию и ее распределение в пространстве обусловлено целым рядом факторов, определить которое чрезвычайно сложно. В связи с изложенным величина работы по перемещению полюса по замкнутому контуру в области, где протекает ток, может иметь бесконечно большое число значений. Следовательно, понятие о скалярном потенциале теряет смысл.

Поэтому предложение немецкого ученого Ф. Неймана о введении векторного потенциала, во-первых, открывает параллель в отношениях между электростатическим и магнитным полями,

во-вторых, его использование для расчета данных полей освобождает от конкретной системы координат, резко снижая трудоемкость поиска и установления величин и зависимостей. Обычно определение и вычисление магнитного поля сводится к относительной ориентации выделенного элемента  $dl$  из общей цепи тока и радиус-вектора  $r$ , проведенного из этого элемента в точку поля  $B$ , где вышеуказанное определение происходит согласно закона Био-Савара-Лапласа:

$$dB = \frac{I \cdot dl \cdot r}{\mu \cdot r^2}.$$

Однако рассмотрение вклада от небольшого участка контура не позволяет получить полноты картины магнитного поля, поэтому требуется произвести интегрирование по мере обхода всей петли с током. Кроме того, данный вклад физически неопределим. Это связано с тем, что отрезок петли с током в противоположность электрическому заряду не является объектом, который может быть исследован.

Таким образом, расчет осуществляется путем прибавления функции, которая бы с учетом вкладов от каждого элемента петли с током давала нуль при интегрировании по всему замкнутому пути. Особенности формы петли не будут сказываться на трудоемкости расчета, поскольку рефлектор является деталью типа тела вращения, что указывает на ее симметричность.

Возвращаясь к указанному выше постулату о петле с током, можно сказать о том, что поле непосредственно от петли с током будет иметь вид такой же, как и вблизи длинного прямого провода. Поэтому относительное значение удаленных частей петли невелико, а поле в целом обладает вращательной симметрией относительно одной из осей, а силовые линии тоже симметричны плоскости петли. Связь между магнитной индукцией  $B$  и векторным потенциалом  $A$  характеризуется тем, что  $B$  является ротором векторной функции  $A$ :

$$B = \text{rot}A.$$

Методика проведения расчета заключается в установлении векторного потенциала на меньшем диаметре конусной детали (рис. 3.23). Аналогично он определяется на большем диаметре.

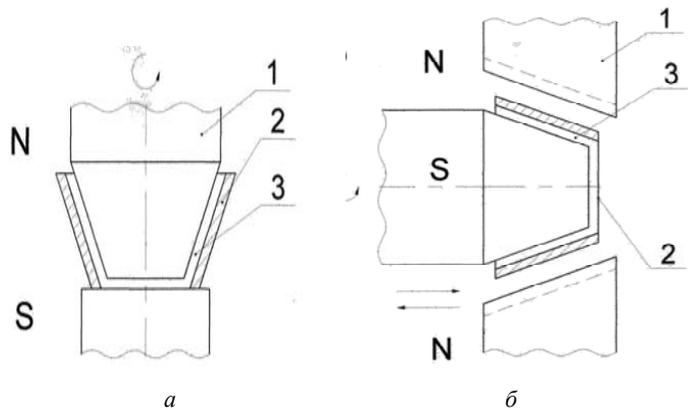


Рис. 3.23. Схемы MAO рефлятора: а – с продольным; б – с поперечным распределением магнитного поля

Составляющая векторного потенциала от элемента линейного тока будет направлена параллельно этому элементу. Объединяя попарно равноудаленные от точки  $M$  элементы длиной  $dl$ , имеющие координаты  $+\theta$  и  $-\theta$  видно, что суммарный векторный потенциал будет перпендикулярен плоскости  $rOZ$  (рис. 3.24). Следовательно, вектор  $A$  будет иметь только одну проекцию  $A_\theta$ , величина которой определится по формуле:

$$A = A_\theta = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \int \frac{dl_\theta}{R} = \frac{\mu_0 I \pi}{4\pi} \int_0^\pi \frac{a \cdot \cos \theta \cdot d\theta}{\sqrt{a^2 + r^2 + z^2 - 2a \cdot r \cdot \cos \theta}}. \quad (3.136)$$

Если разложить знаменатель подинтегрального выражения в ряд и учесть, что по условию:

$$a^2 < r^2 + z^2,$$

то формулу 3.136 можно представить как:

$$A = A_\theta = \frac{\mu_0 I \pi}{2\pi} \int_0^\pi \frac{\cos \theta}{\sqrt{r^2 + z^2}} \left( 1 + \frac{a \cdot r \cdot \cos \theta}{r^2 + z^2} \right) d\theta = \frac{\mu_0 I a^2 z}{4(r^2 + z^2)^{\frac{3}{2}}} = \frac{\mu_0 I a^2 r}{4R^3}.$$

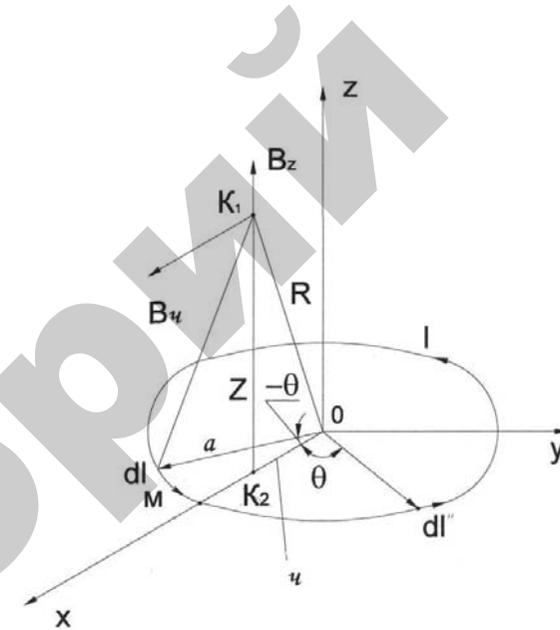


Рис. 3.24. Схема определения векторного потенциала для MAO рефлятора

В цилиндрической системе координат:

$$B_r = -\frac{\partial A_\theta}{\partial z} = \frac{3a^2 \mu_a \cdot I \cdot r \cdot z}{4R^5},$$

$$B_\theta = 0,$$

$$B_z = \frac{a^2 \cdot \mu_a \cdot I}{2R^3}.$$

Основное значение для MAO конусных внутренних поверхностей в продольном магнитном поле имеет составляющая  $B_r$ . Приведенные расчеты показывают, что существует определенная разница величин магнитной индукции на большем и меньшем диаметрах указанного выше рефлятора. Главная задача заключается в установлении численных значений этой разницы и на ее базе выявлении возможностей процесса MAO конических внутренних поверхностей. Таким

образом, можно осуществить прогнозирование данного процесса, не прибегая к приведению и реализации сложных конструкторских и технологических работ. Например, если размеры рефлектора карманного фонаря составляет  $D \times d \times L = 37 \times 12 \times 16$  мм, то данная деталь обладает требуемой технологичностью для использования процесса MAO. В качестве оборудования применялся станок ЭУ-5 производства ФТИ НАН Беларуси, ФАП – ПФА Р6М5-1 ТУ 27-104-02–86, размер зерна,  $\Delta = 63/100$  мкм, СОТС – СинМА-2 ТУ 38.5901176–91, 3 % водный раствор. Параметры и режимы MAO: величина магнитной индукции,  $B = 1$  Тл; угловая скорость шпинделя,  $\omega = 90$  с<sup>-1</sup>; скорость заготовки,  $V = 0,5$  м·мин<sup>-1</sup>; рабочий зазор,  $\delta = 1$  мм; время обработки,  $t = 120$  с. В результате приведенных исследований установлено, что разница величин магнитной индукции на большем и меньшем диаметрах рефлектора не превышает 15 %. Это позволило получить на внутренней поверхности данной конической детали требуемой показатель светоотражательной способности, необходимый для нормального функционирования изделия. Изменение указанного выше критерия (15 %) в большую сторону в ходе протекания процесса MAO приводит к неравномерности размерного и массового съема материала обрабатываемой детали, что является признаком брака.

Установлено, что при MAO внутренних конических поверхностей достигаются требуемые показатели качества и производительности процесса, если разница величин магнитной индукции на большем и меньшем диаметрах детали не превышает 15 %.

### 3.2.5. Магнитно-абразивная обработка длинномерных изделий

Основным критерием эффективности протекания процесса MAO является возможность достижения максимального значения магнитной индукции  $B$  при минимальных габаритах ЭМС, что приводит к росту производительности и качества обработки. Необходимым элементом ЭМС служат полюсные наконечники, представляющие собой продолжение этой системы. Основная задача заключается в получении наибольших значений магнитной индукции без реализации достижения критической величины насыщения сердечника. При этом достижении прохождения магнитного потока по цепи

ЭМС не осуществляется. А поскольку традиционные методы механической обработки деталей машин, в частности длиномерных изделий, не всегда позволяют получить требуемое качество поверхности, то возникает необходимость применения новых способов формообразования. Вместе с тем и эти способы должны в полной мере дать представление об особенностях процесса и его сущности для обеспечения выходных показателей производительности и качества выпускаемой продукции.

Как известно, ЭМС снабжаются сменными полюсными наконечниками. Поэтому всякий раз им требуется придать форму рабочей поверхности, обеспечивающую наиболее благоприятное распределение магнитного потока. Таким образом, цель заключается в создании наиболее оптимальной зоны обработки в зависимости от конфигурации изделия, что приводит к росту технико-экономических показателей процесса MAO и, соответственно, его конкурентоспособности. Изменение формы поверхности является важным элементом в уравнении связи граничных условий сопряжения нелинейных и анизотропных сред, какими служат наконечник, ФАП и обрабатываемая деталь. Производительное протекание процесса MAO определяется неизменностью этих граничных условий в области рабочей зоны. В противном случае происходит нарушение условия непрерывности, что приводит к резкому повышению потерь или утечке магнитного потока. Следовательно, исходя из постоянства свойств ФАП и детали, обеспечение роста производительности процесса MAO может быть осуществлено конструктивным изменением формы рабочей зоны, в частности, полюсных наконечников. Проектирование формы должно быть таким, чтобы их геометрия гарантировала ориентацию линий магнитной индукции, замыкающихся требуемым образом ( $\text{div } B = 0$ ). В данном случае требуется посредством изображения ЭМП получить наглядное представление о данном поле. Известно, что по выражению векторов поля, окружающего какое-либо тело, можно определить величину и направление силы, действующей на это тело [98]. Однако при расчете необходимо произвести допущения, упрощающие его, но позволяющие точно оценить влияние основных параметров на оптимизацию конструкции. Таким образом, путем аналитического расчета необходимо установить распределение магнитной индукции в рабочей зоне для того, чтобы получить полное представление коммутации магнитного потока. Данная коммутация позволяет правильно оценить возможности процесса MAO.

Основная проблема поставленной задачи заключалась в установлении величины конусообразности данных наконечников по отношению к рабочей зоне на базе определения векторного потенциала ЭМП. Для определения этого потенциала в любой точке  $(x, y, z)$  необходимо, чтобы  $r^2 = x^2 + y^2 + z^2$  (рис. 3.15), тогда:

$$\sin \theta = \frac{\sqrt{x^2 + y^2}}{r}.$$

Известно, что существует модельное условие для определения ЭМП, заключающееся в выполнении следующего правила: отрезок проводника с током должен быть значительно меньше расстояния от него до рассматриваемой точки, в которой устанавливается вектор индукции ЭМП. Поэтому в качестве базы взято именно это условие, поскольку во многом отвечает принципу построения полюсного наконечника, обладающего формой усеченного конуса, и площадь большего диаметра которого является рабочей зоной ЭМС.

Тогда векторный потенциал в указанной выше точке согласно закону Био-Савара-Лапласа (рис. 3.25) равен:

$$A = \frac{\mu_0 IS \sin \theta}{r^2}, \quad (3.137)$$

где  $\mu_0$  – магнитная постоянная,  $4\pi \cdot 10^{-7}$  Гн·м<sup>-1</sup>;

$I$  – сила тока, А.

В данном уравнении векторный потенциал контура с током любой формы на расстоянии  $r$  и нормаль к плоскости контура имеет модуль, представленный следующим образом:

$$A = \frac{\mu_0 IS \sqrt{x^2 + y^2}}{r^2}. \quad (3.138)$$

Можно получить бесконечно много поверхностей, ограниченных указанным контуром, с площадью  $S$ . Для физики процесса электромагнетизма абсолютно не важен выбор поверхности, поскольку  $\int B dS$  будет всегда равен одной и той же численной величине. Это связано с тем, что выражение  $\text{div } B = 0$ , а это, в свою очередь, предполагает и пространственное сохранение

потока. В нашем конкретном случае речь идет только о такой ориентации поверхности контура. Самое главное в этом положении является то, что особенности формы контура, согласно теории электромагнетизма, практически не сказываются на форме, реализующей образование ЭМП на большем диаметре конуса полюсного наконечника.

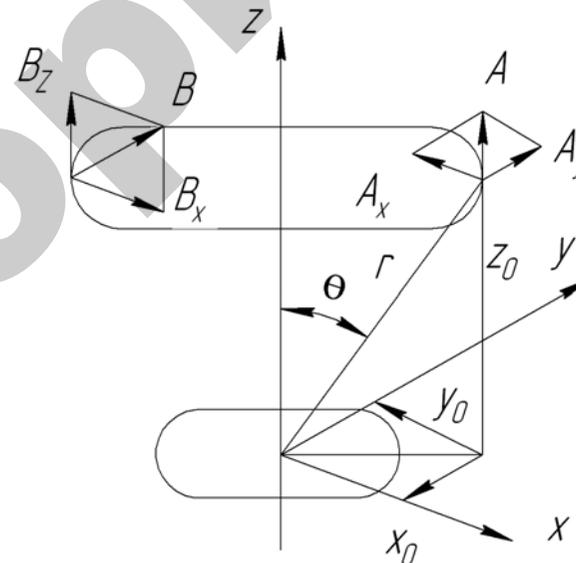


Рис. 3.25. Схема определения направления векторов магнитной индукции для МАО длинномерных изделий:  $A$  – векторный потенциал, Г·м;  $A_x, A_y$  – компоненты векторного потенциала;  $B$  – магнитная индукция, Т;  $B_z, B_x$  – компоненты вектора магнитной индукции;  $Z_0$  – расстояние между площадками первого и второго контуров магнитного поля по оси  $Z$ , м;  $r$  – расстояние между центром первого контура до периферии второго, м;  $X_0, Y_0$  – расстояние от центра первого контура до периферии второго соответственно по осям  $x$  и  $y$ , м;  $\theta$  – угол между  $r$  и осью  $Z$ ;  $S$  – площадь первого контура, м<sup>2</sup>

Определив способ изготовления полюсного наконечника, требуется установить его геометрические параметры и произвести оценку, исходя из утверждения С. Тикадзуми. Оно заключается в том, что наилучшими показателями обладает конструкция полюсного наконечника, имеющая форму усеченного конуса с углом при вершине, равным 60°. Кроме того, выявление данного направления

векторов магнитной индукции приводит к точности оценки воздействия ферроабразивной щетки на обрабатываемую поверхность изделия. Знание распределения плотности магнитного потока в рабочей зоне между полюсными наконечниками гарантирует применение к конкретной детали.

Так как вектор  $A$  совпадает с касательной к горизонтальной окружности вокруг оси  $z$ , то его компоненты согласно формуле 3.138 равны:

$$\begin{aligned} A_x &= A \left( \frac{-z}{x^2 + y^2} \right) = -\frac{\mu_0 ISy}{r^3}, \\ A_y &= A \left( \frac{x}{x^2 + y^2} \right) = -\frac{\mu_0 ISx}{r^3}, \\ A_z &= 0. \end{aligned} \quad (3.139)$$

Произведя вычисление  $B$  для точки в плоскости  $xz$  и определяя компоненты  $\text{rot } A$ , находим их при условии  $y = 0$ :

$$\begin{aligned} B_x &= (\nabla \times A)_x = \frac{\partial A_z}{\partial y} - \frac{\partial A_y}{\partial z} = \frac{\mu_0 3ISxz}{r^5}, \\ B_y &= (\nabla \times A)_y = \frac{\partial A_z}{\partial z} - \frac{\partial A_x}{\partial x} = \frac{\mu_0 3ISxz}{r^5}, \\ B_z &= (\nabla \times A)_z = \frac{\partial A_y}{\partial x} - \frac{\partial A_x}{\partial y} = \frac{\mu_0 3IS(3z^2 - z^2)}{r^5}. \end{aligned} \quad (3.140)$$

В плоскости  $xz$   $y = 0$ .

Следовательно, компоненты поля в любой точке этой плоскости равны:

$$B_x = \frac{\mu_0 IS \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta}{r^3},$$

$$B_y = 0,$$

$$B_y = \frac{\mu_0 IS(3 \cos^2 \theta - 1)}{r^3}. \quad (3.141)$$

Таким образом, производя оценку эффективности использования полюсных наконечников, необходимо отметить, что главным достоинством увеличивающегося по отношению к рабочей зоне конуса полюсного наконечника служит стремление магнитного потока как системы не изменить свое состояние и сохранить его по мере продвижения вдоль оси  $z$ . Однако увеличение размеров контура, образующего площадь большего диаметра конуса, приводит, если рассматривать движение магнитного потока из начала координат, к тому, что компоненты этого поля уменьшаются. Вместе с тем применение такой конструкции полюсных наконечников обеспечивает при MAO длинномерных изделий компактность рабочей зоны и возможность ее интенсификации. Следует обратить внимание на то, что компоненты векторов магнитной индукции направлены внутрь рабочей зоны. Это приводит к росту удержания ФАП в зоне обработки, повышению давления ферроабразивной щетки на поверхность детали и, соответственно, росту съема материала. Таким образом, основная задача состоит в необходимости оптимизации профиля полюсного наконечника. Осуществляя этот процесс, следует указать, что сужение конуса к рабочей зоне, приводит к иному распределению векторов индукции ЭМП. Это распределение не обладает требуемым направлением данных векторов и может быть использовано для других схем MAO. Также необходимо отметить, что конусообразность наконечников не обязательно должна иметь угол, равный  $60^\circ$ , как указывалось ранее.

Зависимость создания наконечника имеет более сложный характер, поскольку важным фактором, влияющим на эффективность обработки методом MAO, служит не только угол указанного выше конуса наконечника, но и его геометрические размеры. На основании вышеизложенного, можно отметить, что применение формулы (2.156) позволяет установить значения магнитного поля  $B$  и обеспечить повышение производительности и качества выпускаемой продукции после MAO путем создания оптимальной формы полюсных наконечников.

На основании установленной зависимости между геометрическими параметрами рабочей зоны ЭМС выявлено распределение и направление векторов магнитной индукции, что обеспечивает

правильное конструирование формы полюсных наконечников и эффективность процесса съема материала для получения требуемых выходных показателей. Проведенные исследования показали, что шероховатость поверхности прутков, подвергаемых магнитно-абразивной обработке, составила  $R_{a2} = 0,1 \dots 0,3$  мкм. Размерный съем обрабатываемой поверхности достигает 5...12 мкм. При получении данной величины размерного съема происходит образование собственного микрорельефа, отличающегося отсутствием глубоких и острых впадин и дефектов. Кроме того, после МАО на поверхности прутков резко уменьшилось содержание продуктов коррозии и термического разложения веществ, масляных пленок и механических частиц.

### 3.2.6. МАО биметаллических наружных конических поверхностей

Повышение качества изделий машиностроения неразрывно связано с совершенствованием известных и созданием новых эффективных способов финишной обработки, обеспечивающих высокую производительность и формирующих оптимальные свойства поверхностей. Повышение эксплуатационных показателей качества изделий горнодобывающих отраслей не может быть достигнуто без использования процессов абразивной обработки, удельный вес которых при изготовлении деталей непрерывно возрастает.

Несмотря на наличие множества методов финишной обработки, нерешенным остается вопрос финишной обработки сложнопрофильных элементов изделий, изготовленных из материалов с различными физико-механическими свойствами. Одним из массовых видов таких изделий является инструмент типа поворотных резцов для проходческих и очистных комбайнов. Основной причиной выхода поворотных резцов из строя является износ их конической поверхности. При этом практика показывает, что на долговечность работы поворотных резцов существенное влияние оказывает микрорельеф и физико-механические свойства конической поверхности, поэтому вопрос повышения качества обработки этих поверхностей является актуальным.

Возрастающие требования к надежности поворотных резцов для проходческих и очистных комбайнов вызывают необходимость

совершенствования технологического процесса его изготовления на базе применения новых отделочных методов обработки. Для обработки поворотных резцов конической формы, состоящих из материалов с различными физико-механическими свойствами, предпочтительно использовать незакрепленный абразив или абразивный инструмент на основе эластичной связки. К таким способам обработки относится шлифование алмазными лентами [99], в том числе прерывистое и реверсивное [100], позволяющее улучшить качество поверхностей деталей.

Существенное влияние на эффективность процесса резания резцом (разрушения породы) и возможную область применения инструмента оказывают диаметр вставки и угол при ее вершине (рис. 3.26). Углы при вершине вставки находятся в пределах  $\beta = 70 \dots 105^\circ$ . В настоящее время фирмы-изготовители поворотных резцов производят вставки с цилиндрическим корпусом диаметром 8...35 мм. Следует отметить, что для разрушения более прочных пород применяют твердосплавные вставки большего диаметра и с большими углами при вершине.

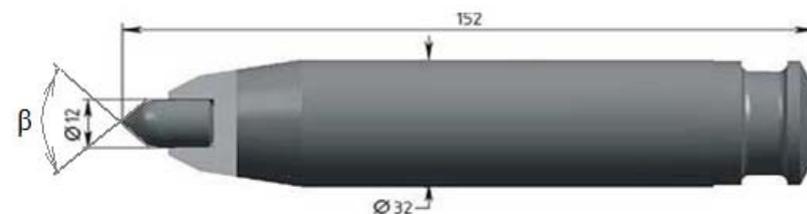


Рис. 3.26. Общий вид поворотного резца ПКС – 1

Исследованиями, проведенными в работе [48], установлено, что форма полюсного наконечника, и, следовательно, рабочих зазоров, определяет суммарное количество участвующих в процессе резания зерен ФАП и условия их удержания внутри зазоров.

Плотность магнитного потока определяется величиной магнитной индукции  $B$ . Технологическая проблема МАО рабочей поверхности резца состоит в том, что на меньшем диаметре конического участка детали при применении схемы обработки для цилиндрических поверхностей деталей будет и меньшая величина плотности магнитного потока, которая представляет собой силовую

характеристику процесса. Это связано с заполнением ФАП рабочего зазора между полюсным наконечником и деталью. Магнитная проницаемость ФАП, который состоит из магнитного и абразивного компонентов (доля абразивного компонента может достигать 80 %, в зависимости от вида материала), составляет  $8 \dots 20 \text{ мкГ} \cdot \text{м}^{-1}$ , в отличие от пермаллоя, который обладает максимальной магнитной проницаемостью –  $1 \text{ Г} \cdot \text{м}^{-1}$ . Назначение полюсных наконечников заключается в создании эквидистантной по отношению к форме детали зоны обработки с рабочим зазором, заполненным ФАП. Наконечники являются сменными, крепятся различными способами к магнитопроводу и ясно, что увеличение их количества как технологической оснастки ведет к повышению себестоимости выпускаемой продукции.

