

05

ISSN 0013-5860

Электротехника

10 1999

УЧРЕДИТЕЛИ

ДЕПАРТАМЕНТ МАШИНОСТРОЕНИЯ
МИНПРОМА РФ (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОВЫПРЯМИТЕЛЬ»
(г. САРАНСК)
АООТ «ХОЛДИНГОВАЯ КОМПАНИЯ
«ЭЛЕКТРОЗАВОД» (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОНИКА» (г. ВОРОНЕЖ)
АО «ВЭЛНИИ» (г. НОВОЧЕРКАССК)
АССОЦИАЦИЯ ИНЖЕНЕРОВ СИЛОВОЙ
ЭЛЕКТРОНИКИ (г. МОСКВА)
АССОЦИАЦИЯ «АВТОМАТИЗИРОВАН-
НЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД» (г. МОСКВА)
НТА «ПРОГРЕССЭЛЕКТРО»
(г. МОСКВА)
АО «РОСЭЛПРОМ» (г. МОСКВА)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

ИВАНОВ В.Н., ЧИБІРКИН В.В., МА-
КАРЕВИЧ Л.В., МЕЩЕРЯКОВ В.М.,
ЩЕРБАКОВ В.Г., КОВАЛЕВ Ф.И. (пред-
седатель совета), ЮНЬКОВ М.Г., ПО-
ДАРУЕВ А.И., ГЛОВАЦКИЙ А.В.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор
КОЧЕТКОВ В.Д.

БЕЛКИН Г.С., ДАЦКОВСКИЙ Л.Х.,
ДОЛКАРТ В.М., КОПЫЛОВ И.П.,
ЛУРЬЕ А.И., МАВЛЯНБЕКОВ Ю.У.,
МОСКАЛЕНКО В.В., НИКУЛИН А.А.,
РОЗАНОВ Ю.К., СЛЕЖАНОВС-
КИЙ О.В. (зам. главного редактора),
ТРУБАЧЕВ С.Г., ТУБИС Я.Б.,
УСОВ Н.Н., ФИНКЕЛЬ Э.Э., ФЛОРЕН-
ЦЕВ С.Н.

Издатель: ЗАО "Знак"

103012, Москва, Б.Черкасский пер., 2/10

Адрес редакции:

123242, Москва,

Зоологическая ул., 11, комн. 213

Факс/телефон: 254-11-52

СОДЕРЖАНИЕ

РЕДКОЗЕМЕЛЬНЫЕ ПОСТОЯННЫЕ МАГНИТЫ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ В ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ

Менушенков В.П. Новые магнитотвердые материалы, вопросы использования и область применения 1

РЕДКОЗЕМЕЛЬНЫЕ ПОСТОЯННЫЕ МАГНИТЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Савченко А.Г., Рязанцев В.А., Скуратовский Ю.Е., Лилеев А.С., Менушенков В.П. Гистерезисные свойства спеченных постоянных магнитов на основе сплавов системы $(Nd,R)-(Fe,Co)-B$ с добавками $[R/Al]$, где $R=Dy$ или Tb 5

Скоков К.П., Ляхова М.Б., Пастушенков Ю.Г., Максимова О.Б. Высококоэрцитивные сплавы $Nd-Fe-B$ 10

Скоков К.П., Ляхова М.Б., Егоров С.М., Оганесян Е.В. Влияние высокотемпературных отжигов сплавов на магнитные свойства порошковых постоянных магнитов $Nd-Fe-B$ 13

Андреев С.В., Кудреватых Н.В., Пушкарский В.И., Маркин П.Е., Зайков Н.К., Тарасов Е.Н. Магнитные свойства быстро-закаленных сплавов $Nd-Fe-B$, полученных по "методу центрифуги", и анизотропных порошков из них 16

Кудреватых Н.В., Остроушко А.А., Тарасов Е.Н., Зайков Н.К., Глотова Л.С. Исследование деградации магнитных свойств постоянных магнитов из сплава $Nd-Fe-B$ в солевых растворах и водородных средах при наличии покрытий 20

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И МЕТОДЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ МАГНИТНЫХ СИСТЕМ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ

Кулаев Ю.В., Курбатов П.А. Автоматизация проектирования систем с постоянными магнитами 23

Собянин В.Г. Новые магнитные системы электрических машин и индукционных демпферов, оптимизированные методами многокритериальной оптимизации с выделением главного критерия 27

Дмитриев Д.О., Ионов А.А., Курбатов П.А., Терехов Ю.Н., Фролов М.Г. Перспективные конструкции и методы моделирования линейных магнитоэлектрических машин 31

Шмелев В.Е., Сбитнев С.А. Двумерная пространственно-фазовая модель электромеханических процессов в машинах с постоянными магнитами 38

Фролов В.Н., Маслов А.Н., Кудреватых Н.В. Расчет магнитного поля в системах из постоянных магнитов и магнитно-мягких элементов 42

ИЗМЕРЕНИЯ МАГНИТНЫХ СВОЙСТВ

Нестерин В.А., Тойдеряков А.А., Андреев В.Н. Импульсный коэрцитиметр с улучшенными точностными параметрами 44

Пастушенков А.Г., Коряковский А.В. Влияние собственного поля размагничивания постоянных магнитов на достоверность результатов магнитных измерений в цепи с немагнитным зазором 47

Митрофанов В.А., Папорков В.А. Расчет характеристик магнитного устройства для измерения параметров упрочненного слоя 50

ВЭЛК-99

Ишханов П.Э., Ладыгин А.Н., Моцохейн Б.И. Промышленные электротехнические системы и их компоненты на ВЭЛК-99 54

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Острейко В.Н. К расчету радиусов трубчатого токопровода с электрически оптимальной толщиной стенки 61

ДИСКУССИЯ

Долкарт В.М. О статье Р.И.Бихмана "Линейный электромагнитный движитель" 62

ХРОНИКА

8-я Международная выставка "Технология кабельного производства". 62
Борис Петрович Апаров (к 100-летию со дня рождения) 63

РЕДКОЗЕМЕЛЬНЫЕ ПОСТОЯННЫЕ МАГНИТЫ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ В ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ¹

Новые магнитотвердые материалы, вопросы использования и область применения

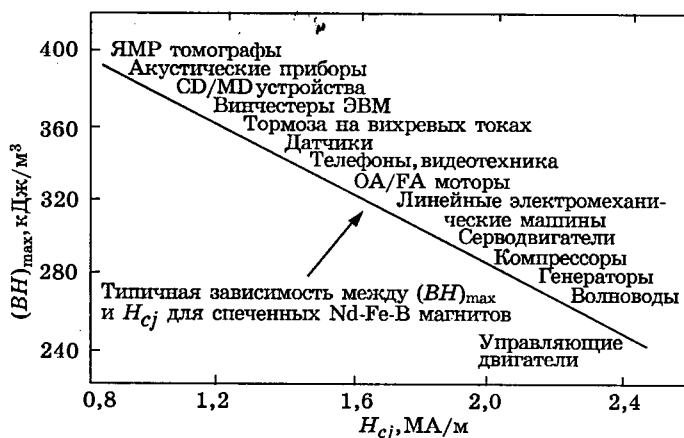
МЕНУШЕНКОВ В.П., канд. физ.-мат. наук

МГИС_иС

Область применения постоянных магнитов охватывает практически все отрасли современной техники. По оценкам ведущих экспертов сплавы для постоянных магнитов на основе интерметаллических соединений редкоземельных металлов с переходными металлами группы железа являются одними из тех современных материалов, которые в настоящее время определяют дальнейший прогресс ведущих отраслей промышленного производства. С тех пор как в 1966 г. началось серьезное исследование РЗМ-Со магнитов разработаны и прошли экспериментальное и опытно-промышленное опробование тысячи редкоземельных сплавов с самым различным сочетанием магнитных характеристик. Однако широкомасштабное производство и практическое применение нашли лишь несколько десятков промышленных сплавов. Среди них сплавы на основе соединения $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ обладают максимальными значениями магнитной энергии $(BH)_{\text{max}}$ (достигает 430 кДж/м^3) при высоких значениях коэрцитивной силы H_{cj} (составляет 3200 кА/м и более). Начиная с 1990 г. основной прирост выпуска редкоземельных постоянных магнитов происходил благодаря увеличению объема производства постоянных магнитов

из сплавов системы Nd-Fe-B, причем более половины этого прироста обеспечивалось выпуском магнитов из быстрозакаленных сплавов (БЗС) системы Nd-Fe-B. Широкое применение редкоземельных постоянных магнитов в современной технике стимулирует интенсивные поиски новых высококоэрцитивных материалов и совершенствование технологии изготовления ставших уже традиционными магнитов из сплавов на основе соединений двойных, тройных и многокомпонентных систем.

В качестве примера на рисунке схематично показаны основные направления применения постоянных магнитов $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ в за-



¹ Статьи подготовлены на основе материалов XII Международной конференции по постоянным магнитам (г.Суздаль, 22-26 сентября 1997 г.).

Области применения спеченных постоянных магнитов Nd-Fe-B в зависимости от $(BH)_{\text{max}}$ и коэрцитивной силы в H_{cj}

висимости от соотношения значений магнитной энергии (от 240 до 400 кДж/м³) и коэрцитивной силы (от 1 до 2,4 МА/м). Самые высокоэнергетические магниты используются, например, в устройствах для получения изображений объектов на основе эффекта магнитного резонанса (томографы) и в компьютерах для перемещения головок винчестеров (накопители на жестких магнитных дисках). На эти области применения приходится более четверти объема выпускаемых спеченных и горячедеформированных магнитов. Магниты с высоким уровнем коэрцитивной силы используются в различных устройствах, при работе которых на них воздействуют сильные размагничивающие поля: различные электромоторы, генераторы, магнитные подшипники, муфты и т.д. Особенно перспективной и в ближайшем будущем представляется область применения постоянных магнитов, связанная с созданием электромобилей, автомобилей со смешанным приводом, поездов на магнитной подушке, а также других видов современного транспорта. Серьезным сдерживающим фактором использования высокоэнергетических постоянных магнитов в товарах массового применения является их достаточно высокая стоимость. Поэтому разработка новых материалов и технологий производства более дешевых постоянных магнитов представляется весьма важной.

Использование постоянных магнитов в электротехнических устройствах сопряжено с выбором подходящего типа магнитного материала из имеющейся номенклатуры. С другой стороны, конкретные применения определяют специфические требования к магнитотвердым материалам, стимулируя создание новых сплавов и постоянных магнитов. Обеспечение технико-экономической эффективности электротехнических устройств и, в целом, конкурентоспособности продукции связано с решением ряда сложных задач, особенно для продукции массового применения. В настоящее время диапазон поиска лучших по техническим параметрам и ценовым показателям конструкций, по отношению к уже существующим, в условиях жесткой конкуренции на рынке товаров весьма ограничен и, как правило, не превышает 15—20%. Поэтому разработчик должен быть оснащен надежным инструментом проектирования, включающим:

— методы и программное обеспечение для

математического моделирования магнитных систем и физических процессов в устройствах;

— методы оптимизации конструкций;

— методы и средства экспериментальных исследований магнитных полей.

Статьи этого номера отражают современный уровень разработок, касающихся проектирования и расчетов электромагнитных систем и приборов, использующих постоянные магниты, измерений магнитных свойств, а также вопросов материаловедения новых сплавов для постоянных магнитов.

Низкая температурная стабильность магнитных свойств постоянных магнитов из сплавов РЗМ-Fe-B существенно ограничивает область применения этих материалов. На практике повышение температурной стабильности гистерезисных характеристик достигается как путем частичного замещения железа кобальтом, приводящего к повышению температуры Кюри основной магнитотвердой фазы Nd₂Fe₁₄B, так и посредством увеличения абсолютного значения коэрцитивной силы по намагниченности H_{cj} спеченных магнитов путем частичного замещения Nd тяжелыми РЗМ (Dy или Tb) и/или легирования сплавов системы РЗМ-Fe-B металлами ряда Al, Ga, Mo, Nb, W, Ti и др. Наиболее эффективным является комплексное легирование базовых сплавов системы Nd-Fe-B указанными элементами. В работе Савченко А.Г., Рязанцева В.А., Скуратовского Ю.Г., Лилеева А.С. и Менушенкова В.П. показана высокая эффективность метода легирования сплавов путем добавок легкоплавких лигатур, содержащих Dy/Tb и Al, и проведена оптимизация режимов термической обработки легированных постоянных магнитов. Варьирование состава позволяет изменять гистерезисные свойства термообработанных постоянных магнитов в широких пределах: $B_r=1,15\div1,32$ Тл, $(BH)_{\max}=260\div330$ кДж/м³, $H_{cj}=900\div2000$ кА/м. В работах Скокова К.П., Ляховой М.Б., Пастушенкова Ю.Г. и др. показана возможность повышения коэрцитивной силы спеченных магнитов на основе системы Nd-Fe-B путем проведения гомогенизирующего отжига литого сплава и оптимизированы режимы этой термообработки. Установлено также, что предварительное расплавление слитков перед гомогенизирующим отжигом позволяет получать высокую коэрцитивную силу даже на массивных образцах в состоянии после литья.

Производство редкоземельных постоянных магнитов из быстрозакаленных сплавов является в настоящее время одним из основных направлений изготовления магнитов Nd-Fe-B с высоким уровнем свойств на основе современной технологии, которая предполагает сравнительно малое число технологических этапов получения конечного продукта и приближается по своим возможностям к технологиям безотходного типа. Практическое использование нашли три разновидности метода быстрой закалки сплавов, в которых отвод тепла из расплава осуществляется, в основном, теплопроводностью в соприкасающийся с ним холодный металлический кристаллизатор, роль которого исполняют быстровращающийся металлический валок (метод спиннингования), внутренняя поверхность цилиндра (метод центрифуги) или неподвижный экран (метод центробежного распыления). Быстрозакаленные сплавы имеют, как правило, высокую коэрцитивную силу, но низкую остаточную индукцию, так как в магнитном отношении они изотропны. В работе Андреева С.В., Кудреватых Н.В., Пушкарского В.И. и др. установлено, что при определенных скоростях закалки в поверхностных слоях быстрозакаленной ленты, изготовленной закалкой в центрифуге, формируется кристаллическая текстура, позволяющая получать из этой ленты высококоэрцитивный анизотропный порошок, на основе которого были изготовлены магнитопласты с магнитной энергией $(BH)_{\max} = 120 \div 140 \text{ кДж/м}^3$. Таким образом, эти анизотропные порошки могут конкурировать с появившимися недавно на мировом рынке анизотропными порошками Nd-Fe-B, синтезируемыми по технологии HDDR.

Существенным недостатком высокоэнергетических магнитов на основе системы Nd-Fe-B служит их низкая коррозионная стойкость, а также способность поглощать водород из окружающей среды, в том числе водород, образующийся при взаимодействии атомов неодима на поверхности магнитов с молекулами воды. Эти процессы могут привести к ухудшению временной стабильности магнитных свойств и даже к механическому разрушению постоянных магнитов. В связи с этим в литературе дискутируется возможная роль Nd-Fe-B магнитов в современной технике в качестве «бомбы замедленного действия», которая уже в недалеком будущем может привести к катас-

трофическим последствиям в результате практически одновременного отказа в работе многочисленных приборов и устройств, в которых эти магниты используются. В связи с этим результаты работы Кудреватых Н.В., Остроушко А.А., Тарасова Е.Н. и др., посвященной исследованию эффективности защиты различными покрытиями постоянных магнитов на основе Nd-Fe-B при воздействии на них солевых растворов и водородных сред, практически важны как для производителей, так и для потребителей редкоземельных постоянных магнитов.

Интенсивные исследования методов математического моделирования магнитных систем в настоящее время полностью ориентированы на создание точных и высокопроизводительных компьютерных программных комплексов численного анализа полей в нелинейных, анизотропных гистерезисных средах, не имеющих ограничений на геометрическую конфигурацию. Часть проблемы анализа полей, имеющей важное самостоятельное значение, представляет математическое моделирование магнитных свойств материалов в пространственно-временных координатах, так называемые модели векторного гистерезиса. Требования к точности расчетов магнитных систем, которые выражаются расхождением расчетных и экспериментальных данных, составляют для устройств широкого применения 1—3%, а для прецизионных — на два, а то и три порядка выше. Оперативность таких разработок обеспечивается применением автоматизированных систем проектирования, основу которых при проектировании магнитоэлектрических систем с постоянными магнитами составляют компьютерные методы оптимизации выбранного типа конструкции и методы прямого синтеза геометрической конфигурации и магнитных параметров элементов системы. Актуальность этих исследований несомненна, так как сокращение сроков создания изделия дает приоритет в поисках потребителя. В статье Кулаева Ю.В. и Курбатова П.А. рассмотрены принципы автоматизации проектирования сложных магнитных систем и на примере синтеза профиля магнитной системы ЯМР томографа показана высокая эффективность сочетания алгоритмов оптимизации с методами численного анализа магнитного поля. В статье Собянина В.Г. задача синтеза оптимальных электромагнитных устройств на основе метода многокритери-

альной оптимизации рассмотрена на примере проектирования индукционного демпфера и турбогенераторного источника электроэнергии. Хорошее согласие между рассчитанными и экспериментальными характеристиками свидетельствует, по мнению автора, об эффективности предложенной методики расчета. В работе Дмитриева Д.О., ИONOва А.А., Курбатова П.А., Терехова Ю.Н. и Фролова М.Г. рассмотрены принципы конструирования и методы моделирования линейных магнитоэлектрических машин (ЛМЭМ), которые в настоящее время находят широкое применение в конструкциях электрических генераторов, линейных двигателей, различных приводах, вибрационных устройствах и т.д. Проведено сравнение основных характеристик ЛМЭМ, работающей в составе виброакустического поршневого излучателя, полученных по упрощенным моделям, не учитывающим нелинейные свойства магнитных материалов и вихревые токи, и точной модели с учетом этих факторов. Это сравнение показало, что при определении основных характеристик ЛМЭМ по упрощенным моделям погрешность может достигать 200% их полезной мощности. В работе Шмелева В.Е. и Сбитнева С.А. проанализирована возможность применения пространственно-фазового метода анализа электромагнитных полей в неоднородной по электрофизическим свойствам движущейся среде. Предложенная модель позволяет по известным конструктивным и электрофизическим параметрам электрических машин рассчитывать семейство их динамических характеристик, которые практически невозможно получить экспериментальным путем. В статье Фролова В.Н., Маслова А.Н. и Кудреватых Н.В. рассмотрен метод расчета магнитного поля, создаваемого постоянными магнитами с магнитомягкими полюсными наконечниками. Получено удовлетворительное согласие между рассчитанными и экспериментальными данными несмотря на то, что реальная восприимчивость материала полюсных наконечников неизвестна.

В статьях последнего раздела рассмотрены вопросы, касающиеся контроля магнитных свойств постоянных магнитов и анализа достоверности магнитных измерений при

использовании различных измерительных схем и устройств. Современное состояние измерительного парка в России, включающего гистерезисграфы с замкнутой магнитной цепью и вибромагнетометры с разомкнутой магнитной цепью, характеризуется отсутствием стандартных рабочих измерительных установок. Разработчики измерительных установок нового типа все чаще используют импульсные магнитные поля. Однако внедрению этого метода измерений, обладающего рядом преимуществ перед традиционными измерениями в медленно меняющихся полях, препятствует отсутствие детальных исследований особенностей процессов перемагничивания редкоземельных постоянных магнитов в импульсных магнитных полях. В статье Нестерина В.А., Тойдерякова А.А. и Андреева В.Н. проанализированы особенности применения импульсного перемагничивания, предложена схема измерительной системы, обеспечивающей снижение динамических погрешностей измерений, а также приведены результаты практической реализации импульсного метода. В статье Пастушенкова А.Г. и Коряковского А.В. проанализировано и экспериментально изучено влияние собственного размагничивающего поля постоянных магнитов на результаты измерений в установках с разомкнутой магнитной цепью. Учет полученных данных позволяет не только объяснить известные из практики расхождения в экспериментах при измерениях образцов различной формы, но и повысить достоверность результатов магнитных измерений в установках с разомкнутой магнитной цепью. В работе Митрофанова В.А. и Папоркова В.А. предложена схема электромагнитного устройства для измерения магнитных свойств поверхностных слоев ферромагнитных конструкционных материалов, позволяющего проводить оценку толщины и механических свойств этих слоев. Проведенный анализ взаимодействия предложенного устройства с ферромагнитным изделием подтвердил принципиальную возможность одновременного определения толщины и проницаемости поверхностного слоя по значениям напряженности поля и магнитного потока, измеренным с помощью разработанной установки.

РЕДКОЗЕМЕЛЬНЫЕ ПОСТОЯННЫЕ МАГНИТЫ И ТЕХНОЛОГИЯ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ

Гистерезисные свойства спеченных постоянных магнитов на основе сплавов системы (Nd, R)—(Fe, Co)—В с добавками [R/Al], где R=Dy или Tb

САВЧЕНКО А.Г., РЯЗАНЦЕВ В.А.*, СКУРАТОВСКИЙ Ю.Е.*, ЛИЛЕЕВ А.С., МЕНУШЕНКОВ В.П.

МГИСсС

*MAGNEX RT, Hungary, 1214 Budapest, II Rakoczi Ferenc ut, 289

Исследованы гистерезисные характеристики спеченных постоянных магнитов из сплавов (Nd, R)—(Fe, Co)—В с добавками легкоплавких лигатур [R/Al], где R=Dy или Tb соответственно в спеченном состоянии и после отжига в интервале температур 550—570°C. Показана высокая эффективность метода смесей при получении высококоэрцитивных постоянных магнитов ($H_{cj} > 1,6$ МА/м) на основе сплавов системы Nd-Fe-B. Сравнивается влияние добавок [Dy/Al] и [Tb/Al] на свойства постоянных магнитов одинакового номинального состава.

Низкая температурная стабильность гистерезисных характеристик спеченных постоянных магнитов на основе сплавов системы Nd-Fe-B является довольно серьезным недостатком этого класса магнитотвердых материалов, существенно ограничивающим сферу их применения [1]. Один из возможных путей расширения температурных границ практического использования Nd-Fe-B магнитов — повышение коэрцитивной силы по намагниченности H_{cj} [2], которое достигается путем комплексного легирования базовых трехкомпонентных сплавов одним или несколькими тугоплавкими (Nb, W, Mo, V, Zr) и/или легкоплавкими (Al, Ga, Zn) металлами [3—7] при одновременном замещении части Nd тяжелыми РЗМ (Dy, Tb) [8, 9].

Обычно такие легирование и замещение основных компонентов сплавов для постоянных магнитов осуществляются на стадии выплавки, однако, на наш взгляд, более эффективным способом повышения H_{cj} , хотя и не лишенным своих недостатков, является реализация обычной для Sm-Co постоянных магнитов схемы жидкофазного спекания [10]. При этом основные легирующие добавки вводятся в базовые сплавы системы Nd-Fe-B на стадии измельчения и, таким образом, становится более контролируемым и прогнозируемым процесс формирования высококоэрцитивного состояния в спеченных постоянных магнитах и достижение требуемого уровня H_{cj} .

В настоящей работе исследовано влияние добавок лигатур [R/Al], R=Dy или Tb, а также режимов термообработки на свойства спеченных постоянных магнитов из сплавов систем (Nd,R)—(Fe,Co,Al)—В. Эффективность различных систем и способов легирования сплавов для постоянных магнитов обсуждается с точки зрения процессов, ответственных за формирование высококоэрцитивного состояния.

Образцы для исследований различного состава получали методом смесей, путем совместного измельчения базовых сплавов номинального состава $Nd_{14,7}R_{1,3}Fe_{75}Co_2B_7$ с добавками лигатур [R/Al], где R=Dy или Tb. Сплавы для исследований выплавляли из чистых компонентов в вакуумной индукционной печи в атмосфере очищенного аргона. После кристаллизации слитки базовых сплавов гомогенизировали при температуре 1070°C в течение 24 ч, а затем подвергали водородному диспергированию. Тонкий помол смесей сплавов, взятых в необходимой пропорции, проводили в шаровой мельнице в среде изопропилового спирта. Размер частиц контролировали по методу Фишера. Суспензии порошков сплавов в изопропиловом спирте прессовали в магнитном поле напряженностью 850 кА/м, ориентированном перпендикулярно по отношению к направлению приложения давления прессования. Прессзаготовки постоянных магнитов спекали в вакуумных печах сопротивления при тем-

пературах 1070—1110°C в течение 1 ч. После определения плотности и гистерезисных характеристик постоянных магнитов в спеченном состоянии их термообработывали при температурах 550—570°C 1 ч.

Магнитные измерения проводили с помощью гистерезисграфа типа AMH-50 (Walker Scientific, Inc.) с относительной погрешностью измерений по каналам H и B не хуже 0,25%, на образцах, предварительно намагниченных до насыщения в импульсном магнитном поле напряженностью более 4,8 МА/м. Плотность магнитов определяли методом гидростатического взвешивания на аналитических весах.

Зависимости гистерезисных характеристик постоянных магнитов после спекания от содержания тяжелых РЗМ $x=2,3+5,8$ масс. % R , где $R=Dy$ или Tb , приведены на рис.1—3. Как видно на рис.1, для магнитов из сплавов обеих систем легирования скорость уменьшения $B_r(x)$ не согласуется с относительными изменениями объемной доли основной магнитотвердой фазы (существенно отличается от закона простого смешения), даже при учете разности плотностей фазовых составляющих. Можно предположить, что в процессе спекания пресс-заготовок постоянных магнитов часть тяжелых РЗМ и Al , вводимых в исследованные системы в виде лигатур, расходуется на замещение Nd и Fe соответственно в решетке $Nd_2Fe_{14}B$, обуславливая тем самым дополнительное снижение B_r . Кроме того, возрастание разницы значений $B_r(x)$ при содержании тяжелых РЗМ $x>4$ масс.% указывает на то, что еще одним возможным механизмом снижения B_r в исследованных системах являются фазообразующие процессы с участием тяжелых РЗМ, которые сильнее выражены в системах с Dy .

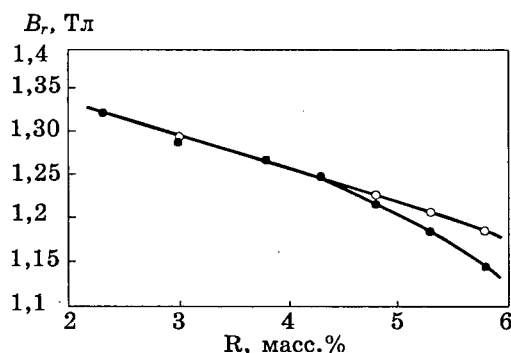


Рис.1. Зависимости B_r от содержания тяжелых РЗМ в смеси сплавов для постоянных магнитов:

○ — $R=Tb$; ● — $R=Dy$

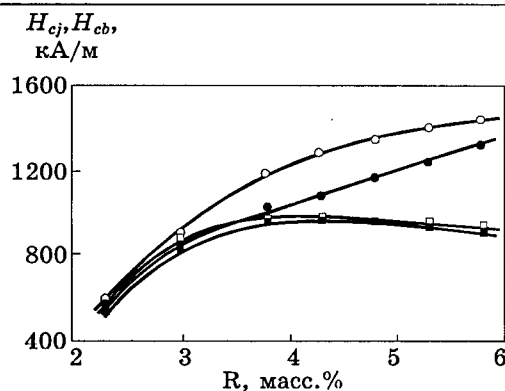


Рис.2. Зависимости H_{cj} и H_{cb} от содержания тяжелых РЗМ в смеси сплавов для постоянных магнитов:

○ — H_{cj} , $R=Tb$; ● — H_{cj} , $R=Dy$; □ — H_{cb} , $R=Tb$; ■ — H_{cb} , $R=Dy$

Из рис.2 видно, что $H_{cj}(x)$ спеченных постоянных магнитов из сплавов исследованных систем имеет вид немонотонно возрастающей функции, причем $H_{cj}(x)$ магнитов, легированных Tb , во всем интервале составов больше, чем у магнитов из сплавов с Dy . Соответствующая разность ΔH_{cj} при содержании в сплавах более 3 масс.% тяжелых РЗМ достигает 100—200 кА/м. Абсолютное возрастание $H_{cj}(x)$ спеченных постоянных магнитов в исследованном интервале составов сплавов довольно значительное: от ≈ 570 и 590 кА/м при $x=2,3$ до 1313 и 1425 кА/м при $x=5,8$ масс.% R , где $R=Dy$ и Tb , соответственно.

Зависимости $H_{cb}(x)$ и $(BH)_{max}(x)$ спеченных постоянных магнитов обеих систем легирования, приведенные на рис.2 и 3, также коррелируют между собой, при этом коэрцитивная сила по индукции $H_{cb}(x)$ достигает максимальных значений при $x = 3,8$ масс.% R и при дальнейшем возрастании x монотонно снижается, обнаруживая четко выраженную корреляцию с изменением соответствующих зависимостей $B_r(x)$.

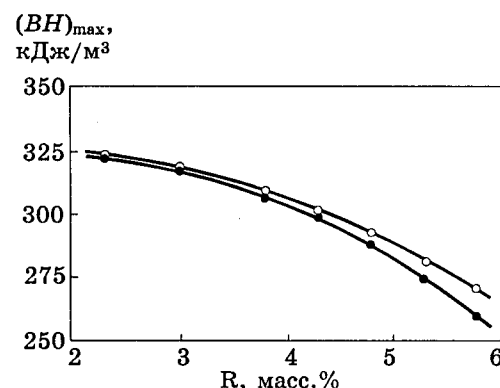


Рис.3. Зависимости $(BH)_{max}$ от содержания тяжелых РЗМ в смеси сплавов для постоянных магнитов:

○ — $R=Tb$; ● — $R=Dy$

Разность ΔH_{cb} для спеченных постоянных магнитов с [Dy/Al] и [Tb/Al] при $x < 3,8$ масс. % R невелика, но с ростом x имеет тенденцию к увеличению, что также согласуется с упоминавшимся возрастанием соответствующей разности $B_r(x)$. Аналогичные особенности наблюдаются на соответствующих зависимостях максимального энергетического произведения $(BH)_{\max}(x)$.

Наблюдающиеся изменения $H_{cj}(x)$, а также зависимости $B_r(x)$, $H_{cb}(x)$ и $(BH)_{\max}(x)$ в исследованном интервале составов смесей сплавов для постоянных магнитов позволяют сделать некоторые предположения относительно механизмов влияния легирующих добавок, вводимых в базовый сплав в виде лигатуры. В частности, быстрое возрастание $H_{cj}(x)$, а также характер изменения $B_r(x)$ с ростом x свидетельствуют о том, что при таком способе легирования сплавов Nd—Fe—В большое влияние на H_{cj} оказывает не только возрастание H_A основной магнитотвердой фазы в результате замещения Nd тяжелыми РЗМ, но также и структурные эффекты, связанные, например, с изменением морфологии и улучшением изолирующих свойств пограничной, обогащенной Nd фазы.