Путем создания полюсного наконечника универсального типа, пригодного для обработки многих классов поверхностей, можно уменьшить себестоимость изготовления деталей. Кроме того, всякий раз работа по созданию эквидистантного по отношению к форме обрабатываемой детали профиля полюсного наконечника носит оригинальный характер, потому что данный профиль должен максимально копировать указанную выше форму детали. Таким образом, возникает требующая системного подхода проблема, связанная с необходимостью учитывать, что давление любого инструмента (резца, шлифовального круга, хона) в реальном процессе производства деталей является величиной переменной и варьируется в определенных пределах при условии обеспечения требуемых выходных показателей по точности и качеству. Следовательно, если удастся выявить эти пределы для МАО деталей с коническими поверхностями, то резко сократится номенклатура необходимой технологической оснастки, т. е. профилированных полюсных наконечников. Поэтому можно будет использовать полюсной наконечник с определенной конусностью для обработки методом МАО некоторой группы типоразмеров деталей с коническими поверхностями, а в ряде случаев – применять полюсные наконечники и без профилирования при небольшой конусности детали. Последним звеном является определение отклонения давления ФАП, используемого в качестве инструмента, на обрабатываемую поверхность. Поскольку, как ранее было отмечено, между давлением как силовой характеристикой процесса и величиной магнитной индукции существует прямая связь, то требуется ее определить и произвести аналитический расчет. При этом важным является правильный выбор методики

расчета применительно к конкретной схеме МАО в зависимости от вида поверхности обрабатываемой детали.

В связи с этим задачей настоящего исследования является определение параметров полюсного наконечника, позволяющих сузить их номенклатуру и уменьшить затраты на реализацию процесса МАО. С целью обеспечения объективной информации каждый резец измеряли по трем участкам, а полученные результаты усредняли.

Рассмотрим распределение ЭМП на поверхности конической детали при различных показателях угла. Применяются допущения:

1) влияние ферромагнитного материала полюсного наконечника и реакции вихревых токов на его боковых поверхностях не учитываются;

2) магнитное насыщение ферромагнитного материала детали и ФАП не достигается.

Расчетная схема для определения ЭМП с учетом принятых допущений показана на рис. 3.27.

Многоугольник 32143 (рис. 3.27, а), в плоскости  $z$  отображается на верхнюю полуплоскость  $\xi$  (рис. 3.27, б) при помощи следующего интеграла Кристоффеля–Шварца:

$$z = D_1 \int_0^{\xi} \xi^{\alpha_1-1} (1-\xi)^{\alpha_2-1} (1-k\xi)^{\alpha_3-1} d\xi + D_2, \quad (3.142)$$

где  $D_1, D_2, k$  – постоянные, подлежащие определению.

Анализ уравнения (3.142) показывает, что даже частные случаи с углами  $30^\circ, 45^\circ$  или  $60^\circ$ , считая от горизонтали, имеют сложные подинтегральные выражения. Поэтому для расчета воспользуемся степенными рядами [101].

Для этого множитель представим в виде биномиального ряда:

$$(1-k\xi)^{\alpha_3-1} = 1 - \frac{\alpha_3-1}{1!} k\xi + \frac{(\alpha_3-1)(\alpha_3-2)}{2!} k^2 \xi^2 - \dots = \sum_{m=0}^{\infty} \alpha_m^{(3)} k^m \xi^m, \quad (3.143)$$

где  $\alpha_{m+1}^{(3)} = \frac{m+1-\alpha_3}{m+1} \alpha_m^{(3)}$ ;  $\alpha_0^{(3)}$  – рекуррентные формулы.

Учитывая, что при  $\xi = 0$  координата  $z = 0$  и, следовательно,  $D_2 = 0$ , определим отношение длины параллельной цилиндрической поверхности детали  $l_1$  (отрезок 2–3, рис. 3.27, а) к зазору  $\delta$ . При  $l_1 \rightarrow \infty$  и  $l_3 \rightarrow 0$  получаем:

$$k^{\alpha_1 + \alpha_2 - 1} \frac{\sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n}{(1-k)^{1-\alpha_2}} = \frac{\pi l_1 \Gamma(l_1 + l_2)}{\delta \Gamma(l_1) \Gamma(l_2)}, \quad (3.144)$$

где  $A_{n+1} = \frac{n + \alpha_1}{n + \alpha_1 + \alpha_2} A_n$ ;

$A_0 = 1$ ;

$\Gamma(\alpha_1)$ ,  $\Gamma(\alpha_2)$ ,  $\Gamma(\alpha_1 + \alpha_2)$  – гамма-функции и  $1 - \alpha_2 > 0$ .

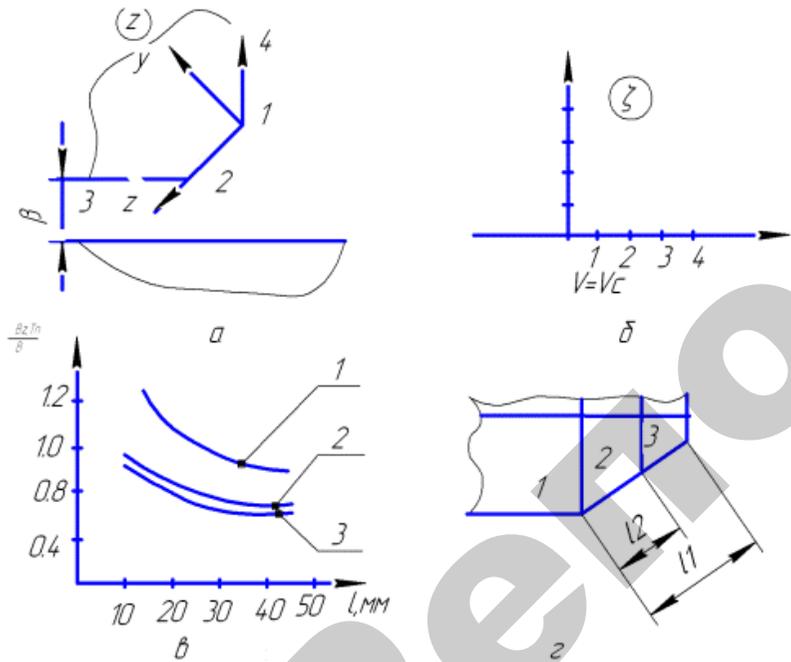


Рис. 3.27. Расчетная схема для определения ЭМП

Для определения постоянной  $k$  из уравнения (3.144) используем интерактивный метод Ньютона:

$$k_{n+1} = k_n - \frac{f(k_n)}{f'(k_n)}, \quad (3.145)$$

где:

$$f'(k_n) = \frac{\pi l_1 \Gamma(l_1 + l_2)}{\delta \Gamma(l_1) \Gamma(l_2)} - k_n^{\alpha_1 + \alpha_2 - 1} \frac{\sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n}{(1-k)^{1-\alpha_2}},$$

$$f(k_n) = -k_n^{\alpha_1 + \alpha_2 - 1} \left[ (\alpha_1 + \alpha_2 - 1) \frac{\sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n}{(1-k)^{1-\alpha_2}} - \frac{\sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n}{(1-k)^{\alpha_2 - 1}} - \frac{k_n \sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n}{(1-k)^{1-\alpha_2}} \right],$$

$k_0 = \left[ \frac{\pi l_1 \Gamma(l_1 + l_2)}{\delta \Gamma(l_1) \Gamma(l_2)} \right]^{\frac{1}{\alpha_1 + \alpha_2 - 1}}$  и  $k_1 = \frac{k_0}{1 + \frac{\alpha_2}{\alpha_1 + \alpha_2} k_0}$  – соответственно начальное

и первое приближения.

Точки конформно отображенной области  $z_1$ , однозначно соответствующие точкам полуплоскости  $\xi$ , определяются формулой:

$$l_x = \frac{l_1 \Gamma(l_1 + l_2)}{\delta \Gamma(l_1) \Gamma(l_2)} \frac{1}{\sum_{n=0}^{\infty} A_n k_n} \sum_{m=0}^{\infty} \alpha_m^{(3)} k^m \sum_{m=0}^{\infty} \frac{\xi^{m+n+\alpha}}{m+n+\alpha}, \quad (3.146)$$

где  $\alpha_{n+1}^{(2)} = \frac{n+1-\alpha_2}{n+1} \alpha_n^{(2)}$ ;  $\alpha_0^{(2)} = 1$ .

Магнитная индукция на конической поверхности детали (отрезок 1–2, рис. 3.27, а):

$$B = \frac{V_0}{\pi} \frac{1}{t} \frac{dt}{dz} = \frac{B_\delta}{(1-t)^{\alpha_1 - 1} (1-t+kt)^{\alpha_2 - 1} l^{\alpha_3}},$$

$$1 \leq t \leq \frac{1}{1 - \delta \xi}$$

где  $t = \frac{1}{1 - k\xi}$ ;  $1 \leq \xi \leq \infty$ ;  $B_\delta$  – индукция в рабочем зазоре.

В частных случаях: равномерный скос на всю высоту сегмента (рис. 3.27, а):

$$B = B_\gamma + jB_z = B_\delta \left( \frac{\xi}{\xi - 1} \right)^\theta,$$

$$0 < \xi < 1.$$

Расчеты ЭМП для различных исполнений показывают, что форма детали при наличии конусообразности влияет на фактор распределения аксиальной составляющей магнитной индукции по разнице диаметральных размеров, а также связана с конфигурацией вышеуказанной конусообразности. Исследования, проведенные путем измерения в рабочем зазоре тесламетром Т-3, позволили выявить и подтвердить данные результаты, которые приведены значением  $B$  при одном угле конуса, но при различной длине скошенной части поворотного резца. Установлено, что увеличение примерно в 1,5 раза длины скошенной части детали при угле конуса  $45^\circ$  приводит к уменьшению магнитной индукции в среднем на 20 %. Уменьшение индукции на поверхности конусной части детали по сравнению с прямоугольной проявляется в особой множественной степени при увеличении рабочего зазора. Например, при угле конуса  $45^\circ$ , длине конуса 20 мм и рабочем зазоре 1 мм величина вышеуказанной индукции уменьшается в 1,26 раза, а при зазоре 3 мм – в 1,58 раза (рис. 2.27, в, з).

С уменьшением угла конуса характер изменения  $B$  на конусной части также зависит от величины рабочего зазора. Так при  $\delta = 3$  мм  $B$  начинает сильно уменьшаться для углов со значением менее  $70^\circ$ , а при  $\delta = 5$  мм – уже для углов менее  $60^\circ$ .

Проведенные исследования показывают, что в таком случае обязательным условием должно быть профилирование полюсных наконечников относительно профиля конусной части резца при наличии одного и того же значения величины рабочего зазора.

### 3.2.7. Прогнозирование магнитно-абразивной обработки средне- и крупномодульных зубчатых колес

Известно, что любая финишная абразивная обработка прерывистых поверхностей деталей машин (шлицевых, зубчатых профилей и т. п.) имеет более высокий уровень трудозатрат по сравнению с обработкой непрерывных поверхностей. Это обусловлено тем, что для абразивного инструмента с жестко связанным зерном обязательным условием является профилирование режущего контура адекватно обрабатываемой поверхности. В отличие от инструмента жестко связанным абразивным зерном при МАО ферроабразивная «щетка» обладает возможностью частичного огибания контура обрабатываемой поверхности. Для процесса МАО прерывистых поверхностей одной из главных задач является обеспечить необходимое распределение магнитного потока. Для прерывистых поверхностей таким участком является ферромагнитный материал его зуба, а не воздушный промежуток межзубной впадины, поскольку их магнитная проницаемость различна. Однако главная задача состоит в необходимости обработки именно межзубной впадины. Следовательно, при МАО прерывистых поверхностей промежуток межзубной впадины должен быть заполнен частицами ФАП.

Проведенные исследования МАО зубчатых колес показали, что использование эквидистантного (по отношению к наружному диаметру) профиля полюсных наконечников обеспечивает удовлетворительную обработку зубчатых колес с модулем, не превышающим 1 мм. При МАО зубчатых колес с модулем более 1 мм эквидистантный профиль не создает непрерывность магнитного потока, в результате чего происходит разрыв ферроабразивной «щетки» между поверхностью полюсного наконечника и межзубной впадиной и не обеспечивается требуемое качество обработки. В связи с изложенным для возможности МАО прерывистых поверхностей необходимо определить топографию ЭМП в рабочем зазоре. Топография дает представление о распределении магнитных силовых линий в зазоре со сложным профилем, концентрация этих линий указывает на степень возможного заполнения частицами ФАП межзубной впадины, обеспечивая тем самым давление ФАП на обрабатываемую поверхность. В настоящей работе приводится вариант построения и анализа топографии магнитного поля при МАО прерывистых поверхностей, заключающийся в разработке

аналитической модели с учетом физических явлений, сопровождающих процесс MAO, и сопоставление этой модели с полученными экспериментальными данными.

При создании аналитической модели был использован метод конформного преобразования на основе теоремы Кристоффеля–Шварца при следующих условиях: магнитная проницаемость зубьев значительно больше магнитной проницаемости воздушного промежутка впадины, определение топографии производилось только по двум зубьям, поскольку топографии ЭМП присуще свойство симметрии. Так как двумерное пространство дает достаточно полное представление о топографии магнитного поля, то был осуществлен перевод оси  $z$  в бесконечность, что значительно уменьшает объем вычислений, а использование в теореме Кристоффеля–Шварца гиперболических функций  $sh x$  и  $ch x$  исключает показатель периодичности. Это обуславливает необходимость изменения в процессе MAO прерывистых поверхностей величины зазора между полюсным наконечником и обрабатываемой поверхностью зубчатого колеса и соответственно несколько вариантов решения задачи. По техническим соображениям можно рассматривать два варианта исполнения профиля полюсного наконечника. Сущность первого варианта состоит в создании концентратора на полюсном наконечнике оппозитно межзубной впадине. Однако при таком варианте изменение любого геометрического параметра прерывистой поверхности требует создания нового полюсного наконечника, что значительно увеличивает их номенклатуру и экономически может быть неоправдано. Второй вариант связан с созданием серповидной формы рабочего зазора (рис. 3.28), топография которого определяется согласно предлагаемой аналитической модели.

При расчете топографии ЭМП используем функцию комплексного переменного во впадине прерывистой поверхности в виде комплексного потенциала  $W$ :

$$W = V + jU, \quad (3.147)$$

где  $V = \text{const}$  – силовые линии;

$j$  – векторная величина;

$U$  – линии равного потенциала,  $U = \text{const}$  поскольку:

$$\frac{\partial V}{\partial x} = \frac{\partial U}{\partial y}.$$

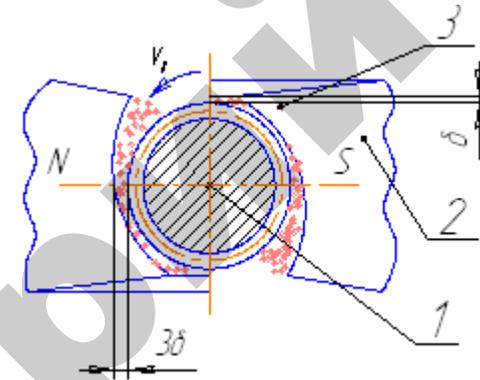


Рис. 3.28. Схема MAO с серповидной формой рабочего зазора: 1 – обрабатываемая заготовка; 2 – полюсный наконечник; 3 – ФАП

Взаимосвязь комплексного потенциала с магнитным полем представляется зависимостью:

$$-j \frac{\partial W}{\partial z} = B_x + jB_y, \quad (3.148)$$

при этом:

$$B_x = -\frac{\partial U}{\partial x} = \frac{\partial V}{\partial y},$$

$$B_y = -\frac{\partial U}{\partial y} = -\frac{\partial V}{\partial x}. \quad (3.149)$$

Использование комплексного потенциала  $W$  для определения магнитной индукции  $B$  производится следующим образом: верхняя полуплоскость  $\eta = I_m(\zeta) > 0$  отображается на реальную область в плоскости  $z$ , в которой находится ЭМП с заданным распределением магнитных потенциалов  $U$  (рис. 3.29).

Используя формулу (3.147) и представив  $U = \text{const}$  и  $V = \text{const}$ , как линии равных значений (поле в рабочем зазоре между профилем полюсного наконечника и обрабатываемой поверхностью), отобразим  $W = V + jU$  на верхнюю полуплоскость  $\eta = I_m(\zeta)$  таким

образом, чтобы точки плоскости  $\zeta$ , имеющие потенциалы  $U_1, U_2$  и т. д. перешли в соответствующие кривые  $U = \text{const}$  в плоскости  $W$ . В результате такого преобразования получим зависимость  $W = f_1(\zeta) = f_2(z)$ , связывающую комплексный потенциал с реальной конфигурацией области, в которой находится магнитное поле. Для известной функции  $W = f_2(z)$  магнитная индукция  $B$  определяется из формулы (3.148):

$$B = \left| \frac{dW}{d\zeta} \cdot \frac{d\zeta}{dz} \right|. \quad (3.150)$$

Поэтому конформное преобразование можно производить на основе следующей теоремы Кристоффеля–Шварца: если  $z = f(\zeta)$  представляет собой отображение верхней полуплоскости  $\eta = I_m(\zeta) > 0$  на ограниченный многоугольник с углами  $\alpha_k \pi (0 < \alpha_k \leq 2, k = 1, 2, \dots, n)$  при вершинах, причем определенные точки  $\zeta_k$  действительной оси на плоскости  $\zeta (-\infty < \zeta_1 < \zeta_2 < \dots < \zeta_n < \infty)$  соответствуют вершинам многоугольника на плоскости  $z$ , то  $f(\zeta)$  имеет вид:

$$z = C_1 \int (\zeta - \xi_1)^{\alpha_1 - 1} \dots (\zeta - \xi_n)^{\alpha_n - 1} d\zeta + C_2, \quad (3.151)$$

где  $C_1$  и  $C_2$  – постоянные величины.

В случае если две смежные стороны многоугольника параллельны, точка их пересечения находится в бесконечности, а  $\alpha_k = 0$ . Формула  $z = f(\zeta)$  упрощается, если принять, что одна из точек на оси  $\zeta$ , принадлежащей плоскости  $\zeta$  лежит в бесконечности. В этом случае из формулы (3.151) исключаются соответствующие множители типа  $(\zeta - \xi_n)^{\alpha_n - 1}$ , соответственно расчет упрощается при сохранении результата. Пусть часть поверхности имеет магнитный потенциал  $U_1$ , а остальные –  $U_2$ . При наличии разности потенциалов  $U_1 - U_2 = U_0$  внутри рабочего зазора магнитное поле будет равномерным. Отобразив плоскость комплексного потенциала  $W = V + jU$  на верхнюю плоскость  $\eta = I_m(\zeta) > 0$  таким образом, чтобы точки плоскости  $\zeta$ , имеющие потенциалы  $U_1, U_2$  соответствовали прямым  $U_1$  и  $U_2$  плоскости  $W$ , получим искомую зависимость  $W = f_1(\zeta) = f_2(z)$ , для которой с помощью формул (3.148) и (3.149) находится искомая индукция.

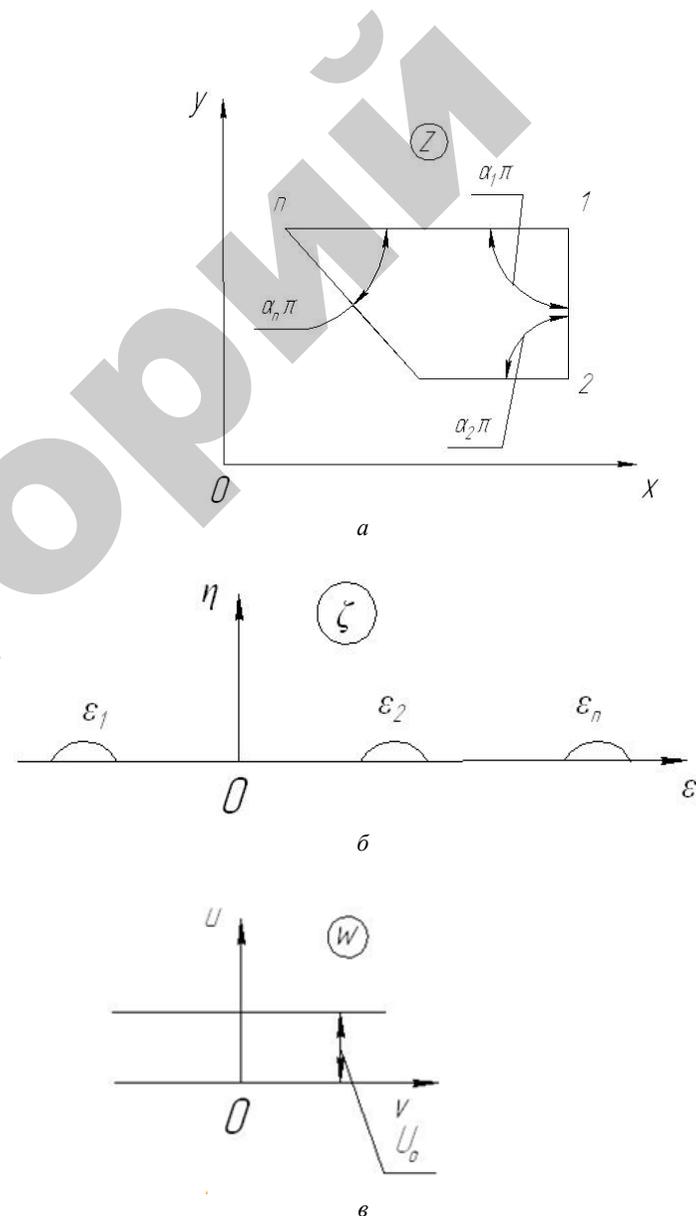


Рис. 3.29. Конформное отображение расчета магнитного поля с применением интеграла Кристоффеля–Шварца: а – плоскость реальной плоскости; б – плоскость комплексного переменного; в – плоскость комплексного потенциала

Используя интеграл Кристоффеля–Шварца, отобразим многоугольник  $yQDRP$  плоскости  $z = x + jy$  на полуплоскость  $\zeta = \xi + j\eta$  (рис. 3.30).

Тогда координата:

$$Z = C_1 \int \frac{1}{\zeta} \sqrt{\frac{\zeta - \alpha}{\zeta - 1}} d\zeta + C_2. \quad (3.152)$$

Произведем связь полуплоскости  $\zeta$  с полосой шириной  $\pi j$  в плоскости  $W = V + jU$ :

$$\zeta = ch^2 \frac{W}{2}. \quad (3.153)$$

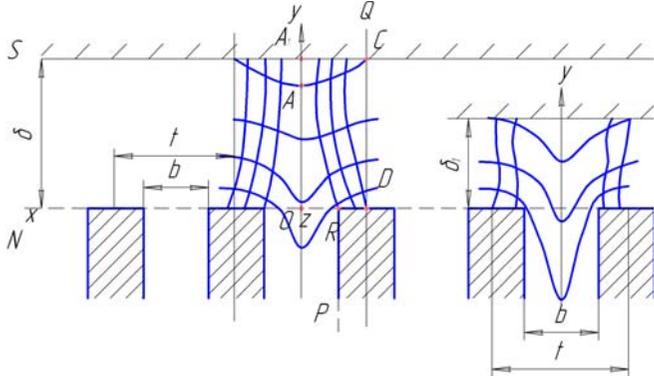


Рис. 3.30. Схема топографии ЭМП при величинах рабочего зазора  $\delta$  и  $\delta_1$

Постоянные величины  $C_1$ ,  $C_2$  и  $\alpha$  определяются при граничных условиях  $\zeta = a$ ;  $Z = \frac{b}{2t}$ ;  $\zeta = 1$ ;  $Z = \pi$ ;  $\zeta \rightarrow \infty$ ;  $\frac{dW}{dZ} = -j$ . Поставив значения  $C_1$ ,  $C_2$  и  $\alpha$  в (2.150) и произведя интегрирование, получим:

$$Z = \frac{b}{2t} - \frac{j}{2\pi} \left[ \ln \frac{\sqrt{\zeta - 1} + \sqrt{\zeta - \left(\frac{b}{t}\right)^2}}{\sqrt{\zeta - 1} - \sqrt{\zeta - \left(\frac{b}{t}\right)^2}} - \frac{b}{t} \ln \frac{\sqrt{\zeta - 1} - \sqrt{\frac{t^2}{b^2} \zeta - 1}}{\sqrt{\zeta - 1} + \sqrt{\frac{t^2}{b^2} \zeta - 1}} \right], \quad (3.154)$$

где  $b$  – ширины впадин, мм;  
 $t$  – шаг впадин, мм.

Выделим из (3.154) мнимую часть, тогда при  $y = \delta$  получим:

$$\frac{\delta - 1}{t} = \frac{1}{2\pi} \left[ \ln \left[ \frac{ch^2 \frac{V}{2} + sh \frac{V}{2} \sqrt{ch^2 \frac{V}{2} - \left(\frac{b}{t}\right)^2} + 1 + \left(\frac{b}{t}\right)^2}}{2} \right] - \frac{b}{t} \ln \left[ \frac{1 + \left(\frac{b}{t}\right)^2}{2} - \frac{\left(\frac{b}{t}\right)^2}{ch^2 \frac{V}{2}} + \left(\frac{b}{t}\right) \frac{sh \frac{V}{2}}{ch^2 \frac{V}{2}} \cdot \sqrt{ch^2 \frac{V}{2} - \left(\frac{b}{t}\right)^2} + \left(1 - \frac{b}{t}\right) \ln \frac{2}{1 - \left(\frac{b}{t}\right)^2} \right] \right], \quad (3.155)$$

где  $V$  – действительная часть комплексного потенциала.

На эквивалентной поверхности  $AC$   $V = \text{const}$ , а на силовых линиях  $DC$  и  $OA$  согласно (3.154) имеем  $V_C = 0$  и  $V_A = \pi$ . Тогда величину магнитной индукции в любой точке можно определить по формуле (3.152).

В точках  $C$  и  $A$  величина магнитной индукции определяется по формулам:

$$B_C = \frac{ch \frac{V}{2}}{\sqrt{ch^2 \frac{V}{2} - \left(\frac{b}{t}\right)^2}};$$

$$B_A = \frac{sh \frac{V}{2}}{\sqrt{sh^2 \frac{V}{2} + \left(\frac{b}{t}\right)^2}}. \quad (3.156)$$

Используя формулу (3.150), можно найти изменение магнитной индукции  $\beta$  в зазоре:

$$\beta = \frac{B_C - B_A}{B_{CP}} = \left(\frac{b}{t}\right)^2 chV \cdot \left[ \frac{\sqrt{ch^2 \frac{V}{2} - \left(\frac{b}{t}\right)^2} \cdot \sqrt{sh^2 \frac{V}{2} + \left(\frac{b}{t}\right)^2} \times}{\times \left( ch \frac{V}{2} \sqrt{sh^2 \frac{V}{2} + \left(\frac{b}{t}\right)^2} + sh \frac{V}{2} \sqrt{ch^2 \frac{V}{2} - \left(\frac{b}{t}\right)^2} \right)} \right]^{-1} \quad (3.157)$$

В формуле (3.156) можно найти изменение индукции  $\beta$  в зависимости от параметров  $b/t$  при учете того, что на любой эквипотенциальной поверхности:

$$B_{CP} = \frac{U_A - U_C}{\pi} = 1. \quad (3.158)$$

Поскольку отношение  $b/t$  в зубчатом контуре прерывистых поверхностей находится в пределах  $0,3 \leq b/t \leq 0,6$  и соответствующая действительная часть комплексного потенциала  $V \geq 6$ , то:

$$\beta = \frac{2\left(\frac{b}{t}\right)^2}{ch^2 \frac{V}{2}}, \quad (3.159)$$

$$\frac{\delta}{t} = \frac{1}{2\pi} \left\{ V + \left(1 - \frac{b}{t}\right) \ln \frac{1}{1 - \left(\frac{b}{t}\right)^2} - \frac{b}{t} \ln \left[ 1 + \left(\frac{b}{t}\right)^2 \right] \right\}. \quad (3.160)$$

Откуда:

$$\beta = \frac{8\left(\frac{b}{t}\right)^2}{1 - \left(\frac{b}{t}\right)^2} \left( \frac{1 - \frac{b}{t}}{1 + \frac{b}{t}} \right)^{\frac{b}{t}} e^{-2\pi \frac{\delta}{t}}.$$

При уменьшении зазора  $\delta$  в несколько раз (величина  $\delta_1$  на рис. 3.30) формула изменения магнитной индукции имеет вид:

$$\beta = \frac{B_A - B_O}{B_{cp}} = \frac{\pi \delta_1}{bV} th^2 \frac{V}{2} \left[ \frac{\sqrt{\left(\frac{2\delta_1}{b}\right)^2 + \frac{1}{ch^2 \frac{V}{2}} \cdot \left(\frac{2\delta_1}{b}\right)^2 + 1} \times}{\times \left( \sqrt{\left(\frac{2\delta_1}{b}\right)^2 + 1} + V \left(\frac{2\delta}{b}\right)^2 + \frac{1}{ch^2 \frac{V}{2}} \right)} \right]^{-1} \frac{t}{\delta_1}.$$

$$\left. \begin{aligned} & \left\{ \frac{1}{2} \ln \left[ \left(\frac{2\delta}{b}\right)^2 chV - 1 + \frac{4\delta}{b} cth \frac{V}{2} \sqrt{\left(\frac{2\delta}{b}\right)^2 - \frac{1}{sh^2 \frac{V}{2}}} \right] + \right. \\ & \left. + \frac{b}{2\delta} \operatorname{arctg} \frac{cth \frac{V}{2}}{\sqrt{\left(\frac{2\delta}{b}\right)^2 - \frac{1}{sh^2 \frac{V}{2}}}} - \frac{1}{2} \ln \left[ \left(\frac{2\delta}{b}\right)^2 + 1 \right] \right\} \frac{t}{\delta} = \frac{4}{\pi} \end{aligned} \right\}$$

Графическая зависимость величины относительного изменения магнитной индукции от соотношения величины рабочего зазора и шага элементов прерывистой поверхности изображена на рис. 3.31.

Характер полученных зависимостей можно объяснить следующим образом: в случае уменьшения зазоров  $\delta$  максимальное значение магнитной индукции достигается при  $x \rightarrow \infty$ , т. е. при условии, что изменение магнитной индукции определяется величиной зазора и шириной впадин. Анализ приведенных зависимостей показывает, что уменьшение величины зазора приводит к увеличению магнитной индукции в межзубной впадине и соответственно удержанию ферроабразивных частиц во впадинах прерывистых поверхностей зубчатого колеса.

Для проверки приведенных теоретических обоснований были изготовлены полюсные наконечники ЭМС с профилем, обеспечивающим переменный рабочий зазор. Соотношение максимальной величины рабочего зазора к минимальной было принято 3:1. Была проведена обработка методом MAO зубчатых колес с модулем 3,5 мм, (наружный диаметр – 180 мм, ширина венца – 32 мм, материал – сталь 25ХГТ ГОСТ 4543–71, 62...64 HRC) на следующих режимах: величина магнитной индукции,  $B = 1$  Тл; скорость

резания,  $V_p = 1,5$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,15$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1$  мм; размерность ФАП,  $\Delta = 100/160$  мкм. В результате MAO зубчатых колес в течение 180 с была обеспечена шероховатость поверхности бокового профиля (на уровне делительной окружности) зубьев  $R_{a2} = 0,4 \dots 0,5$  мкм при исходной  $R_{a1} = 1,6 \dots 2,0$  мкм.

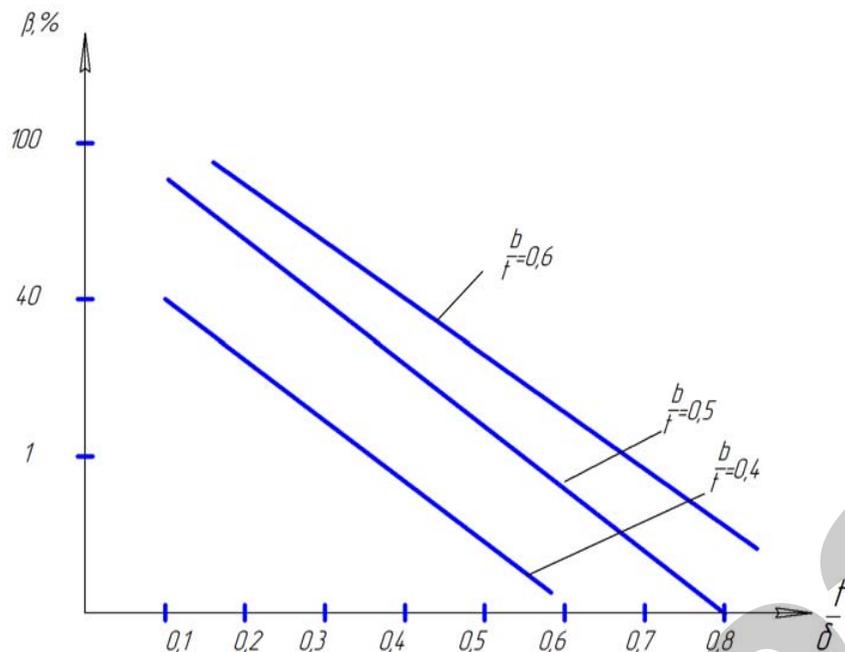


Рис. 3.31. График зависимости относительного изменения  $\beta$  % магнитной индукции от соотношения шага элементов  $t$  прерывистой поверхности и величины рабочего зазора  $\delta$

На основе математического моделирования топографии электромагнитного поля и проведенных экспериментальных исследований дано научное обоснование геометрической формы рабочей части полюсных наконечников при магнитно-абразивной обработке прерывистых поверхностей. Это позволяет производить магнитно-абразивную обработку зубчатых колес с модулем до 3,5 мм и шлицевых валов.

### 3.2.8. Магнитно-абразивная обработка прерывистых поверхностей металлорежущего инструмента

Метод MAO используется для эффективной обработки деталей с прерывистыми поверхностями из черных и цветных металлов, полимерных и композиционных материалов. Основными компонентами, характеризующими эффективность метода в данной области применения, служат: оборудование, конструкция которого наиболее полно отвечает выполнению условий законов электромагнетизма и принципов технологии его изготовления; правильное использование магнитного поля; создание новых видов рабочей технологической среды путем интенсификации их режущих и моющих свойств. Кроме того, важный аспект состоит в необходимости превентивного прогнозирования возможных решений данной научно-технической задачи.

Поскольку количество обрабатываемых изделий, имеющих прерывистые поверхности, постоянно увеличивается, прогнозирование возможности эффективного применения метода MAO, заключающееся в создании адекватного возникающим условиям алгоритма деятельности, направленного на получение требуемых нормативно-технической документацией параметров, является важной задачей на сегодняшний день. Вариабельность и динамизм указанной выше задачи связан с функциональным резервом метода, который на основе его комплексной оптимизации и часто при недостаточном объеме информации позволяет выявить построение всякий раз эффективного решения.

Существует несколько способов выравнивания эпюры съема материалов в ходе протекания процесса MAO. К ним относятся:

- изменение схемы обработки;
- назначение припусков на обработку, учитывающих неравномерность съема;
- использование реверсивного движения;
- съем припуска в пределах допуска на размер.

На начальном этапе весьма важной является оценка возможностей MAO этих пазов и впадин в соответствии с предъявляемыми к ним требованиями. Необходимо отметить, что величина съема и качество обработанной поверхности в большой степени зависит от геометрических размеров пазов и впадин. Для прогнозирования показателей качества обработки с целью правильного выбора схемы

требуется установить коэффициенты, характеризующие геометрические размеры пазов и впадин. В зависимости от этих коэффициентов и режимов обработки были получены экспериментальные данные для различных схем обработки пазов, определяющие их эпюры съема и качество поверхности после MAO.

На рис. 3.32 представлены четыре схемы обработки поверхностей пазов и впадин, которые включают подавляющее большинство вариантов. Все остальные схемы относятся к частным случаям и приведенные результаты носят общий характер.

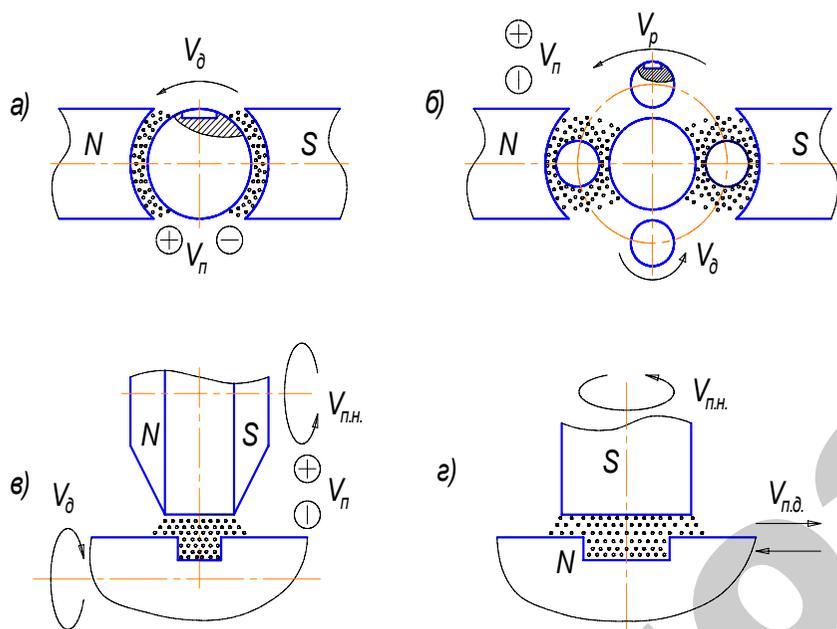


Рис. 3.32. Схемы MAO: а – одной цилиндрической детали, б – нескольких цилиндрических деталей с продольными пазами и винтовыми канавками; в – цилиндрических деталей с поперечными пазами; г – плоских деталей с пазами;  $V_\delta$  – скорость вращения детали;  $V_n$  – скорость поперечной подачи полюсных наконечников;  $V_p$  – скорость вращения ротора;  $V_{п.н.}$  – скорость вращения полюсного наконечника;  $V_{п.д.}$  – скорость поперечной подачи детали; S, N – магнитные полюса

На рис. 3.33 изображены расчетные схемы для определения коэффициентов. В качестве геометрического коэффициента формы принимается отношение глубины ( $h$ ) впадины к ее ширине ( $L$ ):

$$K_1 = \frac{h}{L} = \frac{R-r}{L} = \frac{D-d}{2L}, \quad (3.161)$$

где  $K_1$  – геометрический коэффициент формы;  
 $h$  – глубина паза (впадины), мм;  
 $L$  – ширина паза (впадины), мм;  
 $R$  – радиус вершин паза (впадины), мм;  
 $r$  – радиус дна паза (впадины), мм;  
 $D$  – диаметр вершин паза (впадины), мм;  
 $d$  – диаметр дна паза (впадины), мм.

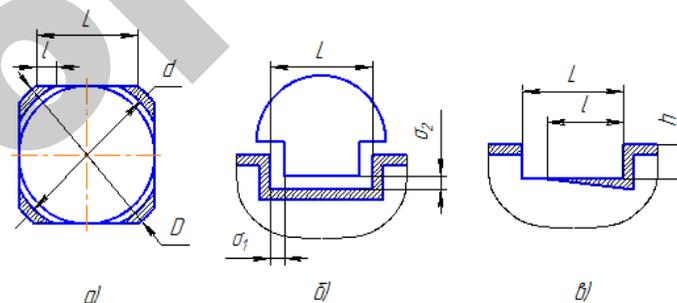


Рис. 3.33. Эпюры съема материала при MAO: а – лысок, б – спиралевидных и в – прямых пазов (впадин)

В качестве коэффициента перекрытия, характеризующего эпюру съема, принимаем отношение ширины обрабатываемого участка дна ( $l$ ) к ширине впадины ( $L$ ):

$$K_2 = \frac{l}{L}, \quad (3.162)$$

где  $K_2$  – коэффициент перекрытия;  
 $l$  – ширина обрабатываемого участка дна, мм.

Рассматривались три основных типа пазов на цилиндрических поверхностях:

- первый тип – цилиндрические поверхности с пазами или лысками вдоль образующей поверхности;
- второй тип – цилиндрические поверхности со спиралевидными канавками;

– третий тип – цилиндрические поверхности с концентрическими пазами.

Обработка образцов производилась на установках СФТ 2.150.00.00.000 и М473. Скорость относительного перемещения обрабатываемой поверхности и инструмента варьировалась в пределах 0,7...2,5 м/с, магнитная индукция – 0,5...1,1 Тл. Исходная шероховатость поверхности образцов находилась в пределах  $R_{a1} = 2,5...3,5$  мкм. Обработка каждого образца производилась в течение одной минуты без изменения относительного движения инструмента и обрабатываемой поверхности, после чего осуществлялось измерение съема и шероховатости поверхности. Затем обработка продолжалась с изменением направления относительного перемещения.

Для обработки первого и второго типов валов по схемам *a* и *б* рис. 3.32 введение полюсных наконечников в пазы невозможно, поэтому производилась объемная обработка с образованием теневых зон, частично обработанных поверхностей. В качестве образцов первого типа использовались валы с канавками и лысками, различных по глубине и ширине.

В качестве образцов второго типа использовались концевые фрезы с целью обработки стружечных канавок. При этом винтовые канавки фрезы, работая подобно шнеку, перемещают по ним ФАП к хвостовику, а магнитное поле непрерывно возвращает его в рабочую зону. Это обуславливает круговую траекторию движения частиц порошка. Данная ситуация способствует непрерывному обновлению их режущих кромок и допуску новых зерен в зону контакта с обрабатываемой поверхностью.

Третий тип поверхности наиболее удобно обработать по схемам, изображенным на рис. 3.32, *a* и *б*, с введением в полость паза полюсного наконечника с определенными зазорами ( $\delta_1$  и  $\delta_2$ ). На рис. 3.32, *б* приведена расчетная схема для определения коэффициентов при обработке концентрических пазов.

При обработке первого и второго типов валов опыт показывает, что в процессе обработки без использования реверсивного движения в пазах образуется теневая поверхность, где интенсивность съема снижается или съем металла отсутствует как таковой. Максимальный съем происходит у края канавки или лыски и составляет 20...40 мкм, минимальный наблюдается на дне и постепенно затухает. Шероховатость поверхности у внешнего края канавки составляла  $R_{a2} = 0,02...0,04$  мкм, на обработанных участках дна –  $R_{a2} = 0,1...0,2$  мкм. Измерения на образцах второго типа показали, что наибольшая величина

удаленного слоя, равная 15...20 мкм, наблюдается на задней поверхности непосредственно за ленточкой. Затем толщина снимаемого слоя постепенно уменьшается и во впадине имеет наименьшее значение, равное 1...2 мкм. На участках максимального съема шероховатость поверхности составляет  $R_{a2} = 0,03...0,04$  мкм, а на дне канавки  $R_{a2} = 0,12...0,16$  мкм. Планетарная схема обработки, рис. 3.32, *б*, показывает более равномерный съем металла, чем схема с оппозитно расположенными наконечниками, рис. 3.33, *a*, однако характер эпюры съема остается тот же. Подобные картины съема наблюдаются и для немагнитных материалов. Для изделий без резких перепадов глубины впадин и выступов существуют предельные величины коэффициентов, при которых можно обработать детали по рассмотренным схемам.

Для определения условий достижения качественных характеристик пазов при МАО концентрических канавок использовались следующие коэффициенты:

$$\begin{aligned} K_1 &= \frac{D-d}{2L}; \\ K_2 &= \frac{L-2\delta_1}{2\delta_1}; \\ K_3 &= \frac{\delta_1}{\delta_2}, \end{aligned} \quad (3.163)$$

где  $K_3$  – коэффициент, характеризующий размеры рабочей части полюсных наконечников;

$\delta_1$  – зазор между дном паза и полюсным наконечником, мм;

$\delta_2$  – зазор между боковой поверхностью паза и полюсным наконечником, мм.

Коэффициент  $K_1$  связан только с геометрическими размерами обрабатываемой поверхности и позволяет определить целесообразность проведения МАО. Коэффициент  $K_2$  связывает размеры обрабатываемой поверхности с требованиями процесса обработки и геометрии полюсных наконечников. При  $K_1 > 0,8$  использование МАО неэффективно, а при  $K_2 < 1$  и малой ширине паза  $L$  использование МАО становится невозможным для изделий из ферромагнитных материалов. Коэффициент  $K_3$  является расчетным

Таблица 3.2

Зависимость обрабатываемой площади дна паза от его геометрических характеристик и режимов МАО

Параметры	Значение параметров															
	0,10		0,12		0,15		0,17		0,19		0,20		0,23	0,24	0,27	0,30
Коэффициент $K_1$	0,10		0,12		0,15		0,17		0,19		0,20		0,23	0,24	0,27	0,30
Магнитная индукция $B$ , Тл	0,7	0,6	0,6	0,7	0,8	0,7	0,7	0,9	0,7	0,9	0,6	0,8	0,9	0,8		
Скорость $V$ , м/с	1,5	1,2	1,5	1,2	2,0	1,5	1,0	1,5	2,5	1,5	1,2	1,5	1,5			
Коэффициент $K_2$	0,65	0,75	0,55	0,7	0,4	0,50	0,55	0,5	0,45	0,65		0,35	0,55	0,5	0,45	

Метод МАО может применяться как финишная операция обработки прерывистых поверхностей в том случае, когда не предъявляются дополнительные требования к геометрической точности пазов и их кромок. Приведенные данные позволяют без дополнительной экспериментальной проверки принять решение по вопросу схемы и определения целесообразности использования МАО деталей, на поверхности которых требуется полирование пазов и впадин. В табл. 3.2. приведены режимы МАО в зависимости от коэффициентов геометрической формы  $K_1$  и перекрытия  $K_2$ .

### 3.3. Расчет и оптимизация параметров электромагнитных систем

Известно, что магнитное поле при МАО играет роль не только связки, удерживающей зерна ФАП в рабочем воздушном зазоре, но выступает и в качестве энергии, обеспечивающей прижим частиц порошка к обрабатываемой поверхности. Магнитное поле изменяется на межэлектродном уровне, как в пространстве, так и во времени, однако при решении инженерных задач его усредняют и считают неизменным. При проектировании электромагнитной

и применяется для предварительного определения размеров рабочей части полюсных наконечников для выравнивания съема с боковых поверхностей и дна впадин. Величины рабочих зазоров ( $\delta_1$  и  $\delta_2$ ) рассчитываются исходя из требований, предъявляемых к обрабатываемой поверхности, магнитных свойств изделия и параметров обработки. Данный коэффициент, как правило, находится в пределах 0,25...2,5.

Лучшие результаты показывает схема, представленная на рис. 3.33, б, где инструмент формируется на периферии полюсных наконечников, эпюра съема в этом случае меняется. При обработке широких пазов ( $L > 8$  мм,  $K_1 < 0,3$ ) съем материала на дне паза составляет 20...25 мкм, шероховатость  $R_{a2} = 0,1...0,25$  мкм. Однако при обработке более узких пазов при этом же значении  $K_1$  картина съема резко меняется, и более интенсивно обрабатываются края и боковые поверхности пазов. Съем на кромках пазов достигает 100... 120 мкм и уменьшается ближе ко дну, а уже при  $K_1 = 0,5$  дно паза не обрабатывается. Аналогичная картина наблюдается при обработке по этой схеме и плоских поверхностей с пазами. Такая схема позволяет более качественно производить обработку стружечных канавок металлорежущего инструмента, однако, она уступает по производительности ранее рассмотренным схемам и не всегда удобна для обработки остальной части поверхности.

Использование схемы, приведенной на рис. 3.32, з, для обработки плоских поверхностей с пазами глубиной до 3 мм более эффективно, чем использование предыдущей схемы. На рис. 3.33, в представлена расчетная схема с эпюрой съема без применения реверсивного движения при обработке коротких поверхностей с пазами. В этом случае эпюра съема аналогична получаемым при обработке цилиндрических поверхностей по первым двум схемам. При  $K_2 < 0,5$  дно паза обрабатывается не полностью даже при использовании возвратно-поступательного и реверсивного движений. Таким образом, при обработке плоских поверхностей с элементами впадин или пазов применение МАО эффективно к поверхностям с геометрическим коэффициентом  $K_1 < 0,19$ .