Во-первых, по сравнению с магнитами из нелегированных сплавов обогащенная Nd фаза в легированных магнитах становится более однородной по толщине и равномерно распределяется по объему магнитов, так как в результате растворения в ней Al возрастает ее смачивающая способность [11,12].

Во-вторых, повышение эффективной концентрации Al в обогащенной Nd пограничной фазе сопровождается переходом в парамагнитное состояние составляющих ее мелкодисперсных слабомангнитных фаз [3, 13] и, как следствие, улучшением изоляции зерен магнитотвердой фазы.

В-третьих, изменение морфологии выделений и магнитных свойств пограничной фазы в результате легирования приводит к возрастанию градиента поля анизотропии на границе раздела магнитотвердая фаза/пограничная фаза.

В-четвертых, известно, что коэрцитивная сила спеченных постоянных магнитов возрастает по мере уменьшения размеров зерен магнитотвердой фазы [14, 15], чему в определенной степени также может способствовать присутствие легкоплавкой добавки, препятствующей росту зерен в процессе спекания.

Перечисленные факторы в той или иной

мере могут оказать влияние на формирование высококоэрцитивного состояния в процессе спекания пресс-заготовок постоянных магнитов, однако степень влияния каждого из них может быть установлена только в результате систематических структурных исследований, подготовка к проведению которых осуществляется в настоящее время.

Исследования гистерезисных свойств спеченных постоянных магнитов из сплавов исследованных составов после различных режимов термообработки показывают, что, например, относительные изменения B_r по сравнению с аналогичными изменениями H_{cj} невелики. Изменения $(BH)_{\max}$ и H_{cb} после отжига магнитов также вполне согласуются с соответствующими изменениями B_r и H_{cj} , поэтому в дальнейшем мы остановимся на подробном анализе влияния термообработки только на величину H_{cj} .

Анализ полученных зависимостей $H_{cj}(x)$, приведенных на рис.4 и 5, позволяет отме-

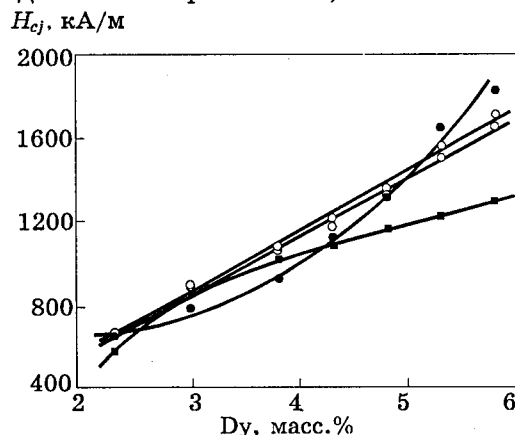


Рис.4. Зависимости H_{cj} после различных режимов термообработки от содержания Tb в смеси сплавов для постоянных магнитов:

■ — без термообработки; ○ — 550°C; △ — 560°C; ● — 570°C

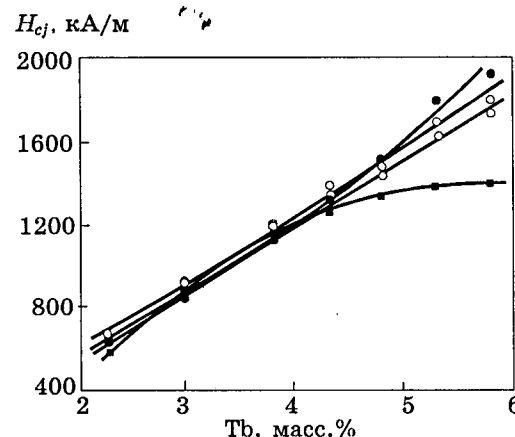


Рис.5. Зависимости H_{cj} после различных режимов термообработки от содержания Dy в смеси сплавов для постоянных магнитов:

обозначения те же, что и на рис.4

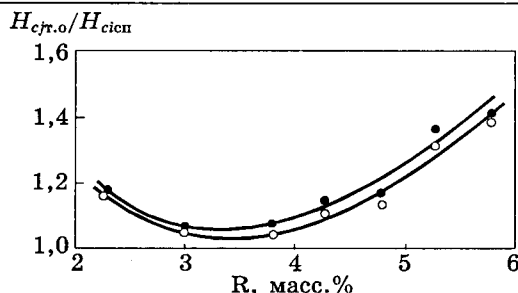


Рис. 6. Относительные изменения H_{cj} магнитов исследованного ряда составов после термообработки по оптимальному режиму:

○ — R=Tb; • — R=Dy

тить высокую эффективность низкотемпературного отжига. В зависимости от системы легирования и концентрации компонентов смесей H_{cj} спеченных постоянных магнитов после термообработки по оптимальному режиму возрастает в 1,1—1,4 раза (рис. 6). При этом следует отметить относительно низкую чувствительность к термообработке спеченных постоянных магнитов из смесей сплавов, содержащих от 3 до 4 масс. % тяжелых РЗМ. Кроме того, как и в спеченном состоянии, после отжига абсолютные значения H_{cj} магнитов, полученных из смеси сплавов с [Tb/Al] лигатурой, больше, чем в магнитах из сплавов с [Dy/Al], хотя относительные изменения $H_{cj}[H_{cj,о}/H_{cj,сп}]$, как это видно на рис. 6, для постоянных магнитов из сплавов с Dy выше.

Чтобы объяснить наблюдающееся влияние низкотемпературного отжига на H_{cj} спеченных постоянных магнитов, рассмотрим подробнее, в чем собственно проявляется влияние термообработки.

Во-первых, следует предположить, что в процессе отжига магнитов из легированных методом смесей сплавов происходит дальнейшее перераспределение РЗМ: тяжелые редкоземельные металлы замещают атомы Nd в решетке магнитотвердой фазы $Nd_2Fe_{14}B$. С одной стороны, это приводит к возрастанию поля анизотропии H_A основной магнитотвердой фазы и обуславливает увеличение H_{cj} . С другой стороны, вследствие концентрационного размытия уменьшается градиент поля анизотропии на границе раздела магнитотвердая фаза/пограничная фаза и, как следствие, снижается H_{cj} .

Во-вторых, как показывают исследования [16], в процессе низкотемпературного отжига совершенствуется форма зерен магнитотвердой фазы, происходит их полигонизация, уменьшается плотность структурных и дру-

гих дефектов на поверхности зерен $Nd_2Fe_{14}B$, происходит релаксация внутренних напряжений. Как следствие, уменьшается число центров зарождения доменов обратной намагниченности, снижаются эффективные размагничивающие поля [17] повышается H_{cj} .

В-третьих, совершенствование формы зерен основной магнитотвердой фазы способствует более равномерному распределению и улучшению изолирующих свойств пограничной фазы. В процессе низкотемпературных фазообразующих процессов происходит дальнейшее структурирование пограничной фазы [3, 13]. Все это приводит к повышению градиента поля анизотропии на границе раздела магнитотвердая фаза/пограничная фаза и, как следствие, увеличивается поле зарождения доменов обратной намагниченности и растет H_{cj} .

Очевидно, что в процессе низкотемпературного отжига доминирующими являются процессы, протекающие в самой пограничной фазе и в очень тонком приграничном слое зерен магнитотвердой фазы, так как внутризеренная диффузия, связанная с замещениями Nd тяжелыми РЗМ в решетке $Nd_2Fe_{14}B$ вдали от поверхности зерен, при температурах 500—600°C протекает сравнительно медленно и требует для своей достаточной заметной реализации продолжительных выдержек. Следовательно, с учетом сказанного можно предположить, что в процессе низкотемпературного отжига спеченных постоянных магнитов исследованного ряда составов в них формируется морфологически упорядоченная микроструктура с хорошо изолированными, бездефектными зернами основной магнитотвердой фазы, что и обуславливает наблюдающееся резкое увеличение H_{cj} .

Весьма примечательно влияние температуры термообработки на свойства спеченных постоянных магнитов. Как видно из рис. 7, в исследованном интервале температур и составов характерным является возрастание оптимальной с точки зрения H_{cj} температуры отжига по мере увеличения x . При $x < 4,3$ масс. % Tb и $x < 5,3$ масс. % Dy максимальные значения H_{cj} достигаются после отжига спеченных постоянных магнитов при температуре 560°C, а при больших x (больше 4,3 масс. % Tb и больше 5,3 масс. % Dy, соответственно) оптимальная температура отжига магнитов смещается в область температур выше 570°C. С точки зрения обсужда-

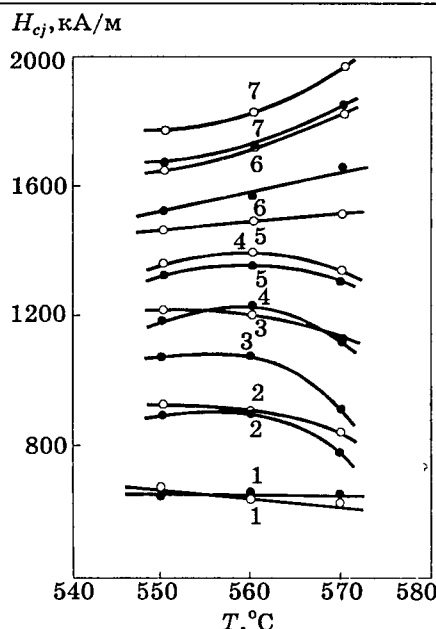


Рис.7. Зависимости H_{cj} от температуры отжига образцов постоянных магнитов с различным содержанием тяжелых РЗМ:

1 — 2,3 масс.%; 2 — 3,0 масс.%; 3 — 3,8 масс.%; 4 — 4,3 масс.%; 5 — 4,8 масс.%; 6 — 5,3 масс.%; 7 — 5,8 масс.%; о — R=Tb; • — R=Dy

шихся процессов, протекающих при низкотемпературной термообработке спеченных постоянных магнитов на основе сплавов системы Nd—Fe—B, эта особенность представляется не совсем очевидной и для ее объяснения требуется более детальное изучение структуры и характера влияния легкоплавких лигатур на физико-химические характеристики пограничной фазы.

Выводы

1. Полученные результаты являются наглядным подтверждением эффективности метода смесей при получении высококоэрцитивных спеченных постоянных магнитов ($H_{cj} > 1,6$ МА/м) на основе сплавов системы Nd-Fe-B. Варьируя количество и состав компонентов смесей сплавов, гистерезисные свойства соответствующих спеченных постоянных магнитов можно изменять в довольно широких пределах.

2. Сравнение влияния добавок [Dy/Al] и [Tb/Al] на свойства постоянных магнитов одинакового номинального состава показывает большую эффективность лигатуры на основе Tb, энергетические характеристики и H_{cj} соответствующих постоянных магнитов выше во всем исследованном интервале составов.

3. Низкотемпературный отжиг спеченных постоянных магнитов эффективен в интервале температур 550—570°C. Например, в за-

висимости от системы легирования (Dy/Al] или [Tb/Al]) и концентрации компонентов смесей после термообработки H_{cj} спеченных постоянных магнитов возрастает в 1,1—1,4 раза. Выявлена тенденция к возрастанию оптимальной с точки зрения гистерезисных свойств постоянных магнитов температуры отжига по мере увеличения концентрации легкоплавких компонентов в смеси сплавов для постоянных магнитов (с 560°C при $x < 4,3$ масс.% Tb и $x < 5,3$ масс.% Dy до температур выше 570°C при больших содержаниях лигатур).

Список литературы

1. Strnat K.J. Modern permanent magnets for applications in Electro-Technology//Proc. Of the IEEE. 1990. Vol. 78. P.923—946.
2. Sagawa M., Fujimura S., Yamamoto H., Matsuura Y. and Hiraga K. Permanent magnet materials based on the Rare Earth—Iron—Boron tetragonal compounds//IEEE Trans. Magn. 1984. Vol. MAG-20. P.1584—1589.
3. Mizoguchi T., Sakai I., Niu H. and Inomata K. Nd-Fe-B-Co based permanent magnets with improved magnetic properties and temperature characteristics//IEEE Trans. Magn. 1986. Vol.22. P.919—921.
4. Hirose S., Tomizawa H., Mino S. and Hamamura A. High-coercivity Nd-Fe-B-type permanent magnets with less dysprosium//IEEE Trans. Magn. 1990. Vol. 26. P. 1960—1962.
5. Liu J.-F., Luo H. and Wan J. Magnetic properties and electron microscopy analysis of Nb-containing (NdDy)FeB sintered magnets//J. Magn. Magn. Mater. 1992. Vol. 103. P. 65—72.
6. Fidler J., Groiss C. and Tokunaga M. The influence of Ga-substitution on the coercivity of Nd-(Fe,Co)-B sintered permanent magnets//IEEE Trans. Magn. 1990. Vol. 26. P. 1948—1950.
7. Rodewald W. and Schrey P. Microstructure and magnetic properties of sintered $\text{Nd}_{12,2}\text{Dy}_{2,9}\text{Fe}_{71,8-x}\text{Co}_{4,7}\text{W}_{x,8,4}$ magnets//J. Magn. Magn. Mater. 1990. Vol. 83. P.206—208.
8. Tokunaga M., Kogure H., Endoh M. and Harada H. Improvement of thermal stability of Nd-Dy-Fe-Co-B sintered magnets by additions of Al, Nb and Ga//IEEE Trans. Magn. 1987. Vol. MAG-23. P. 2287—2289.
9. Kim A.S. High coercivity NdFeB magnets with lower Dysprosium content//J. Appl. Phys. 1988. Vol. 63. P. 3519—3521.
10. Ormerod J. The physical metallurgy and processing of sintered Rare-Earth permanent magnets//J. Less-Comm. Metals. 1985. Vol. 111. P. 111.
11. Knoch K.G., Grieb B., Henig E.-Th., Kronmuller H. and Petzow G. Upgraded Nd-Fe-B-AD (AD=Al, Ga) magnets: wettability and microstructure//IEEE Trans. Magn. 1990. Vol. 26. P. 1951—1953.
12. Jezierska E., Kaszuwara W., Klodas J., Wojciechowski S. TEM study of inhomogeneities in Nd-Fe-B sintered magnets//IEEE Trans. Magn. 1994. Vol. 30. P. 580—582.
13. Politano R., Nozieres J.P., Perrier de la Bathie R. and Missell F.P. Metastable A_1 phase in Al-doped Nd-Fe-B magnets//IEEE Trans. Magn. 1993. Vol. 29. P. 2761—2763.

14. Szymura S., Wyslocki J.J., Rabinovich Yu.M. and Bala H. Domain structure, magnetic and mechanical properties of Nd-Fe-B magnets with different grain size// Phys. Stat. Solidi(a). 1994. Vol. 141. P. 435—443.

15. Ma B.M. and Krause R.F. Microstructure and magnetic properties of sintered NdDyFeB magnets//Proc. 5th Int. Symp. on Magn. Anisotropy and Coercivity in RE-TM Alloys. Bad Soden, 1987. P. 141.

16. Fidler J. On the role of the Nd-rich phase in sintered Nd-Fe-B magnets//IEEE Trans. Magn. 1987. Vol. MAG-23. P. 2106—2108.

17. Kou X.C. and Kronmuller H. A micromagnetic understanding of the post-annealing process in producing sintered Nd-Fe-B permanent magnets//J. Phys.: Condens. Matter. 1994. Vol. 6. P. 6691—6698.

Высококоэрцитивные сплавы Nd-Fe-B

СКОКОВ К.П., инж, ЛЯХОВА М.Б., ПАСТУШЕНКОВ Ю.Г., кандидаты физ.-мат.наук, МАКСИМОВА О.Б.

Тверской ГУ

Исследована возможность получения высококоэрцитивного состояния в сплавах $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ и $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ в процессе специальных термических воздействий, включающих в себя повторное расплавление слитков и изотермический отжиг в течение 2 ч в интервале температур 800—1150°C. Установлено, что проведение термических обработок по указанному режиму позволяет реализовать в литых образцах $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ высококоэрцитивное состояние с H_{cj} до 5 кЭ.

В последние годы быстро развивается новый класс магнитотвердых материалов на основе редкоземельных металлов, железа и бора, что объясняется возможностью получения в постоянных магнитах на основе данных сплавов экстремальных значений $(BH)_{\max} \sim 50 \text{ МГс} \cdot \text{Э}$ [1,2].

Известно, что для многих сплавов системы R-Co, например RCo_5 и $(R, Zr)(Co, Cu, Fe)_2$, возможно получить высокие значения коэрцитивной силы как в порошковых магнитах, так и в литых образцах [3,4]. Для сплавов системы Nd-Fe-B в настоящее время не удалось реализовать высококоэрцитивное состояние в массивных литых образцах, хотя порошковые магниты данного типа характеризуются высокими значениями коэрцитивной силы. С практической точки зрения интерес к получению литых образцов магнитотвердых сплавов вызван тем, что в этом случае не требуется проведения целого комплекса технологических операций порошковой металлургии. В научном плане исследования в данном направлении способствуют расширению представлений о природе магнитного гистерезиса.

В данной работе исследована возможность получения высококоэрцитивного состояния в литых образцах сплавов Nd-Fe-B в процессе специальных термических воздействий, а также изучено влияние высокотемпературных обработок на микроструктуру и коэрцитивную силу образцов.

В качестве объектов исследования были выбраны сплавы двух составов: стандартный состав — $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ и состав, обедненный бором и легированный тербием, — $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$.

Исходные металлы выбирались максимально высокой чистоты: неодим марки НМ-1; железо марки ЭП-335; бор марки Б-97. Слитки сплавов массой 0,5 кг получали высокочастотным индукционным методом в установке «Донец-1» в атмосфере особо чистого аргона. Части слитков массой 50 г помещались в печь сопротивления СШВЛ-0,6/16И2, обезгаживались до вакуума порядка 10^{-5} мм рт.ст. и повторно расплавлялись. Затем образцы охлаждались со средней скоростью $50^\circ\text{C} \cdot \text{мин}^{-1}$ до определенной температуры ($T_{\text{т.о.}}$), лежащей в интервале 800—1150°C, при которой отжигались в течение 2 ч. Далее проводилось охлаждение до комнатной температуры со средней скоростью $10^\circ\text{C} \cdot \text{мин}^{-1}$.

Магнитные измерения выполнялись методом вибрационного магнитометра на сферических образцах массой 100—150 мг. Градуировка осуществлялась по эталонному образцу из отожженного никеля, удельная намагниченность насыщения которого принималась равной $55,4 \text{ Гс} \cdot \text{см}^3 \cdot \text{г}^{-1}$. Установка позволяла проводить измерения в магнитных полях до $\pm 32 \text{ кЭ}$ в зазоре 10 мм. Погрешность измерения магнитного поля не превышала $\pm 1,5\%$, удельной намагниченности — $\pm 1,5\%$.

сти — 3% по отношению к намагниченности эталонного образца.

Структура образцов исследовалась на металлографическом микроскопе НЕОРНОТ-30. Микроструктура выявлялась методом химического травления в 1%-м растворе концентрированной азотной кислоты в этиловом спирте, доменная структура — при помощи полярного эффекта Керра и метода порошковых осадков.

По данным магнитных измерений были построены зависимости намагниченности насыщения, остаточной намагниченности и коэрцитивной силы от температуры отжига ($T_{т.о.}$) для сплавов $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ и $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ (рис.1). Для сплава $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ (рис.1,а) все кривые имеют выраженный максимум в интервале температур от 1025—1075°C. Наиболее высокий максимум наблюдается для зависимости $H_{cj}(T_{т.о.})$, более пологий ход имеют зависимости $\sigma_s(T_{т.о.})$ и $\sigma_r(T_{т.о.})$, их максимумы наблюдаются при температуре $T_{т.о.} \sim 1050^\circ C$. Для сплава $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ (рис.1,б) зависимость

намагниченности насыщения от температуры отжига имеет практически монотонно убывающий характер, за исключением $T_{т.о.} \sim 1050^\circ C$, при которой наблюдается слабый минимум. Зависимости $H_{cj}(T_{т.о.})$ и $\sigma_r(T_{т.о.})$ имеют высокие максимумы при $T_{т.о.} \sim 1035 \div 1040^\circ C$.

Для образцов $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ максимальное значение коэрцитивной силы порядка 2 кЭ было реализовано после термической обработки при $T_{т.о.} = 1040^\circ C$, для образцов $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ H_{cj} достигала 5 кЭ при $T_{т.о.} = 1070^\circ C$. Остаточная намагниченность образцов имела невысокие значения, что связано с изотропным характером распределения осей легкого намагничивания отдельных зерен в объеме сплавов. Необходимо отметить, что контрольные образцы, прошедшие термические обработки при указанных температурах, но без повторного расплавления, характеризовались нулевыми значениями коэрцитивной силы.

Металлографический анализ показал наличие в сплавах $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ и $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ трех фаз: $NdFe_4B_4$, Nd-rich и матричной фазы $Nd_2Fe_{14}B$. На рис.2 в качестве примера представлены фотографии микроструктуры образцов $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ в литом состоянии и в

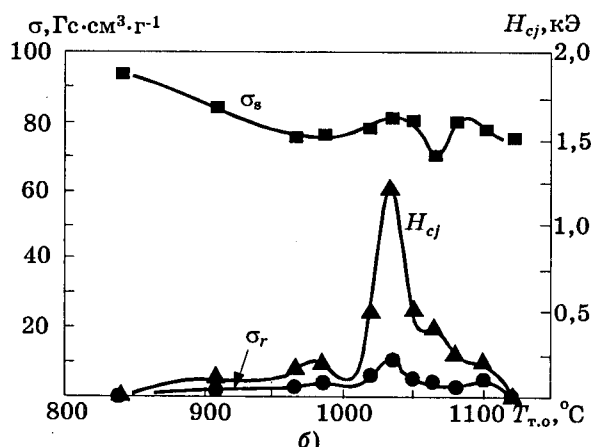
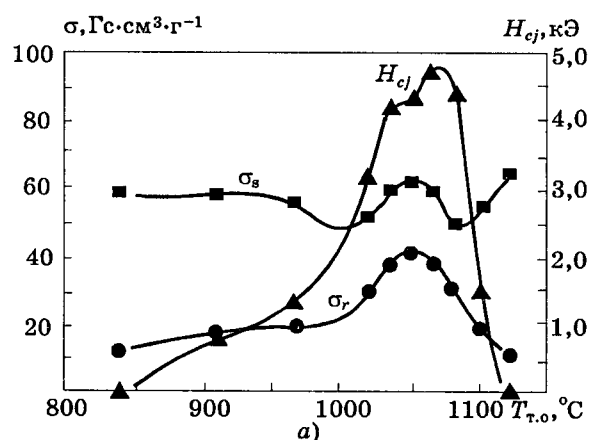


Рис.1. Зависимости намагниченности насыщения (■), остаточной намагниченности (●) и коэрцитивной силы (▲) от температуры отжига сплавов $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ (а) и $Nd_{16}Fe_{76}B_8$ (б)



а)



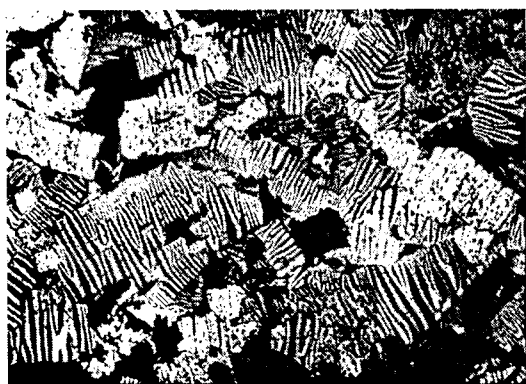
б)

Рис.2. Микроструктура сплава $(Nd_{0,8}Tb_{0,2})_{22}Fe_{73}B_5$ в литом состоянии (а) и после отжига при $1050^\circ C$ (б) (увеличение $\times 200$)

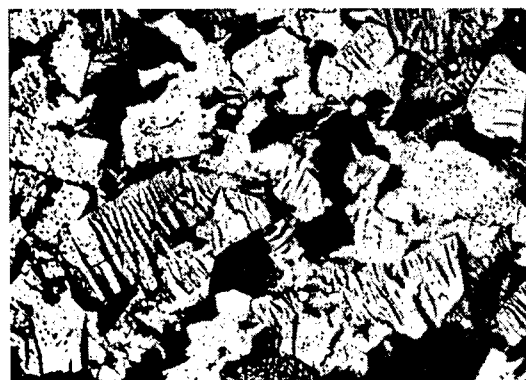
Температура гомогенизации, °C	Состав фаз		
	NdFe ₄ B ₄	Nd-rich	Nd ₂ Fe ₁₄ B
0	27,4	3,6	69,0
840	25,0	~0	75,0
900	20,0	2,1	77,9
970	20,4	~0	79,6
1025	28,2	~0	71,8
1085	17,2	1,1	81,7

состоянии после отжига при $T_{\text{т.о}}=1050^\circ\text{C}$. Объемное содержание фазовых составляющих в образцах определялось с помощью точечного метода Глаголева. Полученные данные представлены в таблице. Можно видеть, что в результате термических обработок объем матричной фазы увеличился приблизительно на 5% относительно исходного состояния сплавов. Рост матричной фазы обусловлен растворением в ней двух вторичных фаз: Nd-rich и NdFe₄B₄, причем фаза Nd-rich при некоторых температурах отжига растворяется практически полностью.

Исследования доменной структуры были проведены для образца (Nd_{0,8}Tb_{0,2})₂₂Fe₇₃B₅ после отжига при $T=1075^\circ\text{C}$ (рис.3). В пер-



a)



б)

Рис.3. Доменная структура отожженного при 1050°C сплава (Nd_{0,8}Tb_{0,2})₂₂Fe₇₃B₅ в термически размагниченном состоянии (а) и после намагничивания в поле 100 кЭ (б) (увеличение $\times 300$)

вом случае образец термически размагничивался (рис.3,а). Все зерна матрицы находились в многодоменном полностью размагниченном состоянии. Характер доменной структуры отдельных зерен зависел от их ориентации относительно оси легкого намагничивания: наблюдалась доменная структура типа «звездочек», полосовые домены, а также доменная структура промежуточной конфигурации. Во втором случае образец предварительно намагничивался до насыщения в поле 100 кЭ (рис.3,б). Исследования доменной структуры образца в состоянии с остаточной намагниченностью показали следующее. Приблизительно третья часть всех зерен матрицы находилась в намагниченном однодоменном состоянии. Часть зерен имела доменные границы, однако характеризовалась ненулевой намагниченностью, т.е. неравными объемами доменов разных знаков. Такое микромагнитное состояние поверхностных зерен может быть связано с влиянием собственных полей высококоэрцитивных зерен матрицы лежащих в глубинных слоях образца. Во всех случаях доменная структура имела равновесную конфигурацию. Последнее наблюдение свидетельствует о том, что задержка смещения доменных границ на структурных неоднородностях внутри зерен образца отсутствует.

Анализируя полученные данные, можно предположить, что механизм гистерезиса в исследованных высококоэрцитивных литых образцах типа Nd-Fe-B такой же, как и в порошковых постоянных магнитах на основе данных сплавов: в зернах матричной фазы наблюдается задержка роста зародышей обратной магнитной фазы, а на границах зерен — задержка смещения доменных границ на парамагнитных прослойках вторичных фаз [5,6].

Для подробного рассмотрения структурных процессов, происходящих в исследованных образцах при термических воздействиях, необходимо проведение дальнейших исследований. На данном этапе можно предположить, что при повторном расплавлении сплава и высокотемпературном отжиге за счет процессов кристаллизации, рекристаллизации и диффузии в нем образуется структура, близкая микроструктуре порошковых постоянных магнитов данного типа. По-видимому, часть зерен характеризуется низкой дефектностью, а на их границах образуются парамагнитные или слабомагнитные прослойки.

Таким образом, установлено, что проведение специальных термических воздействий, включающих в себя повторное расплавление сплава и отжиг в течение 2 ч в интервале температур 1050—1075°C, позволяет реализовать в литых образцах $(\text{Nd}_{0,8}\text{Tb}_{0,2})_{22}\text{Fe}_{73}\text{B}_5$ высококоэрцитивное состояние с H_{cj} до 5 кЭ.

Список литературы

1. Sagawa M., Fujimura, S. Yamamoto H. a.o. Permanent magnet material based on the rare earth-iron-boron tetragonal compounds//IEEE Trans. Magn. 1984. Vol. MAG-20, N.5. P.1584—1589.

2. Мишин Д.Д., Егоров С.М., Шаморикова Е.Б. Исследование процессов перемагничивания постоянных магнитов на основе сплавов неодима, железа и бора//Физика магнитных материалов. Калинин, 1988. С. 18—39.

3. Ермоленко А.С., Королев А.В., Шур Я.С. Монокристаллы SmCo_5 с магнитной энергией 32 миллиона гаусс эрстед//Письма в ЖЭТФ. 1973. Т.17, Вып.8. С.499—501.

4. Мишин Д.Д., Левандовский В.В. Исследование влияния термических обработок на магнитные свойства многокомпонентных сплавов на основе Sm-Zr-Co-Fe //Физика магнитных материалов. Калинин, 1980. С.27—30.

5. Sagawa M., Hirose S., Yamamoto H. a.o. Magnetic properties of the bcc phase at the grain boundaries in the Nd-Fe-B permanent magnet//IEEE Trans. Magn. 1986. Vol. MAG-22, N.5 P. 910—912.

6. Мишин Д.Д., Егоров С.М. Влияние микроструктуры на гистерезисные характеристики спеченных магнитов на основе сплавов неодима, железа, кобальта и бора//Физика магнитных материалов. Калинин, 1988. С. 51—62.

Влияние высокотемпературных отжигов сплавов на магнитные свойства порошковых постоянных магнитов Nd-Fe-B

СКОКОВ К.П., инж., ЛЯХОВА М.Б., ЕГОРОВ С.М., кандидаты физ.-мат. наук, ОГАНЕСЯН Е.В.

Тверской ГУ

Исследована возможность улучшения магнитных характеристик порошковых постоянных магнитов типа Nd-Fe-B за счет проведения предварительной гомогенизации сплава в интервале температур 900—1150°C. Показано, что отжиг сплава $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ при 1000°C в течение 1 ч повышает коэрцитивную силу постоянных магнитов от 10 до 18 кЭ.

В последнее время быстро развивается новый класс магнитотвердых материалов на основе редкоземельных металлов, железа и бора [1,2] с экстремальными значениями $(BH)_{\text{max}} \sim 50 \text{ МГс} \cdot \text{Э}$. Но наряду с достоинствами постоянные магниты на основе Nd-Fe-B обладают и недостатками: невысокими значениями коэрцитивной силы и низкой температуры Кюри, что значительно ограничивает область их практического применения.

По данным многих исследователей легирование сплавов Nd-Fe-B кобальтом и тяжелыми редкоземельными металлами приводит к значительному повышению температурной стабильности и коэрцитивной силы постоянных магнитов данного типа [3,4]. Такой подход в настоящее время широко применяется на практике, однако в этом случае усложняется технологический цикл получения постоянных магнитов и заметно повышается их стоимость. В связи с этим актуальной остается задача поиска других путей повышения свойств постоянных магнитов типа Nd-Fe-B.