В табл. 3.2 приведены данные, по которым можно судить о возможностях использования рассматриваемых схем, и основные режимы для МАО. Применение данных схем возможно только при  $K_2 > 0,5$ . Таким образом, можно подобрать оптимальные режимы и при наличии реверсивного движения осуществить обработку всей поверхности.

системы с требуемыми выходными параметрами требуется научно-обоснованная методика точного расчета. Объем требований, предъявляемых к электромагнитным системам, характеризуется большим многообразием конструктивных форм магнитопроводов, поэтому во многих случаях требуется проведение экспериментальных работ по подбору необходимых конструктивных параметров.

В настоящее время наиболее полно разработаны методы расчета ЭМС для MAO наружных поверхностей деталей типа вращения и плоскостей. В литературе методики конструирования электромагнитных систем для MAO отверстий и поверхностей сложного профиля практически отсутствуют.

В связи с этим рассмотрим один из вариантов расчета ЭМС для MAO внутренних поверхностей на примере обработки отверстий с целью создания работоспособной конструкции.

### 3.3.1. Расчет электромагнитных систем для магнитно-абразивной обработки отверстий

Связь электрического и магнитного полей в устройствах для MAO выглядит следующим образом:

$$\begin{aligned} \operatorname{rot} B &= \frac{4\pi J}{c}; \quad \operatorname{div} B = 0; \\ \operatorname{rot} E &= 0; \quad \operatorname{div} E = 4\pi\rho, \end{aligned}$$

где  $B$  – магнитное поле;

$E$  – электрическое поле;

$J$  – объемная плотность тока,  $A \cdot m^{-2}$ ;

$c$  – скорость света в вакууме,  $2,998 \cdot 10^8 \text{ м} \cdot \text{с}^{-1}$ ;

$\rho$  – плотность заряда,  $Кл \cdot \text{м}^{-3}$ .

Первоочередной задачей при конструировании оборудования для MAO является определение сечения магнитопроводов с учетом их магнитного насыщения при получении заданной величины индукции к рабочей зоне. Все элементы, составляющие магнитную цепь, должны быть выполнены из магнитных материалов с высокими значениями магнитной проницаемости  $\mu$  и индукции  $B_s$ . Однако следует учесть, что чем ближе по величине магнитная индукция

в сечении магнитопровода  $B_m$  к индукции насыщения  $B_s$ , тем большую долю составляют потоки утечки. Это связано с тем, что индукцию  $B_i$  можно считать пропорциональной напряженности магнитного поля  $H_i$  только в узком диапазоне их значений, а так как эта связь по существу является нелинейной, еще более усложняет задачу. Например, если некоторый участок магнитной цепи достигнет насыщения, значение  $\mu$  понижается, и цепь фактически оказывается разорванной, иначе говоря, теряет смысл само представление о цепи. Кроме того, индукция  $B_i$  не представляет собой однозначную функцию напряженности  $H_i$  из-за наличия гистерезиса.

Более точный расчет магнитных цепей с учетом потоков рассеяния можно получить, используя общее дифференциальное уравнение. Для этого рассмотрим элементы магнитной цепи  $x$  и  $x + dx$  (рис. 3.34). Элементу  $x + dx$  соответствует магнитный поток  $\Phi_x - d\Phi_x$ . На участке магнитной цепи  $dx$  проходит элементарный поток рассеяния  $d\Phi_{sx}$ .

Определим величину приращения разности магнитных потенциалов на элементе  $dx$ :

$$dU_{mx} = \Phi_x \cdot r_{mx} \cdot dx - \theta dx,$$

$$dU_{mx} = -(\theta - \Phi_x \cdot r_{mx}) \cdot dx,$$

где  $r_{mx}$  – суммарное магнитное сопротивление магнитной цепи;  
 $\theta$  – удельная намагничивающая сила обмотки ЭМС.

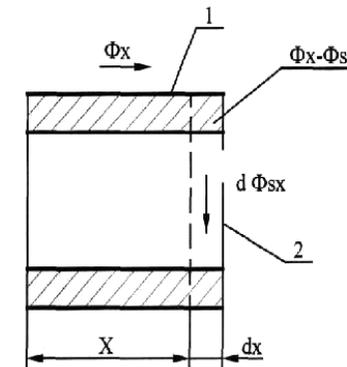


Рис. 3.34. Элементы магнитной цепи: 1 – элемент  $x$ ; 2 – элемент  $x + dx$

Приращение потока при переходе от сечения  $x$  к сечению  $x + dx$  составляет:

$$d\Phi = d\Phi_{sx}.$$

Определим величину элементарного потока рассеяния:

$$\frac{d\Phi_{sx}}{dx} = U_{mx} \cdot g_s,$$

где  $g_s$  – магнитная проводимость потока рассеяния между сердечником и корпусом.

Поскольку  $d\Phi_x = d\Phi_{sx}$ , то:

$$\frac{d\Phi_x}{dx} = U_{ms} \cdot g_s, \quad (3.164)$$

$$\frac{dU_{mx}}{dx} = -(\theta - \Phi_x \cdot dx). \quad (3.165)$$

Следовательно, уравнения 3.164 и 3.165 являются исходными для расчета магнитной цепи.

Дифференцируя полученные выражения:

$$\frac{d^2\Phi_x}{dx^2} = g_s \cdot \frac{dU_{mx}}{dx},$$

$$\frac{d^2U_{mx}}{dx^2} = r_x \cdot \frac{d\Phi_x}{dx}.$$

$$\frac{d^2U_{mx}}{dx^2} - U_{ms} \cdot g_s \cdot r_{mx} = 0.$$

Поскольку  $\frac{d\Phi_x}{dx} = U_{ms} \cdot g_s$ , то:

$$\frac{d^2\Phi_x}{dx^2} - g_s [-(\theta - \Phi_x \cdot r_{mx})] = \frac{d^2\Phi_x}{dx^2} + \theta \cdot g_s - \Phi_x \cdot r_x \cdot g_s;$$

в результате имеем:

$$\frac{d^2\Phi_x}{dx^2} - \Phi_x \cdot r_{mx} \cdot g_s + \theta \cdot g_s = 0.$$

Это уравнение является общим дифференциальным уравнением магнитной цепи, которое определяет собой закон изменения величины магнитного потока по длине магнитопровода. Трудность решения данного уравнения заключается в том, что в общем случае магнитное сопротивление  $r_{mx}$  представляет собой сложную нелинейную функцию потока  $\Phi_x$ . Существующие методы расчета магнитной цепи различаются способами решения уравнения, а также принимаемыми при этом допущениями. Например, решение может быть произведено методом двойного графического интегрирования на основе кривой намагничивания материала и с учетом всех факторов, влияющих на характер распределения магнитного потока вдоль магнитопровода. Однако этот метод весьма громоздок, его целесообразно применять тогда, когда требуется проведение расчета с высокой степенью точности.

В связи с указанным выше данный расчет магнитной цепи осуществляется аналитическим методом как для внутренней, так и наружной МАО путем определения полной магнитодвижущей силы.

На рис. 3.35 представлены схемы ЭМС для МАО наружных и внутренних поверхностей. Закон полного тока для практического расчета магнитных цепей выражается следующей зависимостью:

$$F_0 = \sum H_k \cdot l_k,$$

где  $F_0$  – полная магнитодвижущая сила (м.д.с.);

$H_k \cdot l_k$  – падение м.д.с. на данном участке магнитопровода.

Конструкция магнитопровода условно разделяется на определенное количество участков магнитной цепи. В этих участках выделяют элементы с различными магнитными свойствами, рабочие зазоры и стыки в местах контакта сопрягаемых деталей магнитопровода.

Для определения величины  $F_0$ , необходимой для преодоления сопротивления магнитной цепи и создания в рабочих зазорах заданной магнитной индукции, табличные значения напряженности, определяемые по кривым намагничивания материала рассматриваемого участка цепи, умножаются на длину соответствующего участка. В соответствии с этим, в первом случае (рис. 3.35, а):

$$F_0 = 2H_1 \cdot l_{1-2} + 2H_2 \cdot l_{2-3} + 2H_3 \cdot l_{3-4} + \\ + 2H_4 \cdot l_{4-5} + H_5 \cdot l_{5-6} + H_{10} \cdot l_{10-1};$$

во втором случае (рис. 3.35, б):

$$F_0 = 3H_1 \cdot l_{1-2} + 3H_2 \cdot l_{2-3} + 2H_3 \cdot l_{3-4} + 2H_4 \cdot \\ \times l_{4-5} + 2H_5 \cdot l_{5-6} + 2H_6 \cdot l_{6-7} + 2H_7 \cdot l_{7-8} + 2H_{10} \cdot l_{10-1}.$$

Проведенный анализ показывает, что при МАО внутренних поверхностей магнитная цепь обладает большей протяженностью, чем при МАО наружных поверхностей. Следовательно, если не обеспечить снижение магнитного сопротивления, то для создания в цепи магнитной индукции заданной величины потребуется резкое повышение м.д.с. Также требуется максимально уменьшить магнитные потоки рассеивания. Необходимым условием обеспечения эффективности оборудования для МАО отверстий является минимизация расстояния между ЭМС и рабочей зоной. Основное допущение при расчете магнитной цепи состоит в том, что пренебрегают потоками выпучивания, поскольку они значительно меньше потоков, проходящих через рабочий зазор. На основании расчета с указанным допущением в установке ЭУ-6 была разработана ЭМС для МАО отверстий.

В табл. 3.3 приведена техническая характеристика ЭМС установок ЭУ-6 и СФТ 2.150.00.00.000, которая предназначена для МАО наружных поверхностей. В результате сопоставления данных ЭМС можно утверждать, что эффективность использования одной катушки установки ЭУ-6 (0,83 кВ/шт.) приблизительно равна этому показателю СФТ 2.150.00.00.000 (0,6 кВ/шт.) несмотря на то, что общая мощность в первом случае в два раза больше.

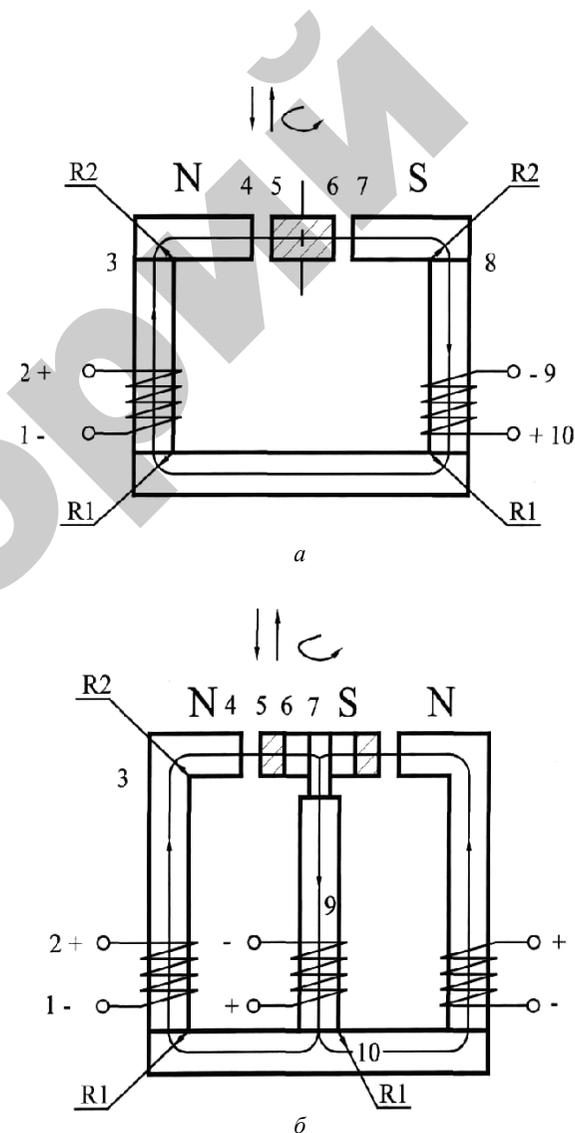


Рис. 3.35. Схемы ЭМС для МАО: а – наружной; б – внутренней

В качестве деталей, на которых проводились эксперименты по МАО отверстий, были использованы втулки, гильзы, кольца цилиндрической, конической и фасонной формы. Материал – конструкционные и легированные стали, а также цветные сплавы.

Таблица 3.3

Техническая характеристика ЭМС для внутренней и наружной МАО

Показатели	ЭУ-6	СФТ 2.150.00.00.000
Магнитная индукция в рабочем зазоре, Тл	0,6...1,5	0,8...1,3
Число намагничивающих катушек, шт.	3	2
Диаметр обрабатываемых деталей, мм	10...220	10...160
Мощность электромагнитных катушек, кВт	2,5	1,2
Масса, кг	19,6	17,1
Габариты, мм		
– длина	315	270
– ширина	300	265
– высота	260	305

В результате проведенных исследований, расчета и проектирования разработана и создана ЭМС для МАО внутренних поверхностей, а на ее основе установка ЭУ-6. Экспериментально установлено, что при МАО отверстий в указанных деталях шероховатость поверхностей уменьшается с  $R_{a1}=1,6...2$  до  $R_{a2}=0,1...0,2$  мкм согласно ГОСТ 2789–73.

### 3.3.2. Экспериментальное определение оптимального типа электромагнитной системы для МАО отверстий

В настоящее время на практике реализован ряд способов использования энергии магнитного поля, которые можно классифицировать таким образом:

- использование бегущего магнитного поля;
- индукторы на постоянных магнитах (ИПМ);
- применение ЭМС с постоянными и импульсными магнитными полями, образованными электромагнитными индукторами (ЭМИ).

При первом способе возможна обработка только немагнитных материалов, а детали должны иметь ограничения по размерам и определенное соотношение между диаметром отверстия и их длиной. ИПМ под воздействием внешних магнитных полей могут

размагничиваться, у них низкая коэрцитивная сила и отсутствует возможность регулирования магнитного потока. Для ЭМИ необходимо электропитание и они обладают повышенными в сравнении с ИПМ габаритными размерами [102].

Анализ показывает, что наиболее эффективной моделью ЭМС в устройствах для МАО является третий способ реализации энергии магнитного поля, при котором обеспечивается его максимальная величина в рабочих зазорах при уменьшенных габаритах системы. Конструкция ЭМС для МАО отверстий определяется замкнутостью магнитопровода, оппозитным расположением внешних полюсов, размещением внутреннего полюса в обрабатываемом отверстии и синхронным относительным движением детали или внутреннего полюса (рис. 3.36). Основой конструкции служит тороидальный соленоид, который, согласно положениям теории электромагнетизма, обеспечивает минимальные магнитные потери.

Существует широкая номенклатура деталей, которые по своим размерам и конфигурации позволяют использовать данный вариант конструкции ЭМС.

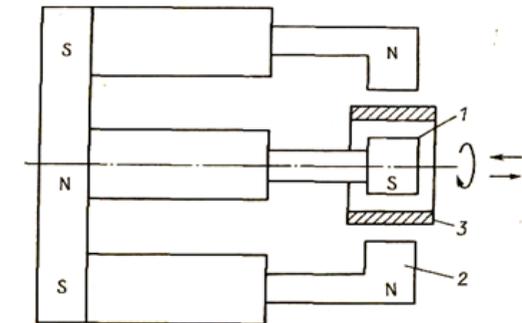


Рис. 3.36. Схема электромагнитной системы магнитно-абразивной обработки отверстий:

- 1 – внутренний полюсный наконечник; 2 – внешние полюсные наконечники;  
3 – обрабатываемая деталь; N, S — полюса электромагнитной системы

Для оценки эффективности различных типов конструкции ЭМС были проведены сравнительные исследования. Опыты проводили для следующих условий варьирования:

1) схема включения:

а)  $N-S-N$ , б)  $N-O-S$ , в)  $N-S-S$ , г)  $N-S-O$ , где N, S – полюса магнитов; O – отсутствие подачи тока на намагничивающую катушку ЭМИ;

2) изменение величин рабочих зазоров (0,5...5 мм);

3) использование внутреннего полюса с различными углами охвата:

а) до 45°, б) в диапазоне 45...90°, в) выше 90°, г) отсутствие концентратора магнитного потока.

Измерение величины магнитной индукции в рабочих зазорах производилось при помощи тесламетра Т-3 с прямым отсчетом результатов и автоматической индикацией полярности.

Образцами служили кольца подшипников с внутренним диаметром 60 мм. Материал – сталь ШХ-15 ГОСТ 801–78, 61...65 HRC. Магнитная индукция определялась в точках рабочей зоны согласно рис. 3.37. Сила тока, подаваемого на намагничивающие катушки ЭМИ, составляла 4 А. Результаты исследований представлены в табл. 3.4 и на рис. 3.38.

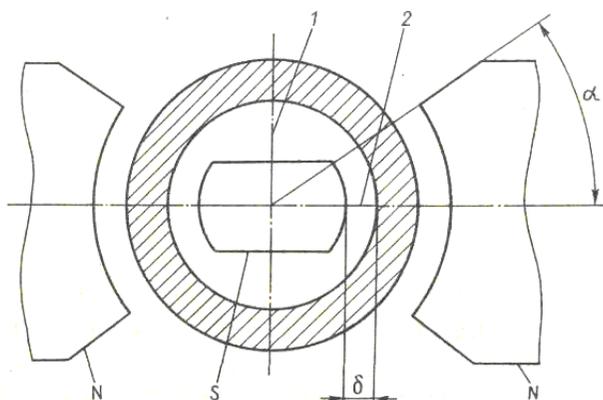


Рис. 3.37. Конструкция электромагнитного индуктора:

$\alpha$  – угол охвата полюсных наконечников, град.;  $\delta$  – рабочий зазор, мм;  
1, 2 – точки измерения магнитной индукции в рабочем зазоре

Установлено различие схем включения ЭМС, критерием которого является величина магнитной индукции в рабочем зазоре. По схеме включения N-S-S эти величины на стороне N-S в 3...5 раз выше, чем диаметрально ей противоположные, а отключение внешнего полюса S и образование схемы N-S-O приводит к 8...10-кратному росту величины магнитной индукции со стороны N-S в сравнении с S-O. Низкая эффективность схемы включения N-O-S объясняется замыканием магнитного потока через поверхность материала, так называемым магнитным экранированием.

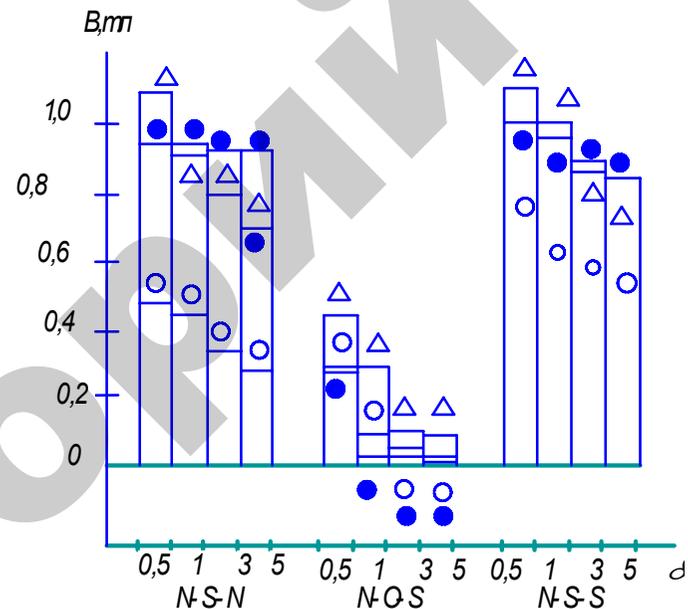


Рис. 3.38. Эффективность различных типов электромагнитных систем: светлый, темный кружки (концентратор с углами охвата  $\alpha = 45^\circ$  и  $90^\circ$  соответственно) треугольник – отсутствие концентратора магнитного потока (значения магнитной индукции схемы N-S-S показаны со стороны N-S)

Таблица 3.4

Влияние схемы включения и геометрических параметров рабочей зоны ЭМС на ее эффективность

Величина рабочего зазора $\delta$ , мм	Магнитная индукция В, Тл					
	N-S-N		N-O-S		N-S-S	
	1	2	1	2	1	2
1	2	3	4	5	6	7
Отсутствие концентратора						
0,5	0,33	0,48	0,034	0,3	0,34	0,69
Концентратор с углом охвата 30°						
0,5	0,4	0,94	0,009	0,41	0,039	0,41
Концентратор с углом охвата 45°						
0,5	0,11	0,95	0,005	0,28	0,084	1,05
1	0,11	0,95	0,005	0,13	0,08	0,97

Окончание табл. 3.4

1	2	3	4	5	6	7
3	0,084	0,94	0,004	0,054	0,06	0,92
5	0,08	0,94	0,004	0,027	0,057	0,89
Концентратор с углом охвата 90°						
0,5	0,2	1,1	0,02	0,43	0,25	1,16
1	0,14	0,92	0,015	0,28	0,17	1,05
3	0,11	0,8	0,015	0,11	0,16	0,87
5	0,11	0,72	0,01	0,09	0,11	0,64
Концентратор с углом охвата 120°						
0,5	0,26	0,86	0,004	0,31	0,06	0,96

В результате проведенных экспериментов (табл. 3.4 и рис. 3.37) установлено, что наибольшими значениями магнитной индукции обладают наименьшие рабочие зазоры. Однако, во избежание заклинивания ФАП величина рабочего зазора должна быть:

$$\delta \geq (5-7)\Delta,$$

где  $\Delta$  – размерность ФАП, мм.

## 4. СИНЕРГЕТИЗМ СВОЙСТВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ПРОЦЕССЕ МАО

### 4.1. Механизм технологического наследования свойств поверхностей при МАО

#### 4.1.1. Физико-механические свойства поверхностного слоя рабочей поверхности зуба после магнитно-абразивной обработки и шлифования

Значение физико-механических параметров и геометрических характеристик поверхностного слоя детали, полученного в результате МАО определяется совместным действием абразивного резания, пластического выглаживания микронеровностей, химических реакций активных веществ и электромагнитных явлений в зоне обработки. Качество поверхностного слоя зуба в значительной степени определяет эксплуатационные характеристики зубчатого колеса.

Анализ параметров поверхностного слоя после МАО показывает [34], что микротвердость плавно повышается с приближением к поверхности, а глубина упрочняемого слоя составляет 4...6 мкм.

Для анализа поверхностного слоя рабочей поверхности зубчатого колеса измеряли микротвердость в поперечном сечении зуба шестерни 260-1005030 ( $m = 2,5$  мм), сталь 18ХГТ, HRC 62...64, после МАО и для сравнения после шлифования. Измерения производили от края перпендикулярно рабочей поверхности зуба (рис. 4.1).



Рис. 4.1. Измерение микротвердости (увеличение  $\times 500$ )

На основании полученных данных построены зависимости (рис. 4.2) из которых видно, что микротвердость поверхностного слоя после MAO выше на 215...234 МПа выше, чем после шлифования.

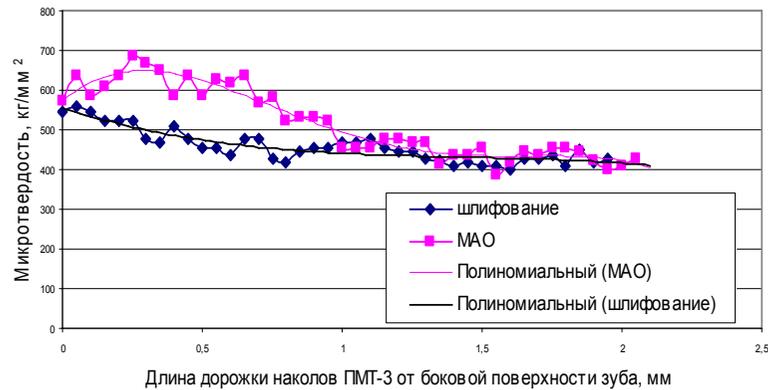


Рис. 4.2. Микротвердость поперечного сечения зуба ( $m = 2,5$  мм) после шлифования и MAO

Объясняется это тем, что в процессе шлифования происходят прижоги поверхностного слоя и, как следствие, его отпуск, кроме того, шлифованием срезается слой, упрочненный предшествующей химико-термической обработкой, формируя новый микрорельеф (рис. 4.3).

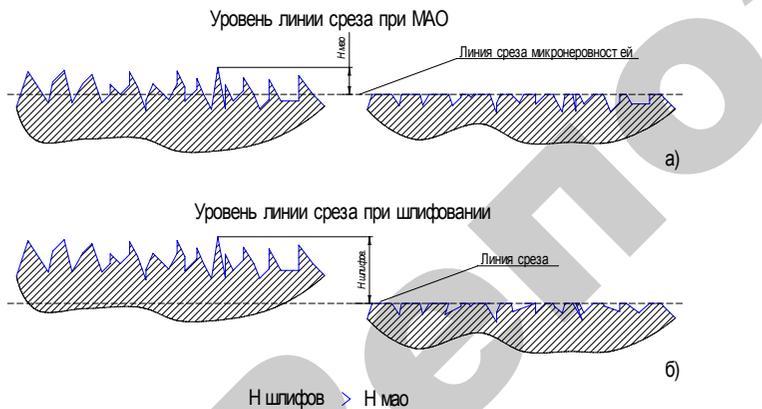


Рис. 4.3. Схема съема металла: а – при MAO, б – при шлифовании

#### 4.1.2. Оценка массового съема металла с рабочих поверхностей зубьев колеса в процессе магнитно-абразивной обработки

Известно, что на основании массового съема металла в процессе резания можно судить об интенсивности процесса обработки, и, как следствие, его производительности. Учитывая, что в процессе MAO зубчатого колеса съем металла происходит не только с рабочих поверхностей зубьев, но и с поверхностями зубьев по наружному диаметру колеса, вызывает интерес соотношение съема металла с этих поверхностей.

Проводили обработку зубчатого колеса в течении 8 мин с периодичностью по 2 мин. Режимы обработки: вращение детали,  $n = 12,5 \text{ мин}^{-1}$ ; амплитуда осцилляции,  $A = 2 \text{ мм}$ ; скорость осцилляции,  $V_o = 0,1 \text{ м/с}$ ; зазор зоны обработки,  $\delta = 1 \text{ мм}$ ; объем подаваемого порошка,  $V_{\text{пор}} = 3,32 \cdot 10^{-3} \text{ дм}^3/\text{с}$ ; магнитная индукция,  $B = 1 \text{ Тл}$ .

На основании данных опыта была построена зависимость массы и наружного диаметра детали от времени обработки (рис. 4.4).

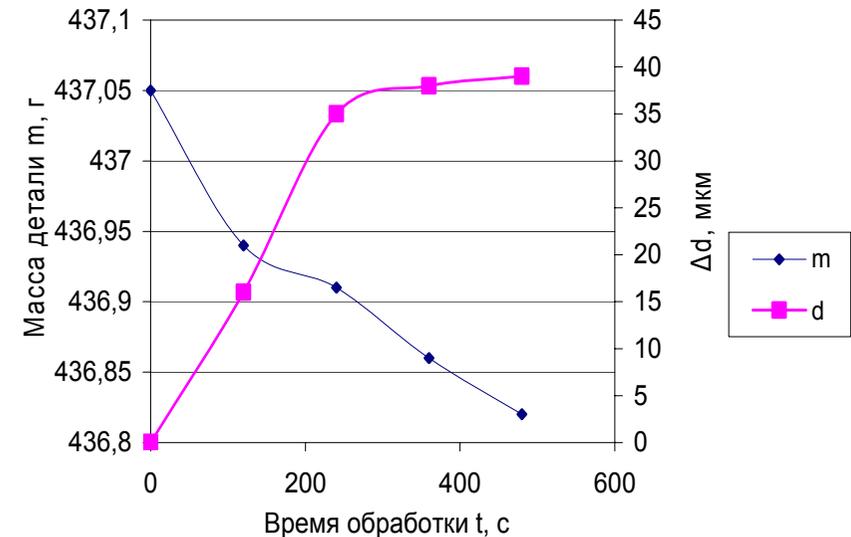


Рис. 4.4. Зависимости изменения массы и наружного диаметра зубчатого колеса от времени MAO

На основании опытных данных был рассчитан съём металла:

$$m_{p27} = m - m_{327} = 0,23 - 0,1843 = 0,0457 \text{ г,}$$

что составляет  $19,87 \approx 20$  % от общей массы удаляемого металла.

Основной съём с рабочих поверхностей зубьев происходит в течение первых 2 минут, что объясняется высокой интенсивностью съёма с вершин микронеровностей. Далее съём с рабочих поверхностей зубьев затухает. По наружному диаметру происходит равномерный съём в течение первых 4 минут, а затем также падает, что можно объяснить, в том числе, увеличением рабочего зазора.

#### 4.1.3. Влияние формы и величины рабочего зазора на производительность процесса магнитно-абразивной обработки

Анализ имеющейся информации по исследованиям процесса MAO показывает [26], что наибольший градиент магнитной индукции будет в зонах 1...2, 3...4, 5...6, 7...8 (рис. 4.5).

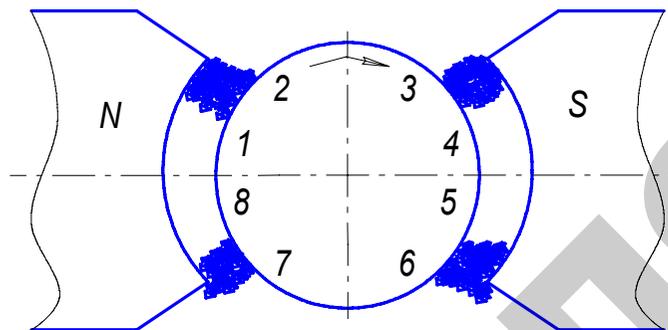


Рис. 4.5. Зоны концентрации порошка в рабочих зазорах

В указанных зонах концентрируется наибольшее количество элементов порошка и осуществляется интенсивный съём материала, причем, как показала скоростная киносъемка [26], наиболее

производительными зонами являются участки 1...2, 5...6. Это явление объясняется тем, что, согласно законам электромагнетизма, зонами наибольшей плотности магнитного потока будут указанные участки поверхности полюсов, так как здесь наименьшее расстояние между противоположными полюсами магнита. При вращении детали по часовой стрелке силы трения перемещают прижатые к поверхности заготовки элементы порошка в зоны наибольшей плотности магнитного потока. При скоплении большого количества порошка на участках 1...2 и 5...6 происходит его *уплотнение и заклинивание* в рабочем зазоре, что вызывает интенсивный съём материала с поверхности заготовки. Однако, если ширина рабочего зазора  $\delta > 3$  мм, градиент магнитной индукции ослабевает и на участках концентрации потока усиливается процесс миграции частиц порошка с одного полюса на другой, что способствует затуханию процесса обработки. Следовательно, на силы заклинивания порошка в рабочих зазорах оказывает существенное влияние величина магнитной индукции системы, исходная шероховатость поверхности заготовки и размер применяемого ФАП.

Эффект уплотнения и заклинивания в рабочем зазоре на участках 1...2 и 5...6 (рис. 4.5), в отличие от MAO цилиндрических деталей, невозможно реализовать для сложнопрофильной поверхности, т. к. поверхность прерывиста по наружному диаметру обрабатываемой детали. Рабочий зазор  $\delta$  при вращении детали изменяется, что способствует уменьшению ФАП на этих участках. Поэтому необходимо наполнение впадин ФАП на участках 3...4, 7...8.

#### 4.1.4. Геометрическая форма наконечника для магнитно-абразивной обработки сложнопрофильных поверхностей в плоскости вращения

Полюсный наконечник должен иметь геометрическую форму, позволяющую собирать щетку из ФАП во впадину детали посредством вращения детали, поэтому на участках 3...4, 7...8 (рис. 4.5) должен быть зазор в виде клина, обеспечивающий в нашем случае не заклинивание порошка, а его концентрацию во впадину с уплотнением, на участках 4...6 и 8...2, для последующей обработки, должен быть эквидистантный зазор (рис. 4.6).

Плотность порошка во впадине пропорциональна объему щетки на кромках детали, т. е. чем больше щетка, тем больше давление порошка на обрабатываемую поверхность детали, что прямо пропорционально величине магнитного поля.

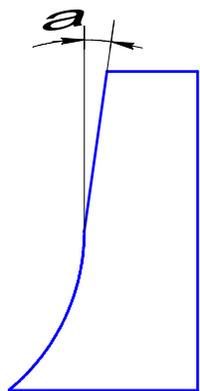


Рис. 4.6. Форма наконечника для МАО сложнопрофильных поверхностей тел вращения



Рис. 4.7. Наполнение впадин зубчатого колеса ФАП в процессе МАО (вращение детали против часовой стрелки) (общий вид)

На основании полученных данных для установки СФТ 2.150.00.00.000 был разработан полюсный наконечник, обеспечивающий полное заполнение ФАП впадин зубчатого колеса благодаря клину, образуемому между частью поверхности наконечника и детали, посредством которого при относительном движении детали щетка из ФАП концентрируется во впадине (рис. 4.7).

Для заполнения впадины должно соблюдаться условие:

$$V_{\text{клин}} = K_{\text{уп}}(V_{\text{впад}} + V_{\text{уч}}), \quad (4.1)$$

где  $V_{\text{клин}}$  – объем клинообразующей части наконечника;

$K_{\text{уп}}$  – коэффициент уплотнения ФАП во впадине зубчатого колеса ( $K_{\text{уп}} = 1,2 \dots 1,3$ ).

На основании формулы (4.1), получим оптимальные геометрические параметры клинообразующей части наконечника (рис. 4.8).

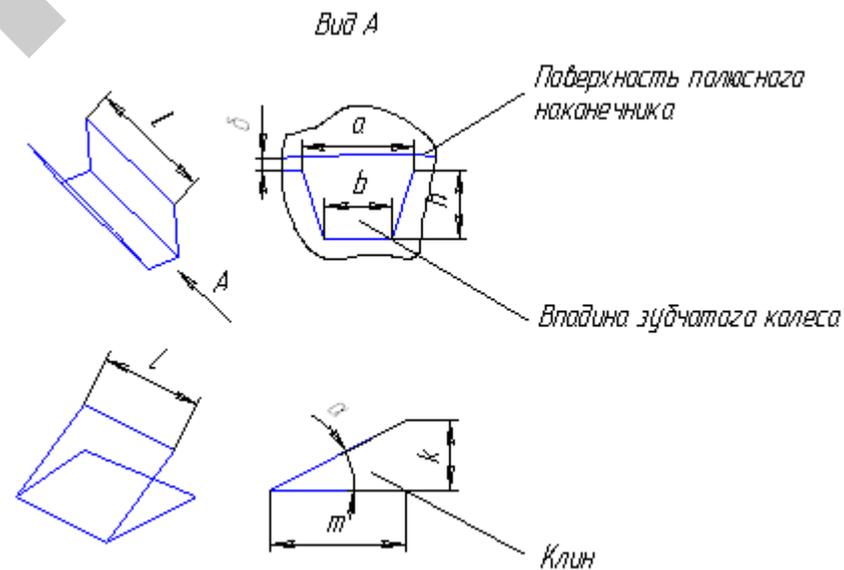


Рис. 4.8. Геометрические параметры «клинообразующей» части полюсного наконечника

$$S_{\text{клин}} * L = K_{\text{уп}} (S_{\text{впад}} * L + S_{\text{уч}} * L),$$

$$\text{или } \text{tg} \alpha = (K_{\text{уп}} ((a + b)h + 2a\delta)) / \kappa.$$

Условно процесс MAO зубчатого колеса можно разбить на 3 этапа (рис. 4.9):

1 – этап покрытия зубьев ФАП посредством их намагниченности (I-й сектор);

2 – этап наполнения впадины порошком посредством вращения детали (II-й сектор);

3 – этап обработки впадины посредством осциллирующего движения обрабатываемой детали (III-й сектор).

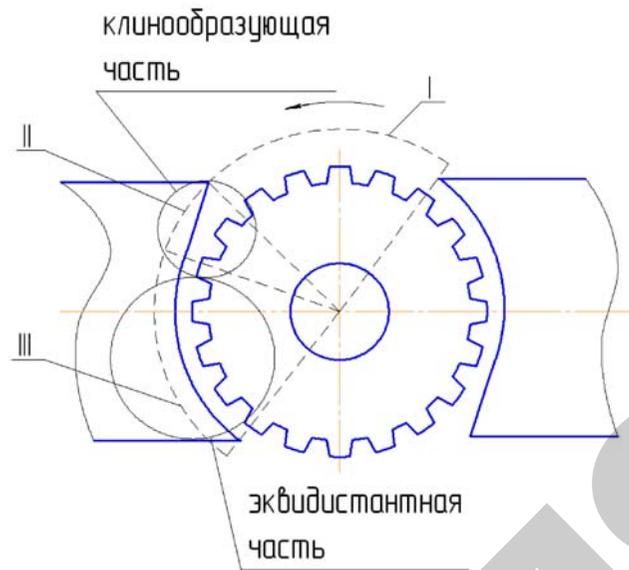


Рис. 4.9. Магнитно-абразивная обработка зубчатого колеса

С целью уменьшения расхода порошка форма наконечника должна быть такой, чтобы угол сектора зоны покрытия зуба щеткой ФАП был равен  $60^\circ$ .

Радиус скругления эквидистантной зоны обработки рассчитывается по формуле:

$$R = \frac{mz + \delta}{2}, \text{ мм},$$

где  $m$  – модуль зубчатого колеса;

$\delta$  – рабочий зазор между наружным диаметром зубчатого колеса и эквидистантной поверхностью полюсного наконечника.

#### 4.1.5. Процесс резания ферроабразивным зерном рабочих поверхностей зуба в уплотненном состоянии во впадине зубчатого колеса

Ранее полученные результаты экспериментальных исследований [103] процесса обработки уплотненным потоком свободного абразива во взвешенном состоянии показывают, что сьем металла, обеспечивался практически во всем диапазоне исследованных скоростей системы и контейнера при всех исследованных зернистостях ФАП.

С увеличением зернистости абразива, применяемого при обработке, сьем металла возрастает, а шероховатость поверхности уменьшается. Отмеченное противоречие обуславливается особенностями абразивного воздействия в этом процессе и может быть объяснено только с позиций резания металла микропрофилем абразивного зерна.

Основная часть абразивных зерен на этой стадии производит пластическое деформирование, снимая одновременно небольшой слой металла за счет микровыступов и субмикровыступов. В отличие от снятия металла вершиной абразивного зерна, которое называют микрорезанием, назовем сьем металла микропрофилем зерна «микроскоблением», а сьем металла, субмикропрофилем – «субмикроскоблением».

После 1...2 мин обработки происходит своеобразная приработка отдельных абразивных зерен, в результате которой острые вершины зерен притупляются (обкальваются) и радиусы округления вершин увеличиваются. Контактное взаимодействие таких абразивных зерен принимает другой характер и переходит в зону упругого деформирования.

При изломе абразивных зерен всегда образуется новый субмикропрофиль, параметры которого зависят от вида абразивного материала.

Поэтому сьем металла на уровне микроскобления и субмикроскобления будет продолжаться. Давление абразивного зерна на обрабатываемую поверхность остается практически постоянным и достаточным для обеспечения резания металла на этом уровне. В связи с этим на данной стадии обработки часть абразивных зерен производит упругое деформирование, а часть – пластическое. Перенаклепа поверхности не наблюдается, поскольку абразивные зерна как при упругом, так и при пластическом деформировании производят микроскобление и субмикроскобление, удаляя поверхностный слой металла.

Полученные результаты дают основание сформулировать несколько иное отношение к сложившейся классификации абразивного воздействия при шлифовании. Как указывалось выше, она предусматривает три вида абразивного воздействия: микрорезание, упругое и пластическое деформирование.

В обработке связанным абразивом, когда производится микрорезание и сьем металла довольно большой, удельный вес микроскобления и субмикроскобления будет мал, в связи, с чем оно практически не учитывается. В рассматриваемом способе обработки резание металла в форме микроскобления и субмикроскобления является основным.

При обработке деталей уплотненным абразивом формируется абразивный брусок. В процессе обработки единичные зерна абразивного бруска, находясь под действием сил механического уплотнения и осциллирующего движения, обладают определенной степенью свободы. Абразивные зерна, особенно контактирующие с обрабатываемой поверхностью, могут поворачиваться, т. е. менять свое положение.

Несмотря на имеющееся отличие рассматриваемого способа от известных, можно провести некоторую аналогию между данным способом обработки и процессом хонингования абразивными брусками, хотя там абразивные зерна связаны и не имеют такой степени свободы.

В рассматриваемом способе обработки практически с самого начала идет процесс самозатачивания на уровне микропрофиля абразивного зерна. В результате контактирования с обрабатываемой поверхностью и трения между абразивными частицами при их повороте имеют место частичное скалывание и выкрашивание отдельных вершин. При этом микропрофиль абразива обновляется, и его режущие свойства поддерживаются на определенном уровне.

Известно, что абразивная способность связанного абразива практически в любом способе обработки выше, чем свободного. Кроме того, сьем металла на уровне микроскобления и субмикроскобления происходит менее интенсивно, чем при микрорезании абразивным зерном, поэтому требуется больше времени на удаление исходной шероховатости.

Приведенные данные дают основание сравнить совокупность уплотненных абразивных зерен, контактирующих с обрабатываемой поверхностью, с мелкозернистым профильным абразивным бруском (хоном), работающим по принципу самозатачивания и производящим резание металла микропрофилем выступающих вершин (рис. 4.10).

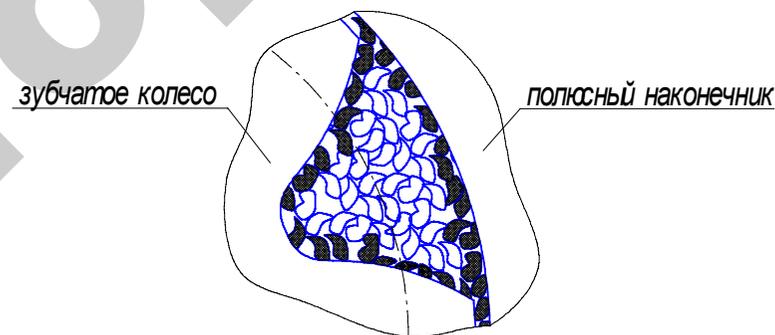


Рис. 4.10. Схема работы уплотненного абразивного бруска во впадине зубчатого колеса

Анализ процесса резания и состояния абразивных зерен в рассматриваемом способе обработки показывает, что, возможно, определенную роль в процессе съема металла играют микроскопические частицы абразива, образованные сколами вершин абразивных зерен. Можно предположить, что эти частицы абразива также принимают участие в микрорезании при перемещении их абразивными зернами по обрабатываемой поверхности. Сами абразивные зерна в данном случае выступают как бы в роли притира.

В нашем случае помимо механического уплотнения ФАП во впадине колеса зерна связывает магнитное поле. На основании ранее проведенных исследований [26], рассмотрим возникновение сил магнитного поля, действующих на ферромагнитное зерно

в радиальном направлении к обрабатываемой поверхности зуба. При заполнении рабочей зоны ферромагнитным порошком пространство между обрабатываемой поверхностью и поверхностью полюсного наконечника можно рассматривать как область внешнего магнитного поля напряженностью  $H$ , в котором расположены два ферромагнитных тела: обрабатываемая деталь и ферромагнитное зерно. Согласно законам электромагнетизма, между ними возникает сила взаимодействия, которая стремится прижать ферромагнитное зерно к детали.

Магнитное поле в рабочем зазоре в радиальном направлении неоднородно, и вектор магнитной индукции направлен по нормали к рабочей поверхности полюсного наконечника и обрабатываемой детали (рис. 4.11).

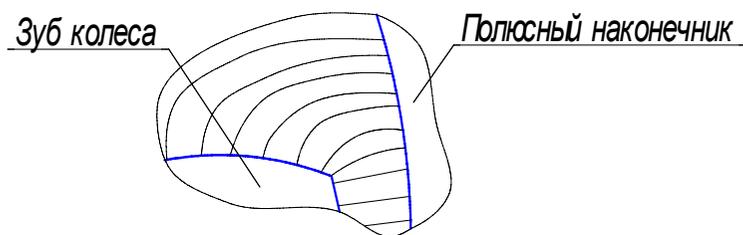


Рис. 4.11. Направление силовых линий магнитного поля в среде уплотненного ФАП

При этом ферромагнитное зерно за счет механического взаимодействия соседних зерен наибольшей осью  $l_{\max}$  может быть расположено как вдоль силовых линий, так и под углом  $\alpha$  к ним. Рассмотрим общий случай, когда ферромагнитное зерно расположено под углом  $\alpha$  к магнитным силовым линиям (рис. 4.12).

Находясь во внешнем магнитном поле, ферромагнитное зерно намагничивается. При этом наибольший магнитный момент будет в плоскости, проходящей через наибольшую ось зерна. Если напряженность в точке 1 (рис. 4.12) будет  $H_1$ , то напряженность в точке 2, где расположен противоположный полюс, равна:

$$H_2 = H_1 + (\Delta H / \Delta x)x, \quad (4.2)$$

где  $(\Delta H / \Delta x)$  – градиент магнитного поля.

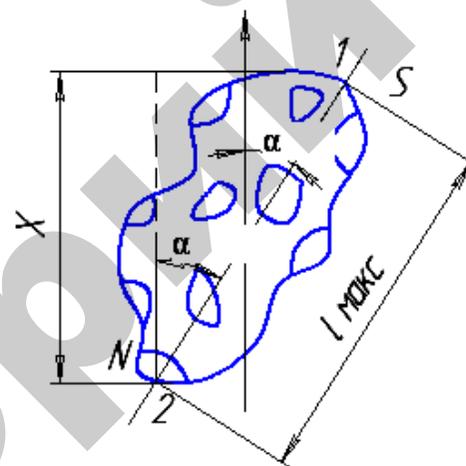


Рис. 4.12. Схема сил, действующих на зерно и ориентирующих его в магнитном поле

Силы, действующие на зерно, соответственно будут равны:

$$P_{M1} = mH, \quad (4.3)$$

$$P_{M2} = mH + m(\Delta H / \Delta x)x, \quad (4.4)$$

где  $m$  – магнитная масса ферромагнитного зерна.

При положительном градиенте ( $P_{M2} > P_{M1}$ ) на ферромагнитное зерно действует пара сил с моментом:

$$M = F_2 l \sin \alpha = M_3 H \sin \alpha, \quad (4.5)$$

где  $M_3 = ml$  – магнитный момент ферромагнитного зерна.

Следовательно, ферромагнитное зерно в неоднородном магнитном поле, действующем в радиальном направлении к обрабатываемой поверхности зуба, будет поворачиваться, стремясь занять такое положение, при котором его наибольшая ось будет параллельна внешнему магнитному полю.

Кроме того, на зерно будет действовать сила, направленная вдоль поля. Величина этой силы определяется из уравнения:

$$P_{M3} = P_{M2} - P_{M1} = m (\Delta H / \Delta x)x. \quad (4.6)$$

Так как  $x = l_{\max} \cos \alpha$ , то:

$$P_{M3} = ml_{\max} (\Delta H / \Delta x) \cos \alpha. \quad (4.7)$$

Заменяя  $ml$  через магнитный момент  $M_3$ , получаем:

$$P_{M3} = M_{M3} (\Delta H / \Delta x) \cos \alpha. \quad (4.8)$$

Магнитный момент ферромагнитного зерна зависит от его размеров и магнитных свойств материала. С учетом того, что ферромагнитные зерна по форме в первом приближении представляют собой эллипсоиды вращения, их магнитный момент равен:

$$M_3 = 4 / 3 \pi ab^2 \chi_m H, \quad (4.9)$$

где  $a = l_{\max} / 2$ ,  $b = l_{\min} / 2$  – полуоси эллипсоида ( $l_{\max}$  и  $l_{\min}$  – наибольший и наименьший размеры зерна);

$\chi_m$  – магнитная восприимчивость;

$H$  – напряженность магнитного поля.