В данной работе была исследована воз-

можность повышения магнитных характеристик порошковых постоянных магнитов типа Nd-Fe-B за счет предварительного высокотемпературного отжига сплавов. В качестве объектов исследования были выбраны сплавы двух составов: стандартного $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ и обедненного бором $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{78}\text{B}_6$.

Исходные материалы для выплавки слитков выбирались максимально высокой чистоты: неодим марки НМ-1, железо марки ЭП-335, бор марки Б-97. Сплавы получали методом высокочастотной индукционной плавки в атмосфере особо чистого аргона. Слитки массой 0,5 кг выплавлялись в алуноводых тиглях в установке «Донец-1». Грубый размол слитков проводился в механической дробилке в атмосфере аргона или азота. Частицы менее 1 мм выделялись с помощью сита. Тонкое измельчение проводилось в центробежно-планетарной мельнице М-36Л. В качестве мелющих тел применялись шары из стали ШХ-15 диаметром от 4 до 8 мм. Размол производился в среде дистиллированной воды, толуола или этилового спирта. Время размола варьировалось от

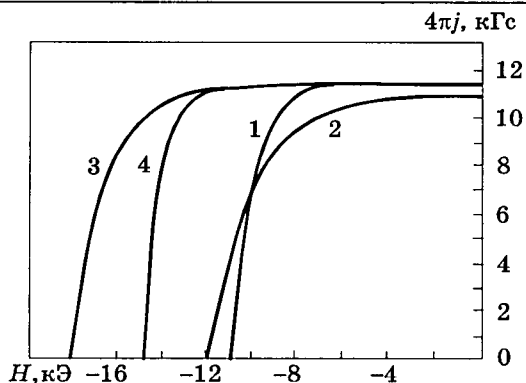


Рис.1. Размагничивающие части петель гистерезиса постоянных магнитов $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ на основе исходного сплава (1) и сплавов, отожженных при 1080 (2), 1000 (3) и 1130°C (4)

4 до 12 мин. Порошковые брикеты формировались методом влажного прессования в магнитном поле 15 кЭ, направленном перпендикулярно усилию прессования. Заготовки помещались в печь сопротивления СШВЛ-0,6/16И2 и сушились до вакуума порядка 10–5 мм рт.ст., после чего проводилось спекание при температуре 1050–1100°C в течение 60–120 мин. Кроме того, перед изготовлением постоянных магнитов проводился предварительный высокотемпературный отжиг слитков в интервале температур 900–1150°C в течение 1 ч.

Магнитные измерения выполнялись в полностью замкнутой цепи методом холловского гистериографа в полях ± 28 кЭ. Погрешность измерения поля и индукции образца не превышала 3%. Микроструктура образцов выявлялась методом химического травления в 1%-м спиртовом растворе концентрированной HNO_3 и исследовалась на металлографическом микроскопе НЕОРНОТ-30.

На рис.1 представлены размагничивающиеся части петель гистерезиса образцов, полученных из исходного сплава $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ и слитков, подвергнутых отжигу при температурах $T_{\text{т.о.}} = 1000, 1080, 1130^\circ\text{C}$. На контрольных образцах из не отожженного сплава была получена коэрцитивная сила на уровне 10–11 кЭ. При $T_{\text{т.о.}} = 1080^\circ\text{C}$ и 1130°C $H_{\text{сj}}$ имела значения 14 и 15 кЭ, соответственно. Максимальные значения коэрцитивной силы постоянных магнитов $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$, полученных по описанной методике, достигали 18 кЭ при температуре отжига $T_{\text{т.о.}} = 1000^\circ\text{C}$.

На рис.2 представлены зависимости остаточной намагниченности и коэрцитивной силы образцов, изготовленных из термически обработанных сплавов $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$, от тем-

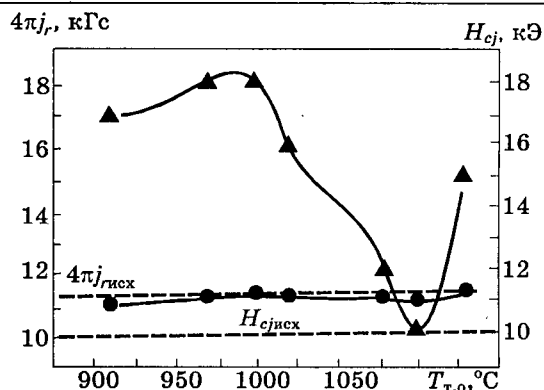


Рис.2. Зависимости остаточной намагниченности (•) и коэрцитивной силы (▲) постоянных магнитов $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ от температуры отжига исходного сплава

пературы отжига. Зависимость $H_{\text{сj}}(T_{\text{т.о.}})$ имеет нелинейный характер: при $T_{\text{т.о.}} = 1000^\circ\text{C}$ наблюдается плавный максимум, при $T_{\text{т.о.}} = 1130^\circ\text{C}$ — резкий рост коэрцитивной силы. Минимум — соответствует $T_{\text{т.о.}} = 1100^\circ\text{C}$, которая совпадает с температурой спекания порошковых магнитов. Зависимость остаточной намагниченности от температуры гомогенизации имеет практически монотонный характер. При оптимальных температурах $T_{\text{т.о.}} = 1000^\circ\text{C}$ и 1130°C $4\pi j_r$ сохраняется на уровне значений намагниченности неотожженных образцов, в остальных случаях наблюдается некоторое снижение $4\pi j_r$.

Микроструктура образцов исследовалась методами оптической микроскопии. На рис.3 в качестве примера представлены фо-

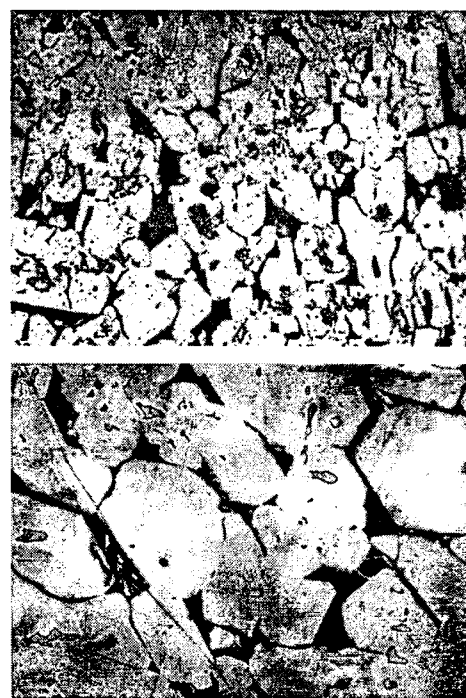


Рис.3. Микроструктура исходного (а) и отожженного при 1000°C (б) сплавов $\text{Nd}_{16}\text{Fe}_{76}\text{B}_8$ (увеличение $\times 200$)

Состав сплавов и фаз	NdFe ₄ B ₄	Nd-rich	Nd ₂ Fe ₁₄ B
Nd ₁₆ Fe ₇₈ B ₆ :			
литой	15	6,1	78,9
отожженный	11	4,5	84,5
Nd ₁₆ Fe ₇₆ B ₈ :			
литой	19,7	5,8	74,5
отожженный	17,7	2,4	79,9

тографии микроструктуры литого и отожженного при 1000°C сплава Nd₁₆Fe₇₈B₆. Сплавы представляют собой совокупность трех фаз: матричной Nd₂Fe₁₄B и двух дополнительных — NdFe₄B₄ и Nd-rich. Расчет объемного содержания фаз был проведен точечным методом Глаголева (таблица). Установлено, что после высокотемпературного отжига в сплавах увеличивается количество матричной фазы приблизительно на 5% за счет частичного растворения дополнительных фаз NdFe₄B₄ и Nd-rich.

Микроструктура постоянных магнитов исследовалась на образцах из литого и отожженного при 1000°C сплава Nd₁₆Fe₇₆B₈. Определен средний размер зерна в обоих образцах (d) и установлено, что в отожженном состоянии $d=11,9$ мкм, а в литом $d=8,3$ мкм. Поскольку образцы были получены в одинаковых технологических условиях, то можно предположить, что рост зерна в порошковом магните из отожженного сплава связан с возможным изменением механических свойств сплава при предварительной термообработке и с изменением параметров процессов рекристаллизации в процессе спекания порошковых магнитов.

Суммируя данные магнитных измерений и металлографических исследований, можно утверждать, что при высокотемпературном отжиге сплавов Nd-Fe-B происходит частичное растворение обогащенной неодимом фазы в матрице и порошковые постоянные магниты из отожженных сплавов характеризуются более высокими значениями коэрцитивной силы. Можно предложить следующее объяснение полученным результатам.

Известно, что при размоле порошка, сушке и спекании порошковых брикетов фаза Nd-rich сильно окисляется. Образование окислов сопровождается снижением коэрцитивной силы. При гомогенизации сплавов в них уменьшается содержание фазы, обогащенной неодимом и, вследствие этого, снижается окисление порошка в технологичес-

ком процессе получения порошковых магнитов. Кроме того, возможно, что в процессе спекания происходит выделение прослоек Nd-rich фазы на границах зерен постоянных магнитов и, следовательно, с одной стороны, зерна очищаются от дефектов, а с другой стороны, формируются необходимые для реализации задержки смещения доменных границ межзеренные прослойки. По-видимому, все перечисленные факторы в конечном итоге способствуют росту коэрцитивной силы порошковых магнитов из предварительно термически обработанных сплавов. Сделанные предположения не противоречат известным данным о влиянии микроструктуры на магнитные характеристики постоянных магнитов данного типа [5,6].

Таким образом, установлено, что предварительный отжиг сплавов Nd-Fe-B в течение 1 ч в интервале температур 900—1150°C повышает коэрцитивную силу постоянных магнитов, причем значения остаточной намагниченности остаются на исходном уровне. Максимальный рост коэрцитивной силы от 11 до 18 кЭ наблюдается для образцов Nd₁₆Fe₇₆B₈ при $T_{т.о}=1000^\circ\text{C}$. Можно рекомендовать обнаруженный эффект для практического использования при производстве порошковых постоянных магнитов данного типа.

Список литературы

1. Sagawa M., Fujimura S., Togawa N., a.o. New material for permanent magnets on a base of Nd and Fe//J.Appl. Phys. 1984. Vol. 55, N.6. P. 2083—2087.
2. Мишин Д.Д., Егоров С.М., Шаморикова Е.Б. Исследование процессов перемагничивания постоянных магнитов на основе сплавов неодима, железа и бора//Физика магнитных материалов. Калинин, 1988. С.18—39.
3. Ma B.M., Narasimhan K.S.V.L., Hurt J.C. NdFeB magnets with zero temperature coefficient of induction//IEEE Trans. Magn. 1986. Vol. MAG-22, N.5. P. 1081—1083.
4. Мишин Д.Д., Егоров С.М., Левандовский В.В. и др. Постоянные магниты на основе сплава Nd-Tb-Fe-Co-B с улучшенной температурной стабильностью//Физика магнитных материалов. Калинин, 1987. С.14—26.
5. Sagawa M., Hirosawa S., Yamamoto H. a.o. Magnetic properties of the bcc phase at grain boundaries in the Nd-Fe-B permanent magnet//IEEE Trans. Magn. 1986. Vol. MAG-22, N.5. P. 910—912.
6. Мишин Д.Д., Егоров С.М. Влияние микроструктуры на гистерезисные характеристики спеченных магнитов на основе сплавов неодима, железа, кобальта и бора//Физика магнитных материалов. Калинин, 1988. С. 51—62.

Магнитные свойства быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B, полученных по «методу центрифуги», и анизотропных порошков из них

АНДРЕЕВ С.В., инж. КУДРЕВАТЫХ Н.В., доктор физ.-мат. наук, ПУШКАРСКИЙ В.И.,
МАРКИН П.Е., инж., ЗАЙКОВ Н.К., ТАРАСОВ Е.Н., кандидаты физ.-мат. наук

НИИ ФПМ при УрГУ
Институт физики металлов УрО РАН

Известно, что сплавы на основе соединений редкоземельных металлов (РЗМ) с переходными металлами группы железа являются лучшими материалами для получения высокоэнергоемких постоянных магнитов. Наиболее высокие магнитные характеристики реализованы у магнитотвердых материалов из сплавов системы Nd-Fe-B в области интерметаллического соединения $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ [1,2].

В настоящее время наиболее широкое распространение получили две технологии приготовления постоянных магнитов на основе этого соединения:

- метод порошковой металлургии;
- технология спиннингования, основанная на закалке расплава из жидкого состояния на вращающемся диске с последующим компактированием полученных фрагментов лент в прессформе со связующим (магнитопласты) либо путем горячего прессования (магниты типа MQ-2, MQ-3) [3].

Первый метод является наиболее распространенным и включает выплавку сплава, грубый и тонкий помол, прессование порошков в магнитном поле, температурную обработку прессовок, механическую обработку и намагничивание. Порошок из сплавов, полученный на стадии измельчения слитка, как правило, обладает низким значением коэрцитивной силы H_c . Высококоэрцитивное состояние в нем реализуется только после стадии жидкофазного спекания прессовок.

Во втором случае, высококоэрцитивное состояние возникает непосредственно после процесса спиннингования. Исходные быстрозакаленные сплавы (БЗС) имеют, как правило, высокую коэрцитивную силу и в магнитном отношении являются изотропными. Это обусловлено фазовым составом и микроструктурой БЗС, которая характеризуется наличием сферических кристаллитов высокоанизотропной фазы $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ (основная фаза) с линейными размерами порядка 30—200 нм, разделенными прослойками Nd-

богатой фазы. Ось легкого намагничивания (ось-с) каждого зерна основной фазы ориентирована случайным образом в объеме материала. Измельчение БЗС позволяет получить изотропный высококоэрцитивный порошок с максимальным энергетическим произведением $(BH)_{\text{max}}$, не превышающим четверти от потенциально возможного для анизотропных магнитов (примерно). Магнитопласты с такими наполнителями обычно имеют $(BH)_{\text{max}} \sim 8 \div 10 \text{ МГс} \cdot \text{Э}$.

Исследования микроструктуры и магнитных свойств БЗС при низких скоростях закалочного диска ($v \leq 15 \text{ м/с}$) указывают на формирование в поверхностных слоях текстуры зерен основной фазы с осью-с, ориентированной преимущественно по нормали к поверхности быстрозакаленных лент, при этом наиболее сильная текстура формируется на «свободной» поверхности ленты [4]. Дальнейшее понижение скорости закалки приводит к усилению степени текстуры, но при этом H_c БЗС значительно уменьшается, что не позволяет получать из них высококоэрцитивный анизотропный порошок.

В данной работе сообщаются результаты исследования микроструктуры и магнитных свойств быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B, приготовленных закалкой в центрифуге [5], и анизотропных порошков из них.

Исходный сплав был приготовлен в индукционной печи в атмосфере аргона из шихты следующего состава: Nd — 36% масс., В — 1% масс., Fe — остальное. БЗС получены методом центрифуги (МЦ), который заключается в том, что струя расплавленного металла подается на внутреннюю поверхность горизонтально расположенного вращающегося цилиндра. Одновременно с этим осуществляется ее перемещение в направлении, параллельном оси вращения цилиндра. Центробежное ускорение, сообщаемое цилиндром жидкому расплаву, приводит к эффективному растеканию и обеспечивает хороший тепловой контакт расплава

и теплоотводящего тела. Линейная скорость закалочной поверхности (v) изменялась в пределах 5—20 м/с. Все быстрозакаленные ленты, приготовленные данным методом, имели толщину в диапазоне 30—90 мкм, ширину 2—3 мм и длину до нескольких метров. Исследования структуры проводили на растровом и просвечивающем электронных микроскопах. Рентгеноструктурный анализ проведен с помощью дифрактометра ДРОН-2,0 с использованием $\text{Cr} - K_{\alpha}$ излучения. Магнитные гистерезисные свойства образцов измеряли на вибрационном магнитометре в полях до 20 кЭ. Предельные кривые размагничивания измерялись на образцовых, предварительно намагниченных импульсным полем 100 кЭ. Размол БЗС проводили в вибрационной шаровой мельнице и агатовой ступке в среде этилового спирта.