Подставив значение  $M_3$  в формулу (4.3), получим уравнение для расчета силы, действующей на зерно порошка вдоль магнитного поля, в окончательном виде:

$$P_{M3} = 4 / 3 \pi ab^2 \chi_m (\Delta H / \Delta x) \cos \alpha. \quad (4.10)$$

Следует отметить, что величина давления ферромагнитного порошка на обрабатываемую поверхность, рассчитанная по формуле (4.5), не может быть определена для всего пространства рабочего зазора, а только для элементарных участков  $\Delta S$ , которые имеют одинаковую магнитную проницаемость и на которых зерна расположены только в граничном слое. По этой формуле можно рассчитать давление единичных зерен. Образование цепочек из плотно прижатых между собой ферромагнитных зерен изменяет характеристики давления в зазоре вследствие изменения магнитного момента зерен, ориентированных в цепочку.

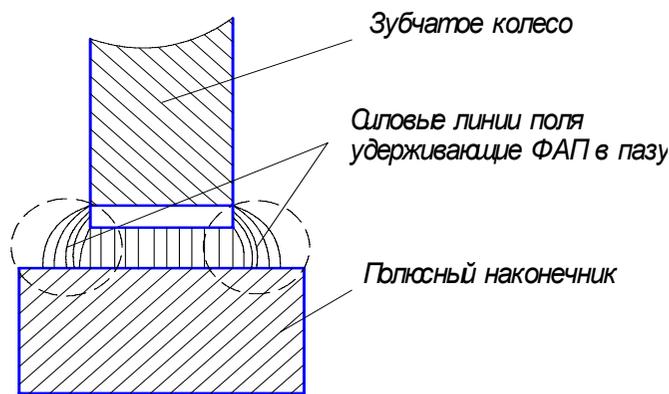
На основании ранее проделанных исследований [26] рассмотрим образование цепочки зерна. Внешнее магнитное поле, создаваемое

катушками электромагнитной системы, наводит в ферромагнитных зернах свое локализованное магнитное поле, которое взаимодействует с магнитными полями детали и полями ферромагнитных зерен. Магнитный поток, созданный локализованным магнитным полем, стремится замкнуться через контур, имеющий наименьшее магнитное сопротивление. Если по соседству окажутся два ферромагнитных зерна, то их магнитные поля замкнутся взаимно через эти зерна. Если же ферромагнитное зерно окажется возле обрабатываемой детали, то его локализованное поле замкнется через обрабатываемую поверхность. В первом случае зерна окажутся прижатыми друг к другу, а во втором ферромагнитное зерно прижмется к обрабатываемой детали. В прижатых друг к другу ферромагнитных зернах наводится новое магнитное поле и соответственно возрастает магнитный момент. Наведенное новое локализованное поле взаимодействует с полями новых ферромагнитных зерен, и таким образом происходит формирование цепочек зерен. Цепочки, обладая значительно большим по сравнению с единичным зерном магнитным моментом, занимают в зоне обработки устойчивое положение. Они не разрушаются вследствие излома или износа граничного с обрабатываемой поверхностью ферромагнитного зерна. Это объясняется тем, что удаление одного зерна из цепочки незначительно изменяет магнитный момент всей цепочки, поэтому она остается сориентированной вдоль силовых линий и после разрушения граничного с обрабатываемой поверхностью зерна.

Из изложенного видно, что сьем металла и само абразивное воздействие при обработке деталей уплотненным способом абразива связанным магнитным полем и ориентированным им в процессе его приработки имеют несколько иную качественную основу. Хотя в рассматриваемом методе обработки происходят процессы тонкого пластического деформирования и резания, аналогичные некоторым известным методам финишной обработки, эти процессы имеют совершенно иные количественные характеристики. Совокупность изменений количественных характеристик приводит к существенному качественному отличию рассматриваемого процесса. Его особенность заключается в том, что форму порошка задают рабочая зона и магнитное поле, выполняющее роль связки и ориентации осей зерен. Образуется инструмент, в точности копирующий обрабатываемую поверхность с постоянно обновляющимися режущими свойствами.

#### 4.1.6. Влияние концентрации силовых линий магнитного поля на торцах зубьев на процесс обработки

Экспериментально установлено, что силовые линии поля концентрируются не только на кромках по наружному диаметру детали, но и на кромках торцов зубьев (рис. 4.13, а), что способствует удержанию ФАП во впадине. Щетка из ФАП посредством силовых линий поля зачищает торцы зубьев, образуя окантовку на обработанной детали (рис. 4.13, б).



а



б

Рис. 4.13. Распределение магнитных силовых линий в рабочей зоне: а – схема силовых линий поля, удерживающих ФАП во впадине; б – окантовка на обработанной детали (общий вид)

На основании вышесказанного, является важным вопрос распределения силового потенциала поля на торцевой части зуба.

Рассмотрим схему распределения поля на торцевой части зуба [104] (рис. 4.14).

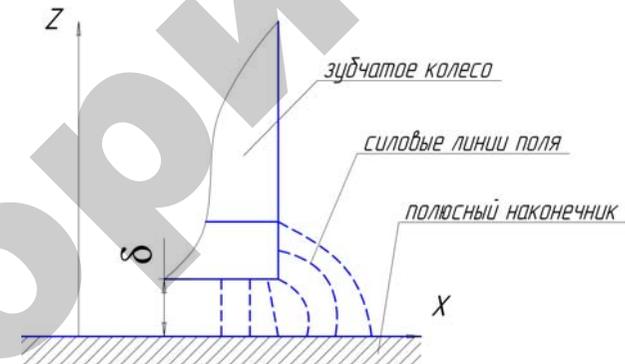


Рис. 4.14. Отображение поля на торце зуба

Распределение значений параметров поля получается подстановкой в формулу расчета распределения потенциала во впадине [105]:

$$V = (x, z) = \frac{2V_0}{\pi} \operatorname{arctg} \left[ \frac{\sin\left(\frac{\pi}{b}\right)x}{\operatorname{sh}\left(\frac{\pi}{b}\right)z} \right], \quad (4.11)$$

где  $b$  – ширина зубчатого колеса.

Плоскости  $x = 0$  и  $x = b$  имеют потенциал  $V = V_0 = \frac{1}{\mu_0} B_{M \max}$  ( $B_{M \max}$  – максимальная индукция под серединой впадины), при  $b \rightarrow \infty$ :

$$V(z, x) = \left( \frac{2V_0}{\pi} \right) \operatorname{arctg} \left( \frac{x}{z} \right),$$

т. к. 
$$\lim_{b \rightarrow \infty} \left[ \frac{\sin\left(\frac{\pi}{b}\right)x}{\operatorname{sh}\left(\frac{\pi}{b}\right)z} \right] = \lim_{b \rightarrow \infty} \left[ \frac{\left(-\frac{\pi}{b^2}\right)x \cos\left(\frac{\pi}{b}\right)x}{\left(-\frac{\pi}{b^2}\right)z \operatorname{ch}\left(\frac{\pi}{b}\right)z} \right] = \frac{x}{z}.$$

Распределение напряженности магнитного поля на торцевой грани зуба колеса со стороны воздушного зазора:

$$H_z = -\frac{\partial V(x, z)}{\partial z} = -\frac{2V_0}{\pi} \frac{-\frac{x}{z^2}}{1 + \left(\frac{x}{z}\right)^2} = \frac{2V_0}{\pi} \frac{x}{z^2 + x^2}, \quad (4.12)$$

где  $V_0 = H_p \delta_i$  – магнитное напряжение в зазоре. Уравнение (4.12) не учитывает зазора  $\delta$ . В действительности наличие зазора приводит к ослаблению индукции пропорционально размеру.

Предполагая, что силовая линия поля равняется четверти круга радиуса  $x$ , ослабление поля определяется отношением:

$$\frac{2\pi \frac{x}{4}}{\delta + 2\pi \frac{x}{4}} = \frac{x}{2\frac{\delta}{\pi} + x}. \quad (4.13)$$

Распределение индукции на поверхности подвижного торца зуба ( $z = 0$ ) в виде:

$$\frac{B_{mz}}{B_{mp}} = \frac{1}{1 + \frac{\pi x}{2\delta}}. \quad (4.14)$$

Уравнение (4.14) почти точно совпадает с распределением, отраженным на рис. 4.15.

Также предполагается приближенное выражение [104]:

$$\frac{B_{mz}}{B_{mp}} = 0,83 \exp\left[-\frac{x}{2\delta}\right] \quad (4.15).$$

В нашем случае величина рабочего зазора постоянная  $\delta = \text{const} = 1$  мм, магнитная индукция у кромки зуба  $B = 1$  Тл. На основании 4.14 строим зависимость изменения индукции вдоль наконечника от торца зуба (рис. 4.16).

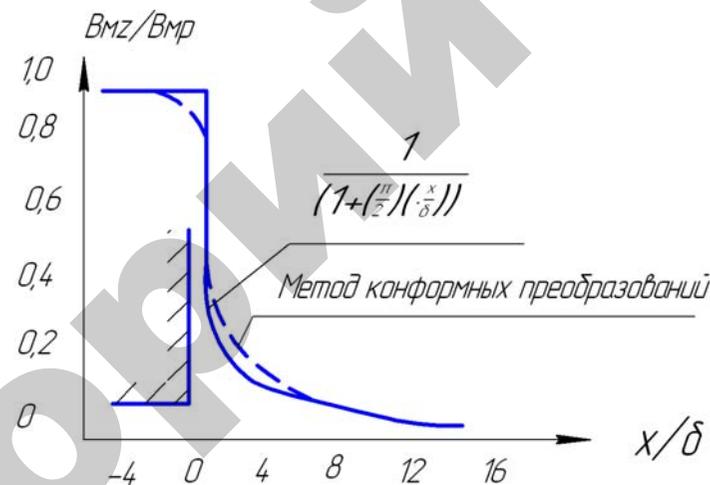


Рис. 4.15. Распределение индукции на торце зуба колеса

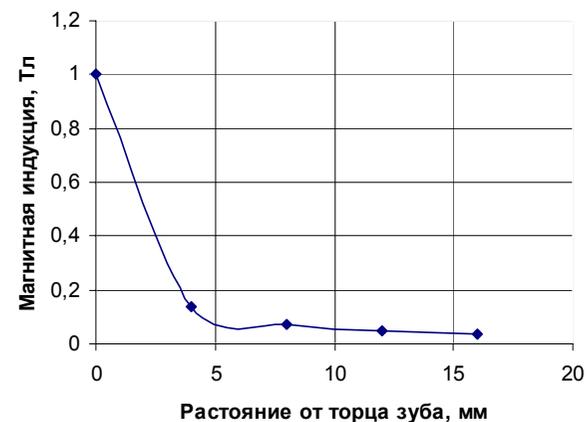


Рис. 4.16. Распределение индукции вдоль наконечника от торца зуба

Анализ полученной зависимости (рис. 4.16) показал, что для эффективного удержания ФАП в рабочей зоне посредством концентрации силовых линий поля на торцах зубьев, ширина наконечников должна быть больше ширины детали не менее чем на  $10 \text{ мм} + A$ , где  $A$  – амплитуда осцилляции.

## 4.2. Физико-механические характеристики поверхностного слоя после МАО

МАО сочетает в себе одновременно действие постоянного магнитного поля и процессы, которые протекают при взаимодействии обрабатываемой поверхности с порошковым магнитно-абразивным инструментом, – микрорезание, микроудары абразивных частиц, пластическая деформация в поверхностной зоне. Совокупность влияний различных факторов создает предпосылки для изменения физико-механических свойств поверхностных слоев материала.

Экспериментальные исследования выполняли на установке, оборудованной на базе вертикально-фрезерного станка с креплением резцедержателей на корпусе ротационной фрезы (угол атаки резцов 45°) при резании калийной породы. Время работы резцов составило при резании калийной породы 80...100 мин. В процессе исследования определили потерю массы резца в зависимости от объема разрушения породы.

При исследовании влияния магнитной индукции  $B$ , значение которой изменялось в пределах 0,8...1,2 Тл, остальные параметры принимали постоянными, равными:  $V_{рез} = 1,8$  м/с,  $\delta = 1,0$  мм,  $A = 2$  мм,  $A_{вс} = 0,5$  мм, порошок  $Fe-TiC$  зернистостью 250/315 мкм. Обработку проводили на установке СФТ 2.150.00.00.000.

При исследовании влияния на износостойкость скорости резания  $V_{рез}$ , значение которой меняли в пределах 1,2...2,4 м/с, магнитная индукция в зазоре составляла 1 Тл. Все остальные параметры были прежними.

Выявлено оптимальное значение  $V_{рез} = 1,8$  м/с. Обработка на этой скорости позволила снизить износ обработанного МАО изделия более чем в 2 раза по сравнению с необработанным – 8,3 г.

Согласно данным исследований, микроструктурным, рентгенофазовым, дюрOMETрическим методами установлено, что магнитно-абразивная обработка не изменяет фазового состава поверхностных слоев твердых сплавов, но изменяет их количественное соотношение. Так, содержание  $Co$  в поверхностном слое сплавов после МАО немного увеличивается в сравнении со средним (указанный в марке сплава), потом падает ниже среднего и поднимается к нормальному по мере отдалений от поверхности (табл. 4.1).

Профессором Майборода В. С. установлено, что под действием ударных нагрузок и в результате пластической деформации

в поверхностной зоне всех исследуемых сплавов почти до глубины 15 мкм наблюдалось интенсивное измельчение зерна. Особенно сильно измельчается фаза  $WC$ , что связано с ее достаточно высокой хрупкостью (табл. 4.2) [106].

Таблица 4.1

Содержание кобальта в упрочненном слое

Марка сплава	Содержание $Co$ , мас. %			
	На поверхности	150 мкм от поверхности	400 мкм от поверхности	Сердцевина
BK8	9,8	7,1	8,3	8
BK10	12,2	8,7	9,5	9

Таблица 4.2

Размер зерен карбидных фаз после МАО

Марка сплава	Средний размер зерна, мкм	
	На глубине до 15 мкм	На глубине 1000...1100 мкм
	$WC$	$WC$
BK8	2,5...3	5...1

Очевидно, дислокации, которые возникают в момент микроударов и пластической деформации и накапливаются во всех составляющих сплавов, в наиболее твердых и хрупких фазах – карбидах, вызывают измельчение зерен карбидной фазы, особенно  $WC$ , что в какой-то мере способствует релаксации напряжений в них, снижая при этом твердость поверхностных слоев по сравнению со слоями, которые расположены под ними. Такому снижению твердости поверхности способствует также увеличение содержания кобальта в этой зоне [107].

Размер зерен карбида  $WC$  остается достаточно крупным (2,5...3 мкм) в поверхностной зоне и увеличивается до 5...6 мкм к середине образцов. Рост количества дислокаций в таких зернах приводит к повышению их твердости в пределах 33,0...36,0 ГПа [108]. Движение дислокаций в таких фазах очень затруднено из-за малых размеров зерен, сложного состава карбида, дефектности кристаллической решетки самой фазы внедрения. При условиях приложения нагрузки к частицам такой фазы (например, при измерении твердости алмазным индентором) зерно разрушается, однако трещина дальше границы зерна не распространяется.



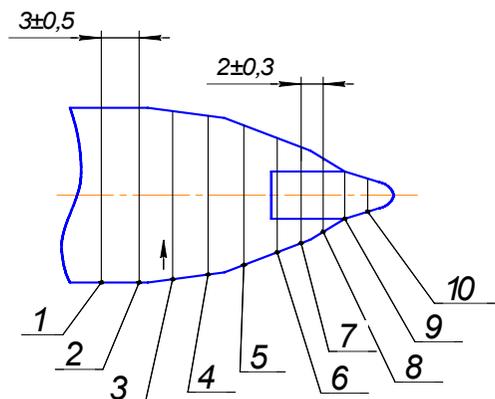


Рис. 4.20. Сечения, в которых измерялась микротвердость

Разработана методика подготовки образцов для проведения дюрометрических исследований. Методика предусматривала применение способов, обеспечивающих минимальное воздействие на материал детали в процессе подготовки образцов. На эрозионной установке на образцах предварительно прорезались продольные пазы, длиной 35...40 мм и шириной 0,3 мм (диаметр проволоки 0,29 мм). После магнитно-абразивной обработки образцы разрезались и шлифовались по плоскости разъема на мягких режимах. Вторая группа образцов подготавливалась по той же технологии, но без магнитно-абразивной обработки. Исследование морфологии поверхности резца проводилось с использованием микроскопа *VEGA II TESCAN*. На рис. 4.21, 2.22 представлены морфология и топография конической части резца (сталь 30ХГСА) в состоянии поставки и после MAO.

На исследуемых образцах, не подвергнутых MAO, коническая поверхность державки сформирована токарной обработкой. На ней отчетливо различимы шаги и следы токарной обработки. Поверхности имеют выраженную текстурированность вдоль вектора скорости резания при точении (рис. 4.21, а). Во впадине следа токарной обработки четко различимы дефекты (трещины) (рис. 4.21, б). На вершинах следа токарной обработки поверхность сильно деформирована, текстура имеет осколочно-вытянутый характер (рис. 4.21, в). Указанные дефекты поверхности резца служат концентраторами и очагами последующих разрушений при работе по породе.

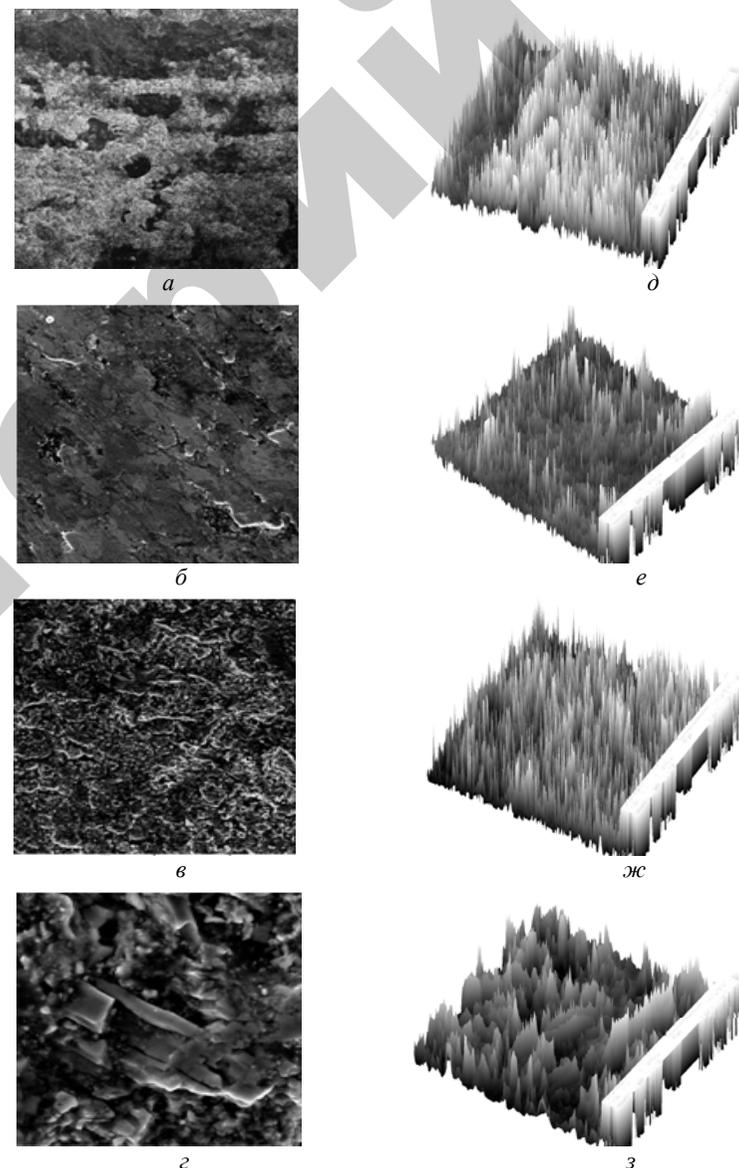


Рис. 4.21. Фотографии поверхности резца на стали 30ХГСА без MAO: а...в – морфология; д...ж – топография; б – впадина следа от токарной обработки; в, в – вершина следа от токарной обработки

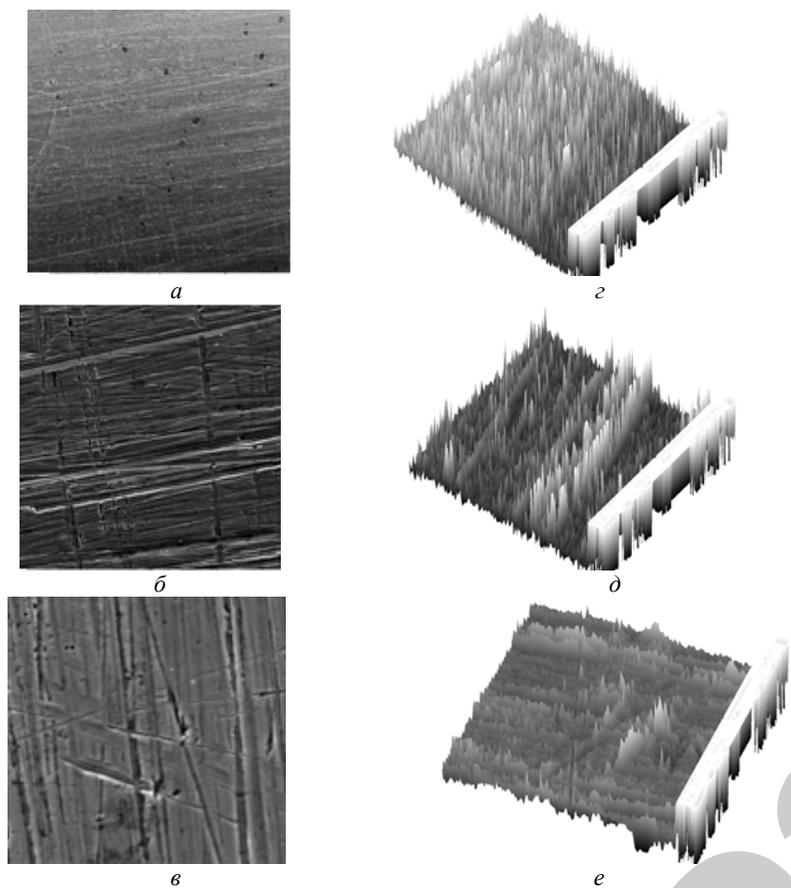


Рис. 4.22. Поверхность на стали 30ХГСА после МАО на режимах  $V = 1,8$  м/с,  $B = 1$  Тл,  $t = 150$  с:  
а...в – морфология; г...е – топография

На образцах после МАО, отчетливо видны следы обработки, имеющие довольно равномерное расположение как вдоль вектора скорости резания, так и по направлению осцилляции (рис. 4.22, а, б, в). Топография поверхности со следами микрорезания зернами ФАП стали 30ХГСА довольно сглаженная, без видимых нарушений поверхности и подтверждает, что основная масса материала уносится при МАО в виде стружки и навалы составляют до 20...30 % (рис. 4.22, б, в).

Исследование микрошлифов на подготовленных описанным выше способом образцах показало, что после МАО наблюдается заметное изменение в поверхностном слое как твердого сплава ВК8, так и стали 30ХГСА. Внешний вид поверхностей твердого сплава ВК8 представлен на рис. 4.23. Изменения по глубине поверхностного слоя иллюстрируют фото на рис. 4.24.

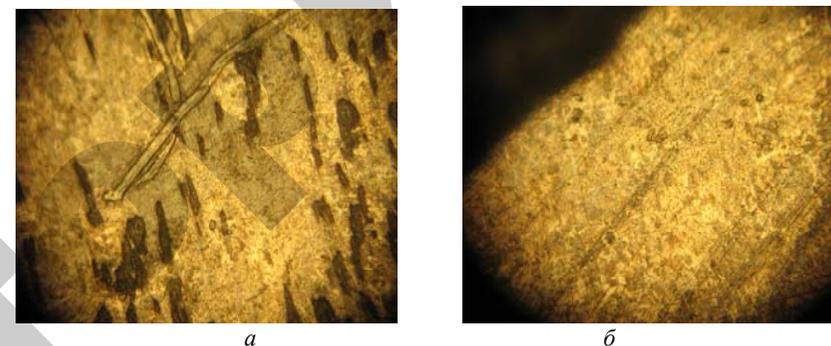


Рис. 4.23. Вид поверхности твердого сплава ВК8 (увеличение×50):  
а – до МАО; б – после МАО

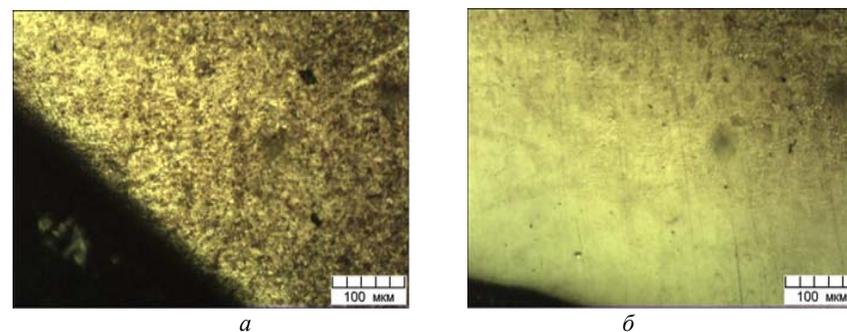
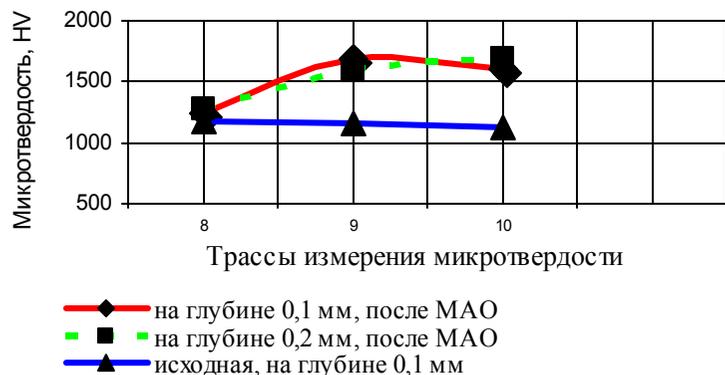
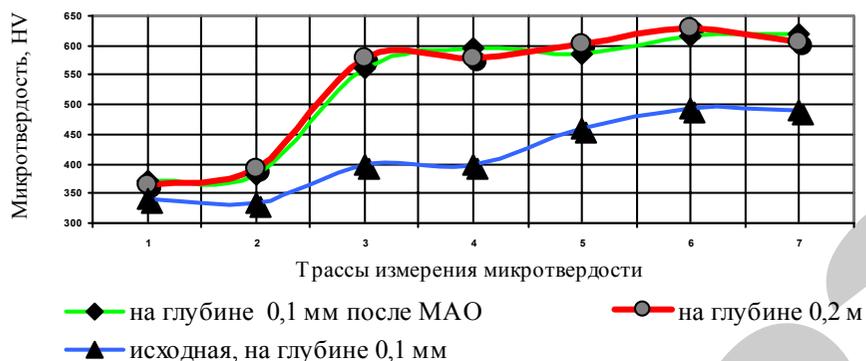


Рис. 4.24. Состояние поверхности конструкционной стали 30ХГСА (увеличение×50): а – до МАО; б – после МАО

Установленные изменения в состоянии поверхностного слоя элементов реза после МАО обуславливают и изменение его физико-механических свойств, в том числе и микротвердости. Распределение микротвердости по глубине поверхностного слоя исходного образца и обработанного МАО показано на рис. 4.25, а, б.



а



б

Рис. 4.25. Изменение микротвердости (HV) резца: а – зубка из твердого сплава ВК8; б – 30ХГСА

Данными исследований установлено, что на глубине 0,1...0,2 мм происходит значительное увеличение микротвердости, по сравнению с исходным значением. При магнитно-абразивной обработке микротвердость поверхности стали 30ХГСА повышается до 20 %, микротвердость твердого сплава ВК8 увеличивается до 30 %. Данное

явление может быть объяснено тем, что МАО сопровождается сложными явлениями, которые включают в себя микрорезание, микроудары, пластическую деформацию. Особенно важную роль в процессе изменения свойств обрабатываемых поверхностей играют микроудары и пластическая деформация.

### 4.3. Эксплуатационные свойства поверхностного слоя

Практика показывает, что одинаковые по точности и шероховатости поверхности могут иметь различные показатели надежности и долговечности. Это вызвано тем, что шероховатость сама по себе еще полностью не характеризует физическое состояние поверхностного слоя материала. Исследованиями доказано [61, 64], что эксплуатационные свойства поверхностного слоя в значительной степени определяют их надежность и долговечность. Поэтому в качестве критерия были выбраны адекватные режимы для головок делителя теста ШЗ-ХДУ-33, которые работают при биохимической коррозии в условиях интенсивного изнашивания.

В системе ISO коррозия металлов определена как физико-химическое взаимодействие между металлом и средой, в результате которого изменяются свойства металлов, и происходит ухудшение функциональных характеристик металла, среды или включающей их технической системы. Процесс коррозии представляет собой коррозионную систему, состоящую из металла и коррозионной среды. В результате коррозии образуются новые вещества, включающие окислы и соли корродирующего металла, которые являются продуктами коррозии. Поэтому важнейшим понятием служит коррозионная стойкость, характеризующая способность металла сопротивляться коррозионному воздействию среды. Коррозионное разрушение в значительной степени определяется условиями работы материалов, поэтому наиболее точную оценку поведения материалов в данных условиях дают испытания, моделирующие эксплуатационные. В связи с этим требования к методам проводимых коррозионных испытаний соответствовали ГОСТ 9.905–82.

Образцами служили цилиндрические заготовки после шлифования и МАО, размеры которых составляли  $D \times L = 15 \times 40$  мм. Материал –

бронза БрАЖ9-4 ГОСТ 18175–72. Рабочей средой являлись в первом случае 75 % и 90 % раствор  $H_2SO_4$ , во втором – 3 % и 9 % раствор  $NaCl$ . Результаты проведения испытаний представлены в табл. 4.3.

Таблица 4.3

Оценка коррозионной стойкости деталей  
после различных финишных методов

Скорость коррозии при воздействии рабочей средой, г/м <sup>2</sup> час			
$H_2SO_4$ , концентрация %		$NaCl$ , концентрация %	
75	90	3	10
2,59/2,01	1,47/0,91	0,11/0,07	0,15/0,1

Примечание. Верхний показатель – шлифование, нижний – МАО.

Многообразие условий работы деталей машин обусловлено различным видом взаимодействия поверхностей и, следовательно, различными видами изнашивания. Установлено, что кинетика процесса изнашивания во времени характеризуется тремя периодами: приработка; установившееся изнашивание; аварийное изнашивание. Также износостойкость деталей машин в период установившегося изнашивания и время наступления аварийного износа в сильной степени зависит от характеристик поверхностного слоя, образовавшегося в период приработки. Поэтому процесс формирования микрорельефа и структуры этого слоя и его зависимость от вида обработки определяет уровень прочности и несущей способности узлов трения. Для оценки влияния условий обработки на износостойкость деталей в период приработки были проведены сравнительные исследования методами шлифования и МАО. В результате обработки данными методами получают отличные друг от друга степень неоднородности структуры и физико-механические характеристики качества поверхности. Испытания проводили на машине трения 2070-СМТ1 в условиях трения качения. Параметры и режимы шлифования: скорость вращения детали,  $V_d = 50$  м/мин; скорость вращения круга,  $V_k = 20$  м/с; продольная подача,  $S_{пр} = 0,5$  м/мин; круг алмазный АСВ 125/100 МП 1100, МАО: величина магнитной индукции,  $B = 0,9$  Тл; скорость резания,  $V_p = 1$  м/с; скорость осцилляции,  $V_o = 0,2$  м/с; амплитуда осцилляции,  $A = 1$  мм; величина рабочего зазора,  $\delta = 1$  мм, ФАП-ФАПД-ФТИ-25 паспорт-сертификат БАТУ от 15.12.1998 г.;

Т – при шлифовании 3 %-й раствор Укринол-1, при МАО – 2 -й раствор СинМА-1, Материал контртела – сталь 45 ГОСТ 1050–88. Образцы изнашивали в условиях сухого трения.

Форму и значимость связи между различными факторами, имеющими стохастическую природу, можно оценить на основе множественного регрессионно-корреляционного анализа. В качестве независимых переменных был выбран параметр  $R_a$ . Средние характеристики качества поверхности для пяти образцов и результаты испытаний на износ приведены в табл. 4.4.

Таблица 4.4

Результаты испытаний на износостойкость  
после различных финишных методов

Шлифование		МАО	
$R_a$ , мкм	$I$ , мг	$R_a$ , мкм	$I$ , мг
0,89	218	0,09	107
0,74	194	0,08	97
0,90	177	0,11	109
0,79	190	0,10	115
0,83	183	0,09	104

В результате обработки экспериментальных данных получена следующая адекватная зависимость износа от характеристик поверхности для процесса МАО:

$$I = 17,89 \cdot R_a^{0,261}$$

Множественный коэффициент корреляции  $E = 0,9$ , коэффициент множественной детерминации  $R = 0,81$ . Как видно, наибольшее влияние на износ оказывает  $R_a$ , мкм.

Установлено, что сформированный МАО технологический рельеф поверхности по геометрическим и физико-механическим характеристикам обладает улучшенными показателями, наиболее приближающимися к эксплуатационным. Шероховатость поверхности составляет  $R_a = 08...0,1$  мкм, что на 40...50 % ниже, чем после шлифования.

При МАО образуется микрорельеф, способствующий при контакте трущихся пар созданию слоя, механические характеристики которого позволяют повысить его износ- и коррозионную стойкость в среднем в 1,8 и 1,5 раза соответственно. Это крайне важно для деталей оборудования пищевой промышленности, работающих в условиях биохимической коррозии.

Использование нового ФАП ФАПД-ФТИ-25 позволяет повысить производительность и качество процесса МАО в сравнении с традиционно применяемым Ж15КТ в среднем на 40 %.

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Широко применяемая в машиностроении финишная обработка фасонных поверхностей и криволинейных участков гибкими абразивными инструментами обеспечивает копирование профиля обрабатываемой поверхности за счет податливости связки. Это позволяет выравнивать глубины резания отдельными абразивными зернами. Методы, основанные на использовании свободного абразива, допускают более равномерное распределение режущих кромок относительно обрабатываемых поверхностей, а также их переориентацию и перемещение в процессе обработки. Финишная обработка поверхностей закрепленным и свободным абразивом наиболее приемлема для обработки поверхностей простой геометрической формы. При использовании этих методов для обработки поверхностей сложной геометрической формы возникают проблемы неравномерного съема металла на сопрягаемых (труднодоступных) участках профиля. Потому обработка гибкими абразивными инструментами и свободным абразивом не может гарантировать качество поверхностей сложного профиля, как по геометрической форме, так и по шероховатости поверхности.

Методы финишной обработки сложнопрофильных поверхностей подвижно-скоординированными абразивными частицами основаны на создании режущего контура инструмента путем самоустанавливания абразивных частиц по контуру обрабатываемой поверхности, копируя ее геометрию. Роль связующего элемента выполняет энергия магнитного поля, создающая упругие силы воздействия на абразивные частицы порошка. Способность магнитного поля изменять давление абразивных частиц на обрабатываемую поверхность позволяет объединять в одном рабочем цикле чистовую и финишную обработку.

Суть явлений и происходящие процессы в зоне обработки при МАО рассмотрены в монографии с позиций свойств «рабочей технологической среды», которая включает компоненты: внешнее магнитное поле, ФАП и СОТС. Комплексное рассмотрение рабочей технологической среды на предмет рационального подбора материалов

ФАП, СОТС и топографии магнитного поля позволило разработать методологию технологического обеспечения обработки сложнопрофильных поверхностей.

При магнитно-абразивной обработке поверхностей сложной геометрической формы на участках сопряжения различных поверхностей нарушаются однородность ферроабразивной щетки и режимы резания. Это вызвано возникновением в этих зонах градиента магнитной индукции и изменением кинематических параметров процесса резания. Предложено распределение магнитного поля в рабочем зазоре и вычисление его параметров производить путем решения граничной задачи с краевыми эффектами для уравнений Максвелла и закона Био-Савара-Лапласа. Разработан численный метод расчета электромагнитного поля с использованием ресурса ПЭВМ и программного пакета *Mathematica-4*.

Предложены новые виды ферроабразивных порошков и методы их получения. Эффективность магнитно-абразивной обработки зависит от формы ферроабразивных порошков, их гранулометрического состава, химической активности к обрабатываемому материалу, микротвердости абразивной составляющей, а также от технологичности изготовления и их стоимости. Установлено, что оптимальными магнитными и абразивными свойствами обладают ферроабразивные порошки, полученные из расплава. Их структура представляет собой мартенситную или ферритную матрицу с включениями карбидов. При изготовлении литых ферроабразивных порошков важен правильный выбор карбидообразующего элемента. Подбор легирующих элементов, режимов распыления, а также различных видов последующей термической обработки позволяет избирательно влиять на структуру, форму и размеры частиц.

Важным компонентом рабочей технологической среды при магнитно-абразивной обработке сложнопрофильных поверхностей являются смазочно-охлаждающие технологические среды, активирующие процесс съема металла. Установлено, что наибольшей способностью к адсорбции при магнитно-абразивной обработке обладают поверхностно активные вещества. Приведенные результаты исследований базируются на работах П. А. Ребиндера, в которых эффект адсорбционного понижения прочности металлов объясняется присутствием поверхностно-активных веществ. Действие адсорбции понижает поверхностную энергию металла, способствует зарождению пластических сдвигов и развитию дефектов при значительно меньших напряжениях. Поверхностные дефекты представляют собой

микроскопические и субмикроскопические трещины и щели клиновидного сечения, в которых свободная поверхностная энергия возрастает от нуля до максимально нормального значения на поверхности тела. Наличие микротрещин в поверхностном слое приводит к снижению прочностных характеристик изделия, существенно отличающихся от теоретических значений. Положительная роль микротрещин заключается в том, что проникшее в них ПАВ способствует снижению усилия деформаций.

Таким образом показано, что значение физико-механических параметров и геометрических характеристик поверхностного слоя детали после магнитно-абразивной обработки сложнопрофильных поверхностей, определяется совместным действием абразивного резания, пластического выглаживания микронеровностей, химических реакций активных веществ и электромагнитных явлений в зоне обработки.

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. *Калашников, С. Н.* Прогрессивные методы зубообработки цилиндрических зубчатых колес: учеб. пособие для слушателей заочных курсов повышения квалификации ИТР по прогрессивной технологии и автоматизации управления процессами мех. обработки / С. Н. Калашников, А. С. Калашников. – Москва : Машиностроение, 1982. – 44 с.

2. Обработка износостойких покрытий / Ж. А. Мрочек [и др.] ; под общей ред. Ж. А. Мрочка. – Минск : Дизайн ПРО, 1997. – 208 с.

3. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач: учебное пособие / В. Е. Антонюк [и др.] ; под общей ред. В. Е. Антонюка. – Минск : УП «Технопринт», 2003. – 766 с.

4. Исследование влияния технологии окончательной обработки зубчатых колес на их работоспособность: информационные материалы / НИИМАЗ ; сост. О. В. Берестнев, А. С. Соболев. – Москва, 1971. – 210 с.

5. *Киселев, С. П.* Полирование металлов / С. П. Киселев. – Ленинград : Машиностроение, 1967. – 118 с.

6. *Ящерицын, П. И.* Тепловые явления при шлифовании и свойства обработанных поверхностей / П. И. Ящерицын, А. К. Цокур, М. Л. Еременко – Минск : Наука и техника, 1973. – 148 с.

7. *Редько, С. Г.* Процессы теплообразования при шлифовании металлов / С. Г. Редько. – Саратов : Изд-во Саратов. ун-та, 1962. – 231 с.

8. *Миронов, А. М.* Повышение эффективности магнитно-абразивной обработки зубчатых колес механическим уплотнением ферроабразивного порошка в рабочей зоне автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / А. М. Миронов ; ГНУ «Физико-технический институт» НАН Беларуси. – Минск, 2007. – 22 с.

9. *Сухоруков, Ю. Н.* Инструменты для обработки зубчатых колес методом свободного обката / Ю. Н. Сухоруков, Р. И. Евстигнеев. – Москва : Техника, 1983. – 120 с.

10. *Антонюк, В. Е.* Направления и пути совершенствования конструкций, производства и процессов обработки зубчатых колес / В. Е. Антонюк, Ю. Г. Болотов, А. Б. Горштейн ; под. ред. М. А. Архипова. – Минск : БелНИИТИ, 1987. – 35 с.

11. *Резников, А. Н.* Краткий справочник по алмазной обработке изделий и инструментов / А. Н. Резников. – Куйбышев : Куйбышевское книжное издательство, 1967. – 202 с.

12. *Сакулевич, Ф. Ю.* Основы магнитно-абразивной обработки / Ф. Ю. Сакулевич. – Минск : Наука и техника, 1981. – 326 с.

13. Способ внутреннего шлифования : а. с. 55507 СССР : МПК В 24b 37/00 / Н. И. Каргалов ; № 123546/25-8 ; заявл. 1.04.38 ; опубл. 2.10.39. – Бюл. № 8. – 3 с.

14. *Сергеев, Л. Е.* Формирование характеристик поверхностного слоя деталей при магнитно-абразивной обработке отверстий / Л. Е. Сергеев, Н. Я. Скворчевский ; Физико-технический ин-т АН Беларуси. – Минск, 1993. – 10 с. – Деп. в ВНИИТИ 14.07.93, № 1993 // РЖ : В93ДЕП. – С. 10.

15. *Барон, Ю. М.* Технология абразивной обработки в магнитном поле / Ю. М. Барон. – Ленинград : Машиностроение, 1975. – 127 с.

16. *Сакулевич, Ф. Ю.* Магнитно-абразивная обработка точных деталей / Ф. Ю. Сакулевич, Л. К. Минин, Л. А. Олендер. – Минск : Вышэйшая школа, 1977. – 288 с.

17. *Ваксер, Д. Б.* Пути повышения производительности абразивного инструмента при шлифовании / Д. Б. Ваксер. – Москва : Машиностроение, 1964. – 123 с.

18. Магнитнореологические суспензии на основе аморфных магнитных порошков / И. В. Прохоров [и др.] // Магнитные материалы и их применение : тез. докл. междунар. науч. конф., Минск, 30 сент. – 2 окт. 1998 г. / ФТИ НАН Беларуси. – Минск, 1998. – С. 157.

19. *Богомолов, Н. И.* О работе трения в абразивных процессах / Н. И. Богомолов // Труды ВНИИМАЗ. – Ленинград : Машиностроение. – 1965. – № 1. – С. 112–117.

20. *Жданович, В. И.* Исследование процесса магнитно-абразивной обработки наружных цилиндрических поверхностей : автореф.

дис. ... канд. техн. наук / В. И. Жданович ; Физико-технический ин-т АН БССР. – Минск, 1974. – 23 с.

21. Коцура, Ю. С. Исследование процесса магнитно-абразивной обработки колец прядильных и крутильных машин : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Ю. С. Коцура ; Москов. технол. ин-т. – Москва, 1976. – 20 с.

22. Бабич, В. Е. Технология финишной магнитно-абразивной обработки сборного породоразрушающего инструмента : автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / В. Е. Бабич ; ГНУ «Физико-технический институт» НАН Беларуси. – Минск, 2009. – 20 с.

23. Ящерицын, П. И. Технологические возможности процессов финишной обработки эластичным абразивным инструментом / П. И. Ящерицын, Д. Ф. Устинович, П. В. Моисеенко // Технологии физтеха : сб. ст. / ФТИ НАН Беларуси ; под ред. акад. НАН Беларуси С. А. Астапчика. – Минск : Изд-во ФТИ НАН Беларуси, 1999. – С. 284–287.

24. Технологические основы обработки изделий в магнитном поле / П. И. Ящерицын [и др.] ; под общ. ред. П. И. Ящерицына. – Минск : Физико-технический ин-т, 1997. – 416 с.

25. Барон, Ю. М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю. М. Барон. – Ленинград : Машиностроение, 1986. – 172 с.

26. Коновалов, Е. Г. Чистовая обработка деталей в магнитном поле ферромагнитными порошками / Е. Г. Коновалов, Г. С. Шулев. – Минск : Наука и техника, 1967. – 125 с.

27. Скворчевский, Н. Я. Эффективность магнитно-абразивной обработки / Н. Я. Скворчевский, Э. Н. Федорович, П. И. Ящерицын. – Минск : Наука і техника, 1991. – 215 с.

28. Майборода, В. С. Основи створення і використання порошкового магнітоабразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь : автореф. дис. ... доктора технічних наук : 05.03.01 / В. С. Майборода ; Київський політехнічний інститут. – Київ, 2001. – 36 с.

29. Хомич, Н. С. Магнитно-абразивная обработка изделий. – Минск : БНТУ, 2006. – 200 с.

30. Кожуро, Л. М. Разработка и исследование магнитно-абразивного полирования фасонных поверхностей тел вращения : автореф.

дис. ... канд. техн. наук / Л. М. Кожуро ; Физико-технический ин-т АН БССР. – Минск, 1974. – 21 с.

31. Шулев, Г. С. Физико-технические основы обработки деталей в магнитном поле ферромагнитными порошками : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Г. С. Шулев ; Физико-технический ин-т АН БССР. – Минск, 1965. – 22 с.

32. Кобчиков, В. С. Технология магнитно-абразивного полирования изделий из твердых сплавов : автореф. дис. ... канд. техн. наук / В. С. Кобчиков ; Ленингр. политех. ин-т. – Ленинград, 1983. – 16 с.

33. Панченко, В. М. Исследование технологических возможностей магнитно-абразивной обработки для повышения эксплуатационных свойств деталей машин : автореф. дис. ... канд. техн. наук / В. М. Панченко ; Физико-технический ин-т АН БССР. – Минск, 1976. – 24 с.

34. Сакулевич, Ф. Ю. Объемная магнитно-абразивная обработка / Ф. Ю. Сакулевич, Л. М. Кожуро. – Минск : Наука и техника, 1978. – 168 с.

35. Волский, Н. И. Обрабатываемость материалов шлифованием / Н. И. Волский. – Москва : Машгиз, 1950. – 248 с.

36. Ящерицын, П. И. Шлифование металлов / П. И. Ящерицын, Е. А. Жолнерович. – Минск : Беларусь, 1970. – 483 с.

37. Корчак, С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С. Н. Корчак. – Москва : Машиностроение, 1974. – 278 с.

38. Разработка технологического процесса магнитно-абразивной обработки пуансонов применительно к деталям отрасли : отчет о НИР / Академия Наук БССР ; Физико-технический институт ; рук. Ф. Ю. Сакулевич. – Минск, 1974. – 93 с. – с Б898420.

39. Исследование общих вопросов теории и технологии процесса магнитно-абразивной обработки : отчет о НИР / Академия Наук БССР ; Физико-технический институт ; рук. Ф. Ю. Сакулевич. – Минск, 1975. – 566 с. – № ГР. P012010.