На рис.1 приведены зависимости коэрцитивной силы H_c от линейной скорости закалочной поверхности v для БЗС, полученных МЦ и наиболее распространенным методом — закалкой расплава на внешней поверхности диска, а также показана зависимость среднего размера зерна основной фазы на контактной и свободной поверхностях лент, полученных МЦ. Как видно из рис.1, при $v = 20$ м/с БЗС, полученные как первым, так и вторым методами, имеют одинаковую $H_c \approx 22$ кЭ. При этом, размер зерна основной фазы меняется от 30—50 нм на контактной поверхности до 100—150 нм на внешней поверхности лент. Понижение ско-

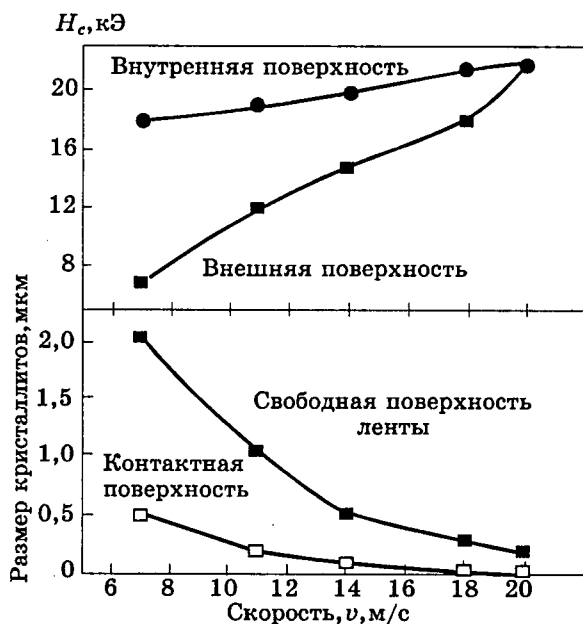


Рис.1. Зависимость коэрцитивной силы и среднего размера зерна в быстрозакаленных сплавах Nd-Fe-B от скорости закалочной поверхности

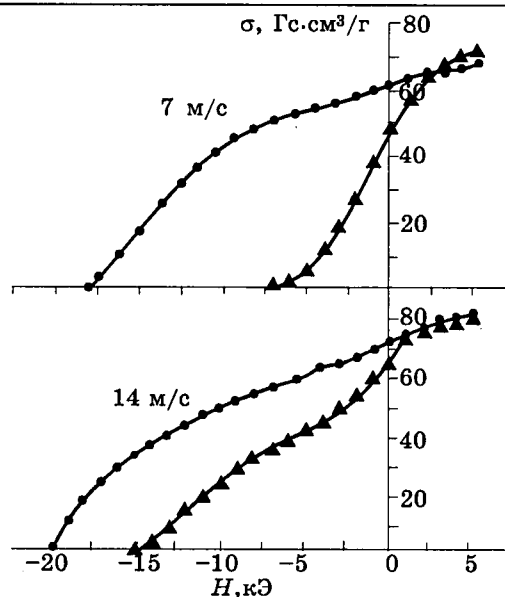


Рис.2. Кривые размагничивания быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B, полученных закалкой расплава на внешней (\blacktriangle) и внутренней (\bullet) поверхностях закалочных дисков при $v = 7$ и 14 м/с

рости закалочной поверхности в МЦ приводит к незначительному уменьшению H_c БЗС (с примерно 22 кЭ при 20 м/с до 18 кЭ при 7 м/с), при увеличении среднего размера зерна основной фазы до 2—2,5 мкм на внешней поверхности ленты. В тоже время, понижение v при закалке расплава на внешней поверхности диска вызывает существенное уменьшение H_c (до 7 кЭ при $v = 7$ м/с) и, кроме того, появление на кривых размагничивания БЗС перегиба в области полей $H \sim 0$, который не наблюдается на кривых размагничивания БЗС, полученных МЦ. Это хорошо видно из рис.2, где приведены кривые размагничивания БЗС, полученные двумя различными методами при скоростях 7 и 14 м/с.

Наблюдаемое отличие в гистерезисных свойствах БЗС, сформированных при $v < 20$ м/с, связано с различной микроструктурой лент по толщине (рис.3), что, в свою очередь, является результатом различных условий затвердевания расплава при используемых методах спиннингования. В МЦ расплав находится в контакте с теплоотводящей поверхностью на протяжении всего времени затвердевания (от температуры перегрева до комнатной), тогда как в методе закалки на внешней поверхности продолжительность времени такого контакта, вследствие действия центробежных сил, существенно короче.

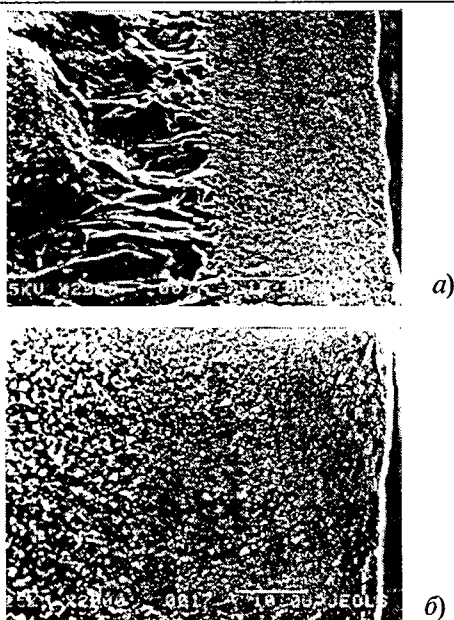


Рис.3. Фотографии микроструктуры излома лент из быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B, полученных закалкой расплава на внешней (а) и внутренней (б) поверхностях закалочного диска при скорости $v = 14$ м/с

Исследование структуры БЗС, полученных МЦ, и порошков из них методом рентгеновской дифрактометрии показало следующее. На дифрактограммах от обеих поверхностей БЗС отмечалась повышенная интенсивность дифракционных линий типа (004), (006) фазы $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$, что указывает на существование кристаллографической текстуры в поверхностных слоях (ось-с кристаллитов ориентирована по нормали к поверхности). При этом текстура отсутствовала во внутреннем объеме лент (ось-с кристаллитов ориентируются случайным образом), что показали дифрактограммы, снятые с частично сошлифованных лент. Такая структурная особенность, как отмечено выше, характерна и для БЗС Nd-Fe-B, полученных закалкой на внешней поверхности диска. Механизм ее возникновения и формирования только в поверхностных слоях, как отмечено в [6], пока не ясен.

Анализ соотношений интенсивности дифракционных линий фаз, богатых неодимом, и фазы $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ по дифрактограммам от поверхностей лент указывает на неравномерное распределение первых по толщине ленты. Эти фазы имеют значительно большую концентрацию на «свободной» поверхности ленты и меньшую со стороны контактной. Эта структурная особенность подтверждается также данными микрорентгеноспектраль-

ного анализа состава поверхности БЗС, полученными МЦ [7].

Отсутствие текстуры зерен основной фазы во внутреннем объеме лент проявилось и в экспериментах по дроблению БЗС в вибрационной мельнице. Коэрцитивная сила образцов, приготовленных из порошков с разным временем измельчения и текстурированных магнитным полем 10 кЭ, существенно уменьшается при длительном времени размола (например, от 19 кЭ для исходной БЗС с $v=11$ м/с до примерно 5 кЭ после 4 ч размола). Анизотропия гистерезисных магнитных свойств вдоль оси текстуры и перпендикулярно ей практически не проявляется. Это связано с тем, что микроструктура исходного БЗС неоднородна по толщине и состоит из зерен основной фазы с размерами ниже размера частиц порошка, получаемого после размола (2—3 мкм).

Так как длительное измельчение в вибрационной мельнице помимо уменьшения среднего размера частиц порошка способствует накоплению дефектов кристаллической решетки в их поверхностном слое (где возникают зародыши обратной магнитной фазы [8]), обуславливающих снижение H_c , нами была предпринята попытка сократить время измельчения путем увеличения хрупкости лент. Это, как известно, может быть достигнуто применением водородной и термической обработок.

Наводороживание БЗС, полученного при $v = 11$ м/с, проводили при давлении H_2 200 кПа и температуре 240°C в течение 90 мин. H_c такого материала непосредственно после обработки составила 4 кЭ.

На рис.4 представлена температурная зависимость H_c сплавов, подвергнутых наводороживанию, а затем вакуумной откатке

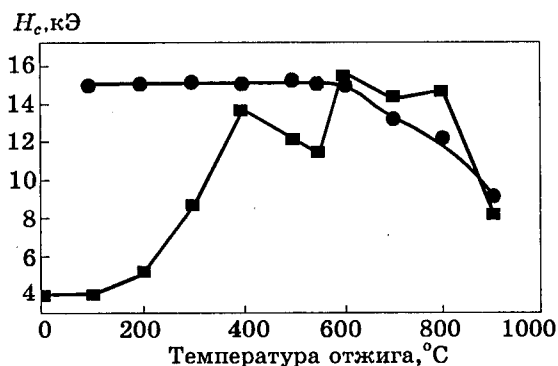


Рис.4. Зависимости H_c быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B от температуры отжига в вакууме без обработки (●) и с предварительной водородной (■) обработкой

(до $13 \cdot 10^{-3}$ Па) в интервале температур 100—900°C в течение 30 мин. Для сравнения приведены значения H_c исходных БЗС, прошедших термическую обработку в этом же интервале температур, но без наводороживания. Видно, что зависимость H_c наводороженных БЗС от температуры обработки в интервале 100—600°C немонотонна. Это вызвано десорбцией водорода из основной фазы и межзеренных Nd-обогащенных фаз при достижении некоторых критических температур. Увеличение температуры обработки свыше 600°C приводит к заметному уменьшению H_c . Последнее, по-видимому, обусловлено ростом зерна основной фазы в обоих БЗС, что, в свою очередь, вызывает нарушение «магнитной» изоляции между отдельными зернами.

На рис.5 приведены данные о магнитных гистерезисных свойствах порошков, полученных измельчением лент в агатовой ступке (ленты предварительно подвергнуты термической и водородно-термической обработкам) от времени размола. Хорошо видно, что указанные обработки существенно улучшают текстуруемость порошков. Необходимое время измельчения до появления у порошка анизотропных свойств при этом весьма незначительно (примерно 15 мин). В итоге, несмотря на уменьшение H_c на текстурованных порошковых образцах при оптимальном выборе параметров обработки и режима измельчения оказалось возможным реализовать $(BH)_{\max} \sim 20 \div 23$ МГс·Э (в расчете на 100% плотность).

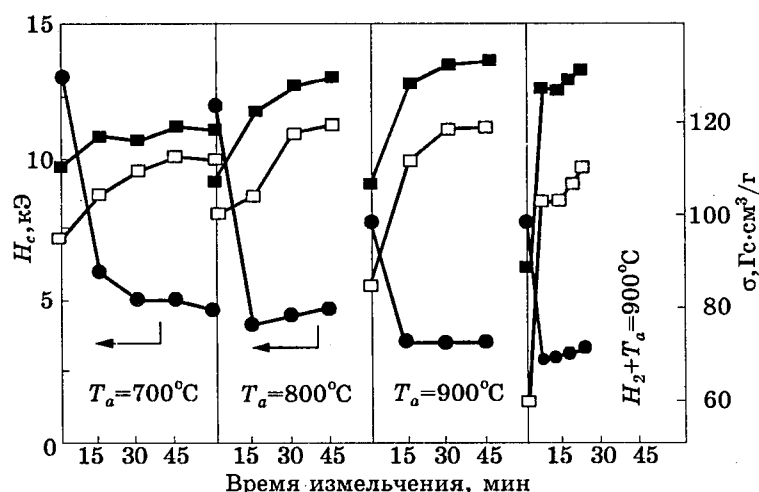


Рис.5. Зависимость H_c (●) и удельных намагниченностей σ (остаточной (□) и во внешнем поле 10 кЭ (■)) текстурованных порошков из быстрозакаленных по методу центрифуги сплавов Nd-Fe-B, подвергнутых четырем различным дополнительным обработкам, от времени размола в агатовой ступке

В заключение отметим, что формирование крупнозернистой структуры основной фазы БЗС, полученной МЦ, при сохранении высоких значений коэрцитивной силы в них и применение предложенных обработок, открывают возможность создания промышленной технологии получения анизотропных порошков в качестве наполнителей для магнитопластов с $(BH)_{\max} \sim 15 \div 18$ МГс·Э. Эти порошки при некоторой доработке описанной технологии (в части увеличения H_c) могут составить конкуренцию недавно появившимся на мировом рынке анизотропным порошкам Nd-Fe-B, синтезируемым по технологии HDDR [9].

Авторы выражают благодарность А.Г.Попову (ИФМ УРО РАН) за помощь в приготовлении быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B путем закалки расплава на внешней поверхности закалочного диска.

Список литературы

1. Sagawa M., Fujimura S., Togawa N. a.o./New material for permanent magnets on a base of Nd and Fe //J.Appl.Phys. 1984. Vol.55, N.6. P. 2083—2087.
2. Croat J.J., Herbst J.F., Lee R.W., Pinkerton F.E. Pr-Fe and Nd-Fe-based materials: A new class of high-performance permanent magnets//J. Appl. Phys. 1984. Vol. 55, N 6. P. 2078—2082.
3. Lee R.W., Brewer E.G., Schaffel N.A. Processing of neodymium — iron — boron melt-spun ribbons to fully dense magnets//IEEE Trans. Magn. 1985. Vol. MAG-21. N 5. P. 1958-1963.
4. Coehoorn R. and Duchateau J. Preferential crystallite orientation in Nd-Fe-B melt-spun flakes// Mater. Sci. Eng. 1988. Vol. 99. P. 131—135.
5. Pushkarsky V.I., Kudrevatykh N.V., Pamyatnykh L.A., Andreev S.V. A centrifugal method for rapidly quenched rare-earth alloys preparation and realization apparatus//The Ninth Int. Conf. on Rapidly Quenched & Metast. Mater., Bratislava, 25—30 August, 1996, Abstr. Book. P. 92.
6. Paik C.R., Okada M., Homm M. Anisotropic Pr-Fe-B melt-spun ribbons//IEEE Trans. on Magn. 1990. Vol. 26. P. 1730—1732.
7. Памятных Л.А., Пушкарский В.И., Андреев С.В. и др. Особенности микроструктуры и магнитных свойств быстрозакаленных сплавов Nd-Fe-B//Новые магнитные материалы микроэлектроники; тезисы докладов 15 Всероссийской школы-семинара, 18—21 июня 1996. С.376—377.
8. Hadjipanayis G.C., Kim A. Domain wall pinning versus nucleation of reversed domains in R-Fe-B magnets (invited)//J. Appl. Phys. 1988. Vol.63. P.3310—3315.
9. Mackey T. Recent Developments in Bonded Permanent Magnets//UK Magnetic Soc. News Lett. MAGNEWS, Winter 1996. P.16.

Исследование деградации магнитных свойств постоянных магнитов из сплава Nd-Fe-B в солевых растворах и водородных средах при наличии покрытий

КУДРЕВАТЫХ Н.В., ОСТРОУШКО А.А., ТАРАСОВ Е.Н., ЗАЙКОВ Н.К., ГЛОТОВА Л.С.

Институт физики и прикладной математики при УрГУ

Многочисленными исследованиями установлено, что металлокерамические постоянные магниты из сплава Nd-Fe-B подвержены коррозии и обладают способностью легко поглощать водород из окружающей среды. Эти процессы естественно приводят к временной нестабильности магнитного поля в тех устройствах и системах, где они используются, и способны вызвать преждевременный выход последних из строя. Даже высказываются суждения о том, что по существу, такие магниты есть ни что иное, как «бомба замедленного действия», и в недалеком будущем возможен взрывной характер отказа в работе многочисленных уже работающих устройств с их применением¹.

В связи с этим в настоящее время продолжает быть актуальной задача поиска надежных защитных покрытий на магниты из указанного материала, разработки дешевых и массовых технологий их нанесения и оценки эффективности «работы» последних при воздействии различных агрессивных сред.

В данной работе проведен поиск оптимальных условий нанесения защитных покрытий из металлических (Al, Zn, M, Cd), неорганических (ТМ) и органических материалов (эпоксидный компаунд, лак), обеспечивающих хорошую адгезию с поверхностью металлокерамических постоянных магнитов из сплава Nd-Fe-B. Из результатов анализа деградации их магнитных характеристик при воздействии солевых растворов различной концентрации и газообразного водорода в диапазоне давлений 10—200 кПа сделано заключение об эффективности защиты такими покрытиями постоянных магнитов указанного типа.

Защитные коррозионно-стойкие покрытия разделяли условно на две группы: защитные покрытия, изолирующие поверхность от окружающей среды, и анодно-протекторные покрытия. К первой группе относятся покрытия, сформированные по разным вари-

антам никелирования, другие менее активные металлические пленки, покрытия из нитрида титана, а также покрытия на основе органических материалов, к второй — покрытия, созданные кадмированием и цинкованием. Естественно, что указанные материалы различались и по способности защищать открытые поры и раковины изделия.

Оценку коррозионной стойкости покрытий производили по результатам стандартных испытаний в жестких условиях сильного электролита. Образцы магнитов в форме диска диаметром 10 мм, высотой 9 мм с покрытиями и без них помещали в растворы NaCl при комнатной и повышенной температурах и наблюдали в течение 10 сут. Аналогичные магниты помещали в камеру с газообразным водородом при давлениях 10—200 кПа и выдерживали при комнатной, а в некоторых случаях и более высоких температурах от 30 мин до 33 ч. Во всех случаях до и после испытаний проводили измерения размагничивающей части петли магнитного гистерезиса на гистерезисграфе Г-111, подвергая образцы предварительному намагничиванию импульсным магнитным полем 5 Тл.

Тип покрытий, некоторые особенности их нанесения, исходный внешний вид и результаты коррозионных и водородных испытаний приведены в табл. 1—3.

Измерения магнитных свойств образцов, подвергнутых этим испытаниям, показали, что во всех случаях их коэрцитивная сила осталась без изменений, тогда как остаточная индукция у магнитов со следами коррозии на поверхности незначительно (1—2%) уменьшалась. Наибольшее снижение остаточной индукции (примерно 3%) зарегистрировано для магнита без покрытия, что связано с потерей его массы. Коррозия этих образцов происходит практически по всей поверхности, с осаждением продуктов коррозии и вытравливанием раковин. Продукты коррозии обладают спонтанной намагниченностью, так как оседают преимущественно

¹ Hennig G.R. UK Magnetics Society Newsletter MAGNEWS, Spring. 1996. P.17.

Таблица 1

Состояние покрытий после выдержки магнитов в водном 3% солевом растворе при комнатной температуре в течение 10 сут

Тип покрытия	Условия нанесения	Внешний вид	Результаты испытаний
Нитрид титана	Ионно-плазменное напыление на установке ННВ-6,6И1 с предварительной очисткой тлеющим разрядом+ионным $T=500^{\circ}\text{C}$; $P=6,7 \cdot 10^{-3}$ Па; 2 цикла с переворотом деталей; $t=20$ мин	Золотисто-желтое ¹ Золотисто-желтое, более светлое	Небольшая зона разрушений по краю изделия, язвы на месте крупных пор Покрытие сохранилось полностью за исключением язв на местах раковин порядка 1% общей поверхности
Никель (никелирование с оксидным фосфатированием)	$T=22,5^{\circ}\text{C}$; $t=30$ мин	Серебристое	Сильная коррозия в глубине крупных пор с отслоением покрытия ²
Никелирование	Химическое	Серебристое	Отдельные язвы на месте раковин образца
Цинк (цинкование)	Гальваническое	Серое	Взаимодействие началось только на 5 сутки; нарушено около 3% поверхности; магнит не разрушился
Кадмий (кадмирование)	С пассивацией	Бледно-желтое	Язвы коррозии в крупных порах площадью примерно 12% возникли на 5 сут. Магнит не разрушен
Компаунд (лак)	Отверждение с нагревом	Прозрачное (возможны варианты)	Покрытие и образец без изменений
Комбинированное	Нитрид титана+компаунд	Прозрачное на золотистом фоне	Покрытие и образец без изменений
Алюминий	Ионно-плазменное напыление	Серебристое	Отдельные точки коррозии общей площадью примерно 0,5%
Комбинированное	Алюминий+нитрид титана	Бледно-желтое	Отдельные язвочки коррозии общей площадью примерно 2%
Без покрытий	Исходный магнит	Серебристый	Интенсивное ржавление, появление осадка на 1 сут

¹ Следы контактных площадок на тыльной стороне образцов не снижают коррозионной стойкости.
² Возможно затекание электролита в крупные поры, что вызывает в дальнейшем коррозию под покрытием.

Таблица 2

Состояние магнитов после выдержки в водном 3% солевом растворе при температуре 90°C

Тип покрытия	5 ч	10 ч	30 ч
Нитрид титана	Коррозионное разрушение ребер	Отдельные пятна коррозии. Отслоение покрытия на торцах	Покрытие нарушено на всех образцах. Произошла убыль массы на 1—3%. При удалении продуктов коррозии убыль массы составляет 5—6%
Компаунд на основе эпоксидной смолы	Отдельные точки коррозии	Отдельные пятна коррозии. Отслоение покрытия на одном торце	
Никель	Коррозионное разрушение ребер	Отслоение покрытия на торцах	
Цинк	Покрытие разрушено. Материал образца затронут коррозией	Дальнейшее разрушение образца. В растворе продукты коррозии	
Кадмий	Общая коррозия образца, но слабее чем для цинка		
Лак (искусственный)	Отделение покрытия от торцов и их коррозия	Дальнейшая коррозия торцов	
Без покрытий	Толстая шуба продуктов коррозии	Толстый слой рыхлых продуктов бурого цвета. Ржавчина в растворе	

Таблица 3

Состояние металлокерамических магнитов из сплава Nd-Fe-B при наличии покрытий, подвергнутых воздействию среды газообразного водорода

Тип покрытия	Условия испытаний	Результат испытаний
Нитрид титана	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 24$ ч	Покрытие целое, магнитные характеристики без изменений
Нитрид титана+эпоксид Компаунд	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 33$ ч	Давление упало на 2 кПа. Покрытие целое. H_c уменьшилось на 10%; B_r возросла на 3%
Никель (никелирование с оксидным фосфатированием)	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 24$ ч	Образец разрушился в порошок
Никель (никелирование с оксидным фосфатированием)	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 0,5$ ч	Давление упало на 5 кПа. Покрытие целое. H_c уменьшилось на 10%
Цинк	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 19$ ч	Образец разрушился в порошок
Цинк	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 2$ ч	Трещины на покрытии. Частичное разрушение материала магнита на торцах ("ежики" на полюсах)
Кадмий	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 24$ ч	Образец разрушился в порошок
Кадмий	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 3,5$ ч	Давление упало на 0,01 атм. Покрытие целое. H_c уменьшилось на 10%
Компаунд (лак)	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 24$ ч	Образец разрушился в порошок
Компаунд (лак)	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 6$ ч	Давление упало на 1 кПа. Покрытие целое. H_c уменьшилось на 7%
Алюминий	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 24$ ч	Покрытие целое. Магнитные характеристики без изменений
Алюминий	$P_H = 200$ кПа, $T = 400^\circ\text{C}$, $t = 1$ ч	Реакция поглощения водорода не наблюдалась
Без покрытия	$P_H = 200$ кПа, $T = 20^\circ\text{C}$, $t = 2$ ч	Образец разрушился в порошок

но на торцах. Таким образом, можно предположить, что коррозия носит межкристаллитный характер и в продуктах коррозии присутствуют частицы фазы 2-14-1.

Коррозия образцов с покрытием — точечная и происходит главным образом на геометрически напряженных местах (торцы, ребра). В качестве начальных центров коррозии выступают микродефекты покрытия и раковины материала. Покрытия на основе компаунда и лака являются наиболее надежными изолирующими покрытиями, поскольку обладают способностью к затеканию в раковины и поры. Для закрытия пор материалами, осажденными гальванически и по ионно-плазменной технологии требуется значительное увеличение их толщины, что может привести к отслоению покрытия. Цинк является хорошим протектором (анодная защита металла) и пока присутствует на поверхности магнитов — разрушается сам, а не защищаемый им материал. Никелевые покрытия, при нарушении их сплошности, не обеспечивают протекторной защиты (так как Ni — менее активный металл), что приво-

дит к возникновению язвочек. Алюминиевые пленки обеспечивают хорошую защиту, что, вероятно, связано как с высокой пластичностью этого материала, так и с наличием на их поверхности пассивного тонкого слоя Al_2O_3 . Кроме того, Al может обладать способностью анодной защиты материалов магнитов. Покрытие из алюминия и нитрида титана оказалось несколько менее стойким, вероятно, вследствие микронеоднородностей состава. Тем не менее, его можно отнести к разряду перспективных.

Испытания проводили также в насыщенном растворе NaCl и в растворе с концентрацией соли 10%. Установлено, что эти растворы менее активны.

Выдержка магнитов в более «жестких» условиях (3% водный раствор NaCl, температура раствора 90°C , время выдержки до 30 ч) обусловили появление зон коррозии на всех образцах и уменьшение не только остаточной индукции, но и коэрцитивной силы материала образцов. Как и следовало ожидать, наибольшая деградация магнитных свойств произошла у магнитов без покрытия (Br

уменьшилась на 5%, H_c — на 10%). Картина изменения состояний покрытий и самих образцов в результате таких испытаний видна из табл. 2.

Проведенные испытания показали, что, как это и было установлено ранее, водородная среда является наиболее агрессивной для материала магнитов из сплава Nd-Fe-B, но ее разрушающее воздействие может быть существенно ослаблено нанесением на поверхность та-

ких металлокерамических магнитов покрытий из ряда материалов. Наилучшими из них, как это видно из табл. 3, являются нитрид титана, комбинация нитрид титана-компаунд и металлический алюминий. Учитывая тот факт, что покрытия из этих материалов обеспечивают и лучшую защиту от коррозии в солевых растворах, их можно смело рекомендовать производителям и потребителям магнитов для широкого практического использования.

АВТОМАТИЗАЦИЯ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И МЕТОДЫ МОДЕЛИРОВАНИЯ МАГНИТНЫХ СИСТЕМ С ПОСТОЯННЫМИ МАГНИТАМИ

Автоматизация проектирования систем с постоянными магнитами

КУЛАЕВ Ю.В., КУРБАТОВ П.А.

При конструировании современных сложных магнитных систем недостаточно проводить только численный анализ поля заданной конструкции. Конечной целью является проектирование оптимальной магнитной системы с заданными параметрами. Существенным моментом при разработке программного обеспечения для машинного проектирования является выбор алгоритма оптимизации. Сочетание алгоритмов оптимизации с методами анализа магнитного поля позволяет создать эффективный инструмент для проектирования сложных магнитных систем.

Проектирование оптимальных магнитных систем, имеющих заданную топографию напряженности магнитного поля в рабочей области, сводится к решению следующей задачи: минимизировать глобальный критерий качества системы — функционал $\Phi(\vec{x})$

при ограничениях 2-го рода

$$\vec{H}(\vec{x}) = \vec{H}_S$$

и ограничениях 1-го рода

$$\vec{x} \in S,$$

где \vec{x} — многомерный вектор, составленный из искоемых переменных — варьируемых параметров (размеры системы, магнитные свойства материалов, токи в катушках); \vec{H}_S — заданные значения напряженности магнитного поля в рабочей области; $\vec{H}(\vec{x})$ —

многомерный вектор контролируемых параметров.

Глобальный критерий качества $\Phi(\vec{x})$, как правило, массогабаритный или экономический показатель системы.

Основная суть оптимизационной задачи состоит в том, что поиск экстремума $\Phi(\vec{x})$ должен осуществляться только в области допустимых по ограничениям значений \vec{x} . Эти ограничения носят весьма жесткий характер, и ввиду отсутствия явного выражения функции $\vec{H}(\vec{x})$ поиск допустимых \vec{x} представляет сложную математическую проблему. Возможны два принципиально отличающихся подхода к решению задачи определения \vec{x} , удовлетворяющих указанным ограничениям.

Первый подход состоит в предварительном определении приближенной функции многих переменных $\vec{H}'(\vec{x})$, которая аппроксимирует истинную функцию $\vec{H}(\vec{x})$ во всей области S или ее подобластях. Этот подход эффективен при малом числе варьируемых переменных и контролируемых параметров (до 5) и не слишком жестких требованиях к точности выполнения ограничений 2-го рода.

Второй подход предполагает применение оптимизационных методов поиска допустимых \vec{x} и поэтому не имеет принципиаль-

ных ограничений на число варьируемых переменных и контролируемых параметров. В настоящей статье рассматривается применение для этих целей критерия Чебышева.

Предположим, общее число варьируемых параметров равно M и они образуют компоненты M -мерного вектора \vec{x} . Кроме того, предположим, что из физических соображений заданы линейные ограничения на указанные параметры:

$$C_j \leq X_j \leq D_j, j = 1, \dots, m. \quad (1)$$

В качестве минимизируемого функционала для определенности выберем отклонение (полного вектора или отдельных компонент) напряженности магнитного поля от заданного. Пусть общее число контролируемых компонент поля равно N . Введем N -мерные векторы заданной \vec{H}_S и текущей \vec{H} напряженностей магнитного поля и запишем условие, которому должны удовлетворять результаты решения в синтезируемой магнитной системе:

$$|\vec{H}' - \vec{H}_S| < \bar{\varepsilon},$$

где $\bar{\varepsilon}$ — допустимые значения отклонения поля в контрольных точках от заданного.

Для оценки близости поля системы к заданному введем критерий Чебышева для компонент векторов \vec{H}', \vec{H}_S

$$\Phi(\vec{x}) = \max_i |H_i - H_{Si}|. \quad (2)$$

Существуют различные методы, которые позволяют найти экстремум (2) нелинейной целевой функции при заданных линейных ограничениях (1). В данной работе используется схема крупношагового метода поиска [1]. Преимуществами этой схемы являются хорошая сходимость и экономичность. Она включает следующие основные этапы расчета:

1. Начальный выбор допустимого значения искомого вектора \vec{x}_0 .

2. Определение вектора \vec{D}_k направления изменения вектора \vec{x}_k на k -й итерации, дающее наибольший эффект при минимизации функционала (2).

Определение длины шага t_k , позволяющей найти минимальное значение функционала на всех допустимых точках, лежащих на выбранном направлении \vec{D}_k .