40. Вайнер, Г. М. Качество поверхностного слоя при магнитно-абразивном полировании некоторых материалов / Г. М. Вайнер // Докл. III Междунар. н.-т. сем. по технологиям финишной обработки «АМО'87» (г. Варна, окт. 1987 г.). – Варна, 1987. – С. 42–47.

41. Матюха, П. Г. Современные тенденции магнитно-абразивной обработки / П. Г. Матюха, А. В. Бурдин // Научные труды Донец-

кого национального технического университета. – Сер. : Машиностроение. – Вып. 6. – Донецк : ДонНТУ, 2009. – С. 166–173.

42. Коновалов, Е. Г. Основы электроферромагнитной обработки / Е. Г. Коновалов, Ф. Ю. Сакулевич. – Минск : Наука и техника, 1974. – 272 с.

43. Кадхум, А. Х. Повышение эффективности магнитно-абразивной обработки оптимизации геометрических параметров рабочей зоны : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Али Хуссейн Кадхум ; Белорусская государственная политехническая академия. – Минск, 1993. – 18 с.

44. Dr. Sebestyen, I. Magnetic Field and Force Calculation for MAM Device : COMPUMAG 12<sup>th</sup> Conference on Computation of Electromagnetic Field / Dr. I. Sebestyen, dr. J. Kodacsy. – October 25–28, 1999, Sapporo (J).

45. Ларионов, С. Г. Отделочно-упрочняющая обработка режущего инструмента уплотненным потоком абразива в магнитном поле : автореф. дис. ... канд. техн. наук / С. Г. Ларионов ; Ленинградский государственный технический университет. – Ленинград, 1991. – 18 с.

46. Childs, T.H.C. Magnetic fluid grinding of ceramic balls / T.H.C. Childs // Industrial Diamond Review. – Vol. 54, № 562. – P. 120–123.

47. Устройство для магнитно-абразивной обработки зубчатых колес : а. с. 19414 СССР : МПК В 24 в 57/00 / Б. Г. Македонский, А. Д. Кочемцов, И. М. Думанов, П. Н. Глабов. – № 22630/08 ; заявлено 05.02.73 ; опубл. 25.06.75 // Открытия. Изобретения. – 1975. – № 34. – С. 82.

48. Иконников, А. М. Совершенствование технологии магнитно-абразивной обработки фасонных поверхностей : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.03.01 / А. М. Иконников ; Алтайский политехнический институт им. Ползунова. – Барнаул, 2004. – 18 с.

49. Ефремов, В. Д. Технологическое обеспечение качества рабочих кромок инструмента и деталей / В. Д. Ефремов, П. И. Ящерицын. – Минск : БАТУ, 1997. – 251 с.

50. Фертман, В. Е. Магнитные жидкости / В. Е. Фертман. – Минск : Вышэйшая школа, 1988. – 182 с.

51. Arruebo, M. Magnetic nanoparticles for drug delivery / M. Arruebo [et. al] // Nanotoday. – 2007. – Vol. 2. – № 3. – P. 22–31.

52. Самсонов, Г. В. Взаимодействие тугоплавких карбидов с расплавленными сталями и чугунами. Тугоплавкие карбиды / Г. В. Самсонов, Г. К. Козина, А. Д. Панасюк, С. Н. Бондарчук. – Киев : Наукова думка, 1970. – 188 с.

53. Самсонов, Г. В. Смачивание тугоплавких карбидов жидкими металлами / Г. В. Самсонов, Г. К. Козина, А. Д. Панасюк // Порошковая металлургия. – 1968. – № 11. – С. 42–48.

54. Самсонов, Г. В. Контактные взаимодействия тугоплавких соединений с жидкими металлами. Исследование процесса смачивания металлоподобных боридов жидкими непереходными металлами / Г. В. Самсонов, А. Д. Панасюк, М. С. Боровикова // Порошковая металлургия. – 1973. – № 5. – С. 61–67.

55. Самсонов, Г. В. Контактные взаимодействия тугоплавких соединений с жидкими металлами. Взаимодействие тугоплавких боридов с жидкими металлами с семейства железа / Г. В. Самсонов, А. Д. Панасюк, М. С. Боровикова // Порошковая металлургия. – 1973. – № 6. – С. 51–56.

56. Griffith, A. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids // Philos. Trans. Roy. Soc. London. Ser. A. 1921. – Vol. 221. – P. 163–198.

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

58. Скворчевский, Н. Я. Научные основы повышения эффективности магнитно-абразивной обработки созданием сверхсильных магнитных полей и технологических сред : автореф. дис. ... докт. техн. наук / Н. Я. Скворчевский. – Минск, 1994. – 32 с.

59. Гаркунов, Д. Н. Триботехника / Д. Н. Гаркунов. – Москва : Машиностроение, 1989. – 342 с.

60. Ахматов, С. А. Молекулярная физика граничного трения / С. А. Ахматов. – Москва : Физматгиз, 1963. – 366 с.

61. Ящерицын, П. И. Алмазно-абразивная обработка и упрочнение изделий в магнитном поле / П. И. Ящерицын [и др.]. – Минск : Наука и техника, 1988. – 292 с.

62. Сакулевич, Ф. Ю. Роль смазывающе-охлаждающих жидкостей при магнитно-абразивной обработке / Ф. Ю. Сакулевич, Н. Я. Скворчевский. – Минск : БелНИИТИ, 1981. – 64 с.

63. Граховский, Г. Я. Полимеры в технологии обработки металлов / Г. Я. Граховский. – Киев : Наукова думка, 1975. – С. 224.

64. Ящерицын, П. И. Теория резания / П. И. Ящерицын, Е. Э. Фельдштейн. – Минск : Новое знание, 2005. – С. 511.

65. *Никифоров, И. П.* Условия стружкообразования при шлифовании / И. П. Никифоров // Инструмент и технологии. – 2003. – № 2. – С. 8–13.

66. Трение, износ и смазка (трибология и триботехники) / под ред. А. В. Чичинадзе. – Москва : Машиностроение, 2003. – С. 575.

67. *Ящерицын, П. И.* Магнитно-абразивная обработка цветных материалов с использованием СОТС «Аквапол-1» / П. И. Ящерицын [и др.] // Весці НАН Беларусі. – Сер. фіз.-тэхн. навук, № 4. – 2000. – С. 62–65.

68. Поверхностная прочность материалов при трении // под ред. Б. И. Костецкого. – Киев : Техника, 1976. – 288 с.

69. *Габриэлов, И. П.* О возможности применения мелкодисперстных отходов быстрорежущих сталей в магнитно-абразивной обработке / И. П. Габриэлов [и др.] // Алмазная и абразивная обработка деталей машин и инструмента : межвуз. сб. науч. трудов. – Пенза : Пенз. политех. ин-т, 1987, Вып. 16. – С. 74–79.

70. *Бердичевский, Е. Г.* Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов : справочник / Е. Г. Бердичевский. – Москва : Машиностроение, 1984. – 196 с.

71. Топлива, смазочные материалы, технические жидкости. Ассортимент и применение : справочное издание / под ред. В. М. Школьников. – Москва : Машиностроение, 1989. – 256 с.

72. Поверхностно-активные вещества : справочник / под ред. А. А. Абрамзона, Г. М. Гаевого. – Ленинград : Химия, 1979. – 248 с.

73. Поверхностные явления и поверхностно-активные вещества : справочник / под ред. А. А. Абрамзона, Е. Д. Щукина. – Ленинград : Химия, 1984. – 320 с.

74. *Скворчевский, Н. Я.* Смазочно-охлаждающие жидкости для магнитно-абразивной обработки // Технология машиностроения : науч.-техн. сб. – Сер. 17. – Вып. 124. – 1981. – С. 6–12.

75. *Сакулевич, Ф. Ю.* Исследование влияния различных составов СОЖ на положение области оптимума параметров магнитно-абразивной обработки // Ф. Ю. Сакулевич, Н. Я. Скворчевский, Е. А. Хлопяник; Физико-технический ин-т АН БССР. – Минск, 1980. – 8 с. – Деп. в ВНИИТИ 15.06.80, № 238 // РЖ : В80ДЕП. – С. 8.

76. *Никитин, В. М.* Химия древесины и целлюлозы / В. М. Никитин. – Москва : Лесная промышленность, 1978. – С. 366.

77. *Ящерицын, П. И.* Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П. И. Ящерицын, М. Л. Еременко, Е. Э. Фельдштейн. – Минск : Вышэйшая школа, 1990. – 510 с.

78. *Тухтаркина, О. Р.* Структурная организация адсорбционных слоев анион-активных ПАВ в присутствии  $n$ -мерных простых эфиров / О. Р. Тухтаркина, И. Ю. Аверко-Антонович, Е. М. Готтлиб [и др.] // Сборник статей VIII всероссийской конференции «Структура и динамика молекулярных систем». Ч. 1. – Йошкар-Ола-Уфа-Казань-Москва, 2002. – С. 105–106.

79. *Бершадский, Н. Я.* Структурная термодинамика трибосистем / Н. Я. Бершадский. – Киев : «Знание», 1990. – 254 с.

80. *Парселл, Э.* Электричество и магнетизм / Э. Парселл. – Москва : Наука. 1983. – Т.2. – 328 с.

81. *Нестеров, В. М.* Магнитно-абразивная обработка отверстий использованием индукторов на постоянных магнитах : автореф. дис. ... канд. техн. наук. / В. М. Нестеров; Ленинградский политехнический институт. – Ленинград, 1989. – 20 с.

82. *Сергеев, Л. Е.* Исследование магнитно-абразивной обработки отверстий различными типами магнитных систем // Л. Е. Сергеев, Н. Я. Скворчевский; Физико-технический ин-т АН Беларуси. – Минск, 1993. – 10 с. – Деп. в ВНИИТИ 20.03.93, № 1565 // РЖ : В93ДЕП. – С. 10.

83. *Андрушкевич, И. Е.* Методы разделения переменных в волновых уравнениях / И. Е. Андрушкевич. – Новополоцк: ПГУ, 2010. – 239 с.

84. *Акулович, Л. М.* Моделирование магнитостатических полей при магнитно-абразивной обработке деталей / Л. М. Акулович, И. Е. Андрушкевич, Л. Е. Сергеев // Докл. II Международной конференции «Математическое моделирование и фундаментальные уравнения. – Минск, 2009. – С. 31–33.

85. *Говорков, В. А.* Электрические и магнитные поля / В. А. Говорков. – Москва : Энергия, 1968. – 328 с.

86. *Барон, Ю. М.* Теоретическое и экспериментальное исследование процесса абразивной обработки деталей машин в магнитном поле : автореф. дис. ... канд. техн. наук / Ю. М. Барон; Ленингр. политех. ин-т. – Ленинград, 1969. – 19 с.

87. Магнитно-абразивная обработка деталей машин: тез. докл. науч.-техн. конф. (г. Минск, 16–17 октября 1979 г.); спецред.

Ф. Ю. Сакулевич, ред. А. С. Короткевич / ЭППП БелНИИНТИ. – Минск, 1979. – 55 с.

88. *Домбровский, В. В.* Справочное пособие по расчету электромагнитного поля в электрических машинах / В.В. Домбровский. – Ленинград : Энергоатомиздат, Ленингр. отд-ние, 1983. – 256 с.

89. *Брынский, Е. А.* Электромагнитные поля в электрических машинах / Е. А. Брынский, Я. Б. Данилевич, В. И. Яковлев. – Ленинград : Энергия. Ленингр. отд-ние, 1979. – 176 с.

90. *Татур, Т. А.* Основы теории электромагнитного поля : справочное пособие / Т. А. Татур. – Москва : Высшая школа, 1989. – 272 с.

91. *Скрузитис, К. Э.* Расчет магнитного поля зубчатого ротора // Бесконтактные электрические машины / К. Э. Скрузитис. – Рига : Изд-во АН Латв. ССР, 1962. – Вып. II. – С. 51–60.

92. *Домбур, Л. Э.* Магнитное поле в воздушном зазоре индукторной машины с трапецеидальными зубцами ротора / Л. Э. Домбур // Бесконтактные электрические машины. – Рига : Изд-во АН Латв. ССР, 1963. – Вып. III. – С. 57–71.

93. *Апсит, В. В.* Синхронная машина с когтеобразными полюсами / В. В. Апсит. – Рига : Изд-во АН Латв. ССР, 1959. – 356 с.

94. *Лаврентьев, М. А.* Методы теории функций комплексного переменного / М. А. Лаврентьев, Б. В. Шабат. – Москва : Гостехиздат, 1951. – 128 с.

95. Универсальный метод расчета электромагнитных процессов в электрических машинах / А. В. Иванов-Смоленский [и др.] ; под ред. А. В. Иванова-Смоленского. – Москва : Энергоатомиздат, 1986. – 216 с.

96. *Сергеев, Л. Е.* Магнитно-абразивная обработка деталей машин : пособие / Л. Е. Сергеев, А. М. Миронов. – Минск : ГУ «Учебно-методический центр Минсельхозпрода», 2004. – 68 с.

97. *Евдокимов, Ф. Е.* Теоретические основы электротехники / Ф. Е. Евдокимов. – Москва : АCADEMIA, 2004. – 560 с.

98. *Зима, Т. Е.* Теоретические основы электротехники. Основы теории электромагнитного поля / Т. Е. Зима. – Новосибирск : НГТУ, 2005. – 198 с.

99. *Иванов, Ю. И.* Определение составляющих тангенциальной суммарной силы при шлифовании алмазными лентами / Ю. И. Иванов, Н. В. Носов // Изв. вузов. Машиностроение. – Москва : МВТУ им. Баумана – 1980. – № 10. – С. 127–131.

100. *Панько, Л. А.* Повышение эффективности шлифования абразивной лентой / Л. А. Панько, Н. В. Костин, В. П. Антонов // Станки и инструмент. – 1976. – № 7. – С. 32–36.

101. *Камке, Э.* Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям / Э. Камке. – Москва : Наука, 1976. – 326 с.

102. *Хейфец, М. Л.* Процессы самоорганизации при формировании поверхностей / М. Л. Хейфец, Л. М. Кожуро, Ж. А. Мрочек. – Гомель : ИММС НАН Б, 1999. – 276 с.

103. *Ящерицын, П. И.* Финишная обработка деталей уплотненным потоком свободного абразива / П. И. Ящерицын, А. Н. Мартынов, А. Д. Гридин. – Москва : Наука и техника, 1978. – 244 с.

104. Электромагнитные процессы в торцевых частях электрических машин / А. И. Вольдек [и др.]. – Ленинград : Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1983. – 216 с.

105. *Туровский, Я.* Электромагнитные расчеты элементов электрических машин : пер. с польск. / Я. Туровский. – Москва : Энергоатомиздат, 1986. – 200 с.

106. *Майборода, В. С.* Магнитно-абразивная обработка специальных деталей: дис. ... канд. техн. наук / В.С. Майборода. – Киев, 1988. – 170 с.

107. *Ящерицын, П. И.* Тенденции и перспективы развития финишных и упрочняющих технологий в Республике Беларусь / П. И. Ящерицын, Л. М. Кожуро // Весці НАН Беларусі. – Сер. фіз.-тэхн. навук. – 1998. – № 4. – С. 99–104.

108. Создать и освоить новые порошковые материалы на основе соединений переходных металлов железа для магнитно-абразивной обработки твердых поверхностей : отчет о НИР / Академия Наук БССР. Физико-технический институт; рук. П. И. Ящерицын. – Минск, 1980. – 178 с. – № 78001018.

109. *Лошак, М. Г.* Упрочнение твердых сплавов / М. Г. Лошак, Л. И. Александрова. – Киев : Наукова думка, 1975. – 147 с.

110. Режущие инструменты, оснащенные сверхтвердыми и керамическими материалами : справочник / В. П. Жедь [и др.]. – Москва : Машиностроение, 1987. – 392 с.

111. *Акулович, Л. М.* Самоорганизация процессов упрочняющей обработки / Л. М. Акулович, В. С. Ивашко, М. Л. Хейфец. – Минск : Народная книга, 2008. – 236 с.

112. Шатуров, Г. Ф. Прогрессивные процессы механической обработки поверхностей / Г. Ф. Шатуров, Ж. А. Мрочек. – Минск : УП «Технопринт», 2001. – 460 с.

113. Барон, Ю. М. Характеристика поверхностного слоя закаленных инструментальных сталей, подвергнутых магнитно-абразивной обработке / Ю. М. Барон. – Ленинград, 1983. – 12 с. – Деп. в НИИмаше, № 93.

114. Миркин, Л. И. Справочник по рентгеноструктурному анализу поликристаллов / Л. И. Миркин. – Москва : Изд. физ.-мат. лит., 1961. – 863 с.

## СОДЕРЖАНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ</b> .....	3
<b>1. ПРОЦЕССЫ ФИНИШНОЙ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ</b> .....	7
1.1. ОБРАБОТКА ПОВЕРХНОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТАМИ С ЗАКРЕПЛЕННЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЧАСТИЦАМИ .....	8
1.2. ОБРАБОТКА ПОВЕРХНОСТЕЙ СВОБОДНЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЧАСТИЦАМИ .....	14
1.3. ФИНИШНАЯ ОБРАБОТКА ПОВЕРХНОСТЕЙ ПОДВИЖНО-КООРДИНИРОВАННЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЧАСТИЦАМИ .....	25
1.4. МАГНИТНО-АБРАЗИВНАЯ ОБРАБОТКА ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ .....	28
1.4.1. Особенности способа магнитно-абразивной обработки ...	28
1.4.2. Механизм стружкообразования при МАО .....	32
1.4.3. Разновидности способов магнитно-абразивной обработки .....	41
1.4.4. Магнитно-абразивная обработка различных материалов .....	43
1.4.5. Магнитно-абразивная обработка поверхностей различной геометрической формы .....	49
1.4.6. Магнитно-абразивная обработка сложнопрофильных поверхностей .....	57
<b>2. ФОРМИРОВАНИЕ РАБОЧЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ В ПРОЦЕССЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ</b> .....	67
2.1. ОСОБЕННОСТИ РАБОЧЕЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СРЕДЫ .....	67
2.2. АНАЛИЗ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РТС .....	68

2.3. ИССЛЕДОВАНИЕ СОВМЕСТИМОСТИ КОМПОНЕНТОВ РТС ПРИ МАО .....	73
2.4. РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ РТС ДЛЯ МАО СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ .....	78
2.5. ФЕРРОАБРАЗИВНЫЕ ПОРОШКИ ПРИ МАО .....	81
2.5.1. Структура и фазовый состав ФАП.....	81
2.5.2. Методы получения ФАП .....	84
2.5.3. Исследование и разработка ФАП на основе оксидов титана и ванадия.....	93
2.6. АКТИВИРУЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СРЕДЫ ПРИ МАО .....	102
2.6.1. Механизм действия активирующих технологических сред .....	102
2.6.2. Влияние активирующих технологических сред на процесс резания материалов.....	106
2.6.3. Физико-химические характеристики активирующих технологических сред и оптимизация их составов .....	110
2.6.4. Интенсификация создания СОТС для МАО цветных материалов .....	114
2.6.5. Обеспечение эффективности магнитно-абразивной обработки путем использования смазочно-охлаждающих технологических средств СинХО-2М.....	119
2.6.6. МАО с использованием смазочно-охлаждающих технологических средств на основе эмпикола .....	123
2.6.7. Повышение эффективности магнитно-абразивной обработки путем применения смазочно-охлаждающих технологических средств «Пенол-1» и «Пенол-2».....	128
2.6.8. Магнитно-абразивная обработка цветных металлов с использованием СОТС «Аквапол-1».....	131
2.6.9. Использование смазочно-охлаждающих технологических средств на основе лигносульфонатов при магнитно- абразивной обработке .....	135
2.6.10. Смазочно-охлаждающее технологическое средство на основе оксиэтилированных алкилфенолов для магнитно-абразивной обработки алюминиевых сплавов.....	143

2.6.11. Смазочно-охлаждающее технологическое средство на основе «Неонола» для финишной обработки алюминиевых сплавов .....	147
--	-----

### **3. ФОРМИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ ПРИ МАО РАЗЛИЧНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ .....**

3.1. ТОПОГРАФИЯ МАГНИТНОГО ПОЛЯ .....	155
3.1.1. Исследование топографии магнитного поля матричными формами представления системы уравнений Максвелла ...	155
3.1.2. Исследование топографии магнитного поля решением системы дифференциальных уравнений методом Рунге-Кутты .....	177
3.1.3. Исследование топографии магнитного поля методом конформных отображений .....	185
3.2. МОДЕЛИРОВАНИЕ МАГНИТНОГО ПОЛЯ ПРИ МАГНИТНО- АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ.....	204
3.2.1. Магнитное поле при магнитно-абразивной обработке сферических поверхностей.....	204
3.2.2. Магнитно-абразивная обработка мелкозубчатых колес .....	207
3.2.3. Финишная магнитно-абразивная обработка плоских поверхностей для достижения высокого коэффициента светоотражения .....	212
3.2.4. Финишная магнитно-абразивная обработка внутренних конических поверхностей для достижения высокого коэффициента светоотражения.....	218
3.2.5. Магнитно-абразивная обработка длинномерных изделий .....	223
3.2.6. МАО биметаллических наружных конических поверхностей .....	229
3.2.7. Прогнозирование магнитно-абразивной обработки средне- и крупномодульных зубчатых колес .....	236
3.2.8. Магнитно-абразивная обработка прерывистых поверхностей металлорежущего инструмента .....	246

3.3. РАСЧЕТ И ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ СИСТЕМ .....	252
3.3.1. Расчет электромагнитных систем для магнитно- абразивной обработки отверстий.....	253
3.3.2. Экспериментальное определение оптимального типа электромагнитной системы для MAO отверстий .....	259
<b>4. СИНЕРГЕТИЗМ СВОЙСТВ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ПРОЦЕССЕ MAO .....</b>	<b>264</b>
4.1. МЕХАНИЗМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО НАСЛЕДОВАНИЯ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТЕЙ ПРИ MAO .....	264
4.1.1. Физико-механические свойства поверхностного слоя рабочей поверхности зуба после магнитно-абразивной обработки и шлифования .....	264
4.1.2. Оценка массового съема металла с рабочих поверхностей зубьев колеса в процессе магнитно-абразивной обработки .....	266
4.1.3. Влияние формы и величины рабочего зазора на производительность процесса магнитно- абразивной обработки.....	267
4.1.4. Геометрическая форма наконечника для магнитно- абразивной обработки сложнопрофильных поверхностей в плоскости вращения .....	268
4.1.5. Процесс резания ферроабразивным зерном рабочих поверхностей зуба в уплотненном состоянии во впадине зубчатого колеса.....	272
4.1.6. Влияние концентрации силовых линий магнитного поля на торцах зубьев на процесс обработки .....	279
4.2. ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ПОСЛЕ MAO .....	283
4.3. ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ .....	292
<b>ЗАКЛЮЧЕНИЕ .....</b>	<b>296</b>
<b>СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ .....</b>	<b>299</b>

ДЛЯ ЗАМЕТОК

Научное издание

**Акулович** Леонид Михайлович,  
**Сергеев** Леонид Ефимович,  
**Лебедев** Владимир Яковлевич

**ОСНОВЫ  
МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

Ответственный за выпуск *Л. М. Акулович*  
Редактор *В. Г. Ференц*  
Корректор *В. А. Гошко*  
Компьютерная верстка *В. А. Гошко*  
Оформление и дизайн обложки *И. А. Усенко*

Подписано в печать 31.10.2012 г. Формат 60×84<sup>1</sup>/<sub>16</sub>.  
Бумага офсетная. Ризография.  
Усл. печ. л. 18,37. Уч.-изд. л. 14,36. Тираж 100 экз. Заказ 599.

Издатель и полиграфическое исполнение: учреждение образования  
«Белорусский государственный аграрный технический университет».  
ЛИ № 02330/0552984 от 14.04.2010.  
ЛП № 02330/0552743 от 02.02.2010.  
Пр. Независимости, 99–2, 220023, Минск.