3. Вычисление нового значения вектора \vec{x}_k :

$$\vec{x}_{k+1} = \vec{x}_k + t_k \vec{D}_k. \quad (3)$$

Итерационный процесс вычислений по схеме крупношагового метода возникает из-за нелинейности функционала в (2). Первая операция п.2 не всегда может быть выполнена за один цикл с наперед заданной точностью, так как сложная неявная зависимость составляющих напряженности поля от параметров магнитной системы должна быть заменена более простой функцией, аппроксимирующей ее в окрестности рассматриваемой точки \vec{x}_k . При этом направление изменения вектора \vec{x}_k определяется не по истинному функционалу $\Phi(\vec{x})$, а по более простой зависимости, например, по гиперплоскости, касательной к поверхности $\Phi(\vec{x})$ в точке \vec{x}_k . Уравнение касательной гиперплоскости получим разложением $\Phi(\vec{x})$ в ряд Тейлора с использованием только первых производных

$$\Phi(\vec{x}) \approx \max_i \left| H_i(\vec{x}_k) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi(\vec{x}_k)}{\partial x_j} (x_j - x_{jk}) - H_{Si} \right|. \quad (4)$$

На рассматриваемом шаге для определения компонент вектора необходимо осуществить поиск минимума выражения (4) при заданных ограничениях (1). Ограничения сводятся к тому, что минимум $\Phi(\vec{x})$ может находиться в точке, где ее частные производные не равны нулю. Для решения этой задачи необходимо применять алгоритмы, которые позволяют учитывать ограничения на параметры. Другой специфической особенностью задачи является то, что минимизируемый функционал не может быть выражен одним уравнением. В процессе решения просматриваются все контролируемые параметры и только после этого определяется конкретный вид выражения (4), который соответствует данному моменту счета.

Предположим на k -м цикле вычислений выполняется неравенство

$$\Phi(\vec{x}) \leq Y. \quad (5)$$

Тогда из (5) с учетом (4) следует, что при $i = 1, 2, \dots, N$ одновременно должны выполняться N неравенства вида

$$H_i(\vec{x}_k) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi(\vec{x}_k)}{\partial x_j} (x_j - x_{jk}) - H_{Si} \leq Y \quad (6)$$

и N неравенств вида

$$-H_i(\vec{x}_k) - \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi(\vec{x}_k)}{\partial x_j} (x_j - x_{jk}) + H_{Si} \leq Y. \quad (7)$$

Поиск оптимального направления изменения параметров магнитной системы сво-

дится к определению минимума параметра Y при ограничениях (6), (7) и (1).

Введем обозначения

$$\left. \begin{aligned} b_{ik} &= H_{Si} - H_i(\bar{x}_k) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi(\bar{x}_k)}{\partial x_j} x_{jk}; \\ a_{ijk} &= \frac{\partial H_i(\bar{x}_k)}{\partial x_j}. \end{aligned} \right\}$$

Тогда система неравенств (6), (7), (1) примет вид:

$$\left. \begin{aligned} -Y + \sum_{j=1}^M a_{ijk} x_{jk} &\leq b_{ik}; \\ -Y - \sum_{j=1}^M a_{ijk} x_{jk} &\leq -b_{ik}; \\ x_j &\leq d_j; \quad x_j \geq c_j; \\ i &= 1, 2, \dots, N; \quad j = 1, 2, \dots, M. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Для сокращения числа неравенств в (8) сделаем замену переменных $z_j = x_j - c_j$. После перестановки членов получаем:

$$\left. \begin{aligned} -Y + \sum_{j=1}^M a_{ijk} z_{jk} &\leq b_{ik} - \sum_{j=1}^M a_{ijk} c_{jk}; \\ -Y - \sum_{j=1}^M a_{ijk} z_{jk} &\leq -b_{ik} + \sum_{j=1}^M a_{ijk} c_{jk}; \\ z_j &\leq d_j - c_j; \quad z_j \geq 0; \\ i &= 1, 2, \dots, N; \quad j = 1, 2, \dots, M. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

При этом условие неотрицательности параметров z_j можно исключить из (9), так как его нетрудно будет учесть в самом алгоритме поиска экстремума Y . Минимизацию Y при ограничениях (9) будем проводить с помощью линейного симплексного метода [1].

Предположим, что минимум функционала Y наблюдается в точке, характеризуемой вектором \bar{z}' или, с учетом его определения, вектором \bar{x}' . Компоненты \bar{x}' могут значительно отличаться от компонент вектора \bar{x}_k , полученного на предыдущей итерации, и для этой точки принятая аппроксимация $\Phi(\bar{x})$ является плохой. Тем не менее ввиду непрерывности ее частных производных должен существовать допустимый по ограничениям вектор (3), где $\bar{D}_k = \bar{x}' - \bar{x}_k$, $0 \leq t_k \leq 1$, при котором

$$\Phi(\bar{x}_{k+1}) \leq \Phi(\bar{x}_k).$$

Чтобы определить оптимальную длину шага t_k , необходимо решить вспомогательную

оптимизационную задачу: минимизировать $\Phi(\bar{x})$ как функцию параметра t при ограничениях $0 < t < 1$.

Алгоритмы поиска экстремума нелинейной функции одной переменной хорошо разработаны и могут быть без изменения использованы для решения поставленной задачи. В данной работе для поиска оптимальной длины шага t применяется метод «золотого сечения» [1], обладающий такими достоинствами, как простота и достаточно высокая эффективность.

Рассмотренный алгоритм был реализован в виде программного модуля, написанного на MS Fortran Power Station 4.0 для ОС Windows 95/98 и NT 4.0. Модуль допускает подключение процедур пользователя для инициализации исходных данных, расчета минимизируемых функционалов и их производных и позволяет компоновать исполняемый файл для прикладной конкретной задачи пользователя. Производные функционалов могут вычисляться численно (общий случай), либо с помощью точных выражений, определенных пользователем в соответствующих подключаемых модулях. Процедура инициализации должна задавать количество варьируемых переменных и контролируемых параметров, начальные приближения переменных, а также ограничения на варьируемые переменные. Кроме того, в процедуре инициализации можно переопределять критерии выхода из процесса оптимизации и параметры математической модели.

В качестве примера приведем результаты синтеза профиля осесимметричной магнитной системы ЯМР томографа для случая, когда заданы намагниченности как самого постоянного магнита, так и полюсных наконечников. Компоновка магнитной системы показана на рис.1. Профиль полюсных наконечников имеет ступенчатый вид. Согласно постановке задачи размеры постоянного магнита 1 фиксированы. Также задан радиус полюсного наконечника (магнитного шунта) 2. Варьируемыми параметрами является высота ступенек наконечников. Минимизируется неоднородность поля внутри области, ограниченной сферой 3, т.е. отклонение продольной составляющей напряженности магнитного поля в заданном наборе точек на сфере 3 от поля в центре сферы. Ограничения на варьируемые параметры естественным образом вытекают из требования, что область полюсного наконечника ограничена зоной 4.

Указанная задача имеет иллюстративный характер с использованием следующих упрощающих положений:

1. *Фиксированные (заданные) значения намагниченности как для постоянного магнита, так и для полюсного наконечника.*

Реальное магнитное состояние ферромагнитного материала (ФММ) как постоянного магнита, так и полюсного наконечника определяется для текущей геометрии магнитной системы магнитными характеристиками ФММ. Прямое задание значений намагниченности ферромагнитных деталей также является достаточно ощутимой идеализацией.

2. *Осевая симметрия магнитной системы.*

Изготовить магнитную систему с полной осевой симметрией практически невозможно.

Указанные положения не носят принципиальный характер, а позволяют упростить исходную задачу с целью снижения расчетного времени. Имеющийся в распоряжении авторов комплекс программ LOMAN позволяет проводить анализ трехмерных магнитных систем со стационарными магнитными полями без существенных ограничений на геометрию системы и свойства используемых ФММ [2]. Стыковка указанного программного обеспечения с программой оптимизации позволяет решать задачи синтеза магнитной системы ЯМР-томографии без использования упрощающих положений. Особенностью данной задачи являются высокие требования к точности расчетов магнитного поля, так как требуемый уровень однородности магнитного поля в рабочей зоне ЯМР-томографов составляет в относительных единицах не менее 10^{-4} .

Для тестирования точности расчетов и подбора параметров математической модели было проведено сопоставление результатов по общей программе LOMAN с расчетами по аналитическим выражениям для поля на оси системы рис.1 без учета полюсных наконечников. Результаты сопоставления показали, что после настройки параметров модели относительная погрешность расчета

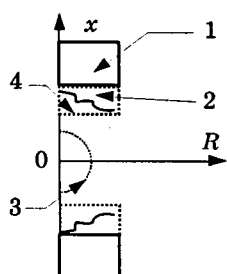


Рис.1. Компоновка магнитной системы ЯМР-томографа:

1 — постоянный магнит; 2 — ступенчатый профиль полюсного наконечника; 3 — граница зоны контроля неоднородности поля; 4 — допустимая область полюсного наконечника

поля в пределах зоны контроля неоднородности не превышает 10^{-7} (расчеты здесь и далее проводились с двойной точностью).

На рис.2 показан профиль полюсных наконечников магнитной системы для случая пяти секций (пять варьируемых параметров с ограничениями, пять контролируемых параметров). При этом на рис.3 показана сходимость минимизируемого функционала неоднородности. Аналогичные результаты приведены на рис.4, 5 для случая десяти секций (десять варьируемых параметров с ограничениями, 11 контролируемых параметров). Расчеты проводились для следующих значений параметров магнитной системы:

Намагниченность постоянного магнита и полюсных наконечников, кА/м 310,35214
Радиус постоянного магнита и габаритный радиус полюсного наконечника, мм 660,4
Высота постоянного магнита, мм 117,48
Высота зоны допустимых размеров полюсного наконечника по вертикали, мм 111,1
Радиус сферы контроля, мм 200,0
Полный зазор между торцевыми поверхностями зоны допустимых размеров полюсного наконечника, мм 584,2

На рис. 2,4 область профиля полюсного наконечника показана черным цветом. По вертикали отложены значения координат вдоль оси вращения с отсчетом от плоскости симметрии магнитной системы. На самом графике указаны значения зазора (по

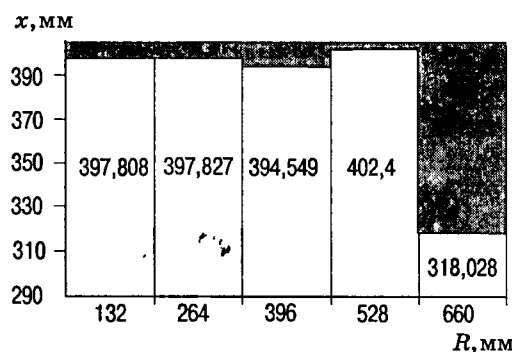


Рис.2. Профиль полюсных наконечников для случая пяти секций

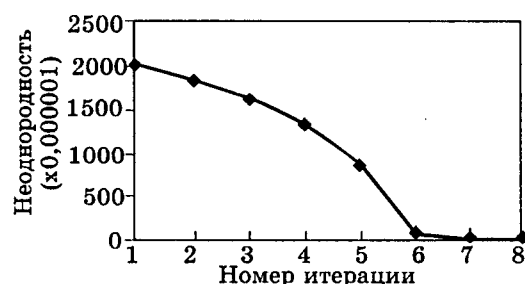


Рис.3. Неоднородность магнитного поля в процессе итерационного расчета для случая пяти секций

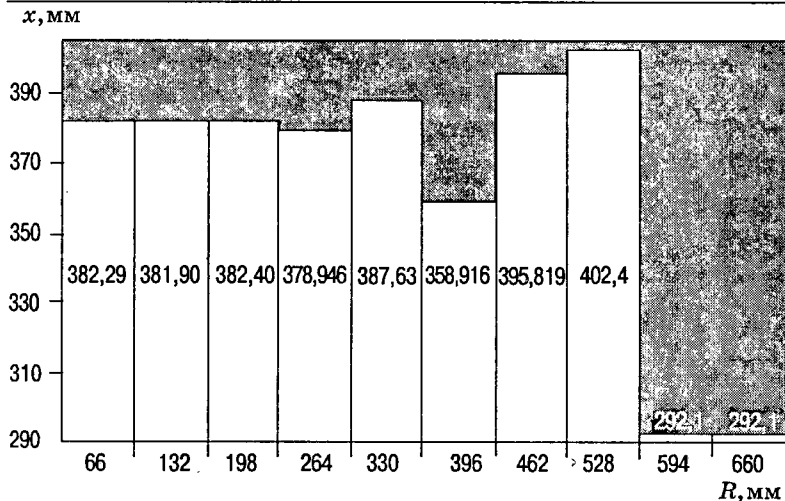


Рис.4. Профиль полюсных наконечников для случая десяти секций

вертикали) между плоскостью симметрии системы и торцевой поверхностью текущей секции полюсного наконечника. На оси ординат указаны значения внешних радиусов текущей секции полюсного наконечника.

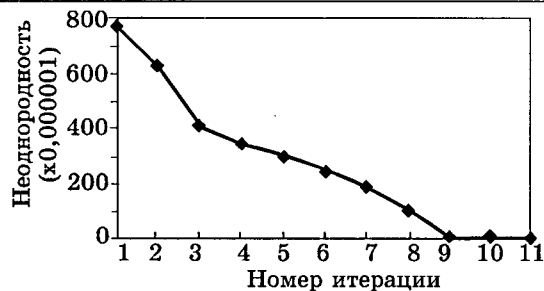


Рис.5. Неоднородность магнитного поля в процессе итерационного расчета для случая десяти секций

Список литературы

1. Вагнер Г. Основы исследования операций. М.: Мир, 1973.
2. Курбатов П.А., Аринчин С.А. Численный расчет электромагнитных полей. М.: Энергоатомиздат, 1984.

Новые магнитные системы электрических машин и индукционных демпферов, оптимизированные методами многокритериальной оптимизации с выделением главного критерия

СОБЯНИН В.Г., начальник НИС РФЯЦ-ВНИИЭФ

Для систем, состоящих из магнитов, обладающих прямоугольной предельной петлей гистерезиса, и магнитопроводов с известными магнитными характеристиками $\mu(B)$ и $B(H)$, всегда существует аналитическое выражение распределения магнитного поля в пространстве. Это обстоятельство позволяет, с приемлемой для практических целей точностью, решать задачу синтеза оптимальных электромагнитных приборов и устройств, содержащих подобные магнитные системы.

Математическая проблема синтеза сведена к задаче многокритериальной ПАРЕТО оптимизации с назначением (выделением) главного критерия [1]. Опишем постановку задачи синтеза на примере двух типов устройств: индукционного демпфера с термокомпенсацией коэффициента индукционного демпфирования в диапазоне температур от -50 до 50°C и турбогенераторного источника электрической энергии. Первое из них находит широкое применение в измеритель-

ных системах для получения информации об интегральном значении измеряемой величины, второе (турбогенераторный источник ТГИ) предназначено для преобразования потенциальной энергии газа в электрическую энергию в виде, необходимом ее потребителю.

На рис.1 приведена магнитная система индукционного демпфера дискового типа [2,3], сочетающего в себе возможность плавной регулировки коэффициента индукционного демпфирования K_d практически от 0 до тах и его термокомпенсацию на уровне разброса характеристик термомагнитного материала.

Задача многокритериальной ПАРЕТО оптимизации демпфера формулируется следующим образом:

1) ищется максимум коэффициента индукционного демпфирования при температуре 20°C , критерий

$$K_d(\bar{S}_1, t^0) \Rightarrow \max, \quad (1)$$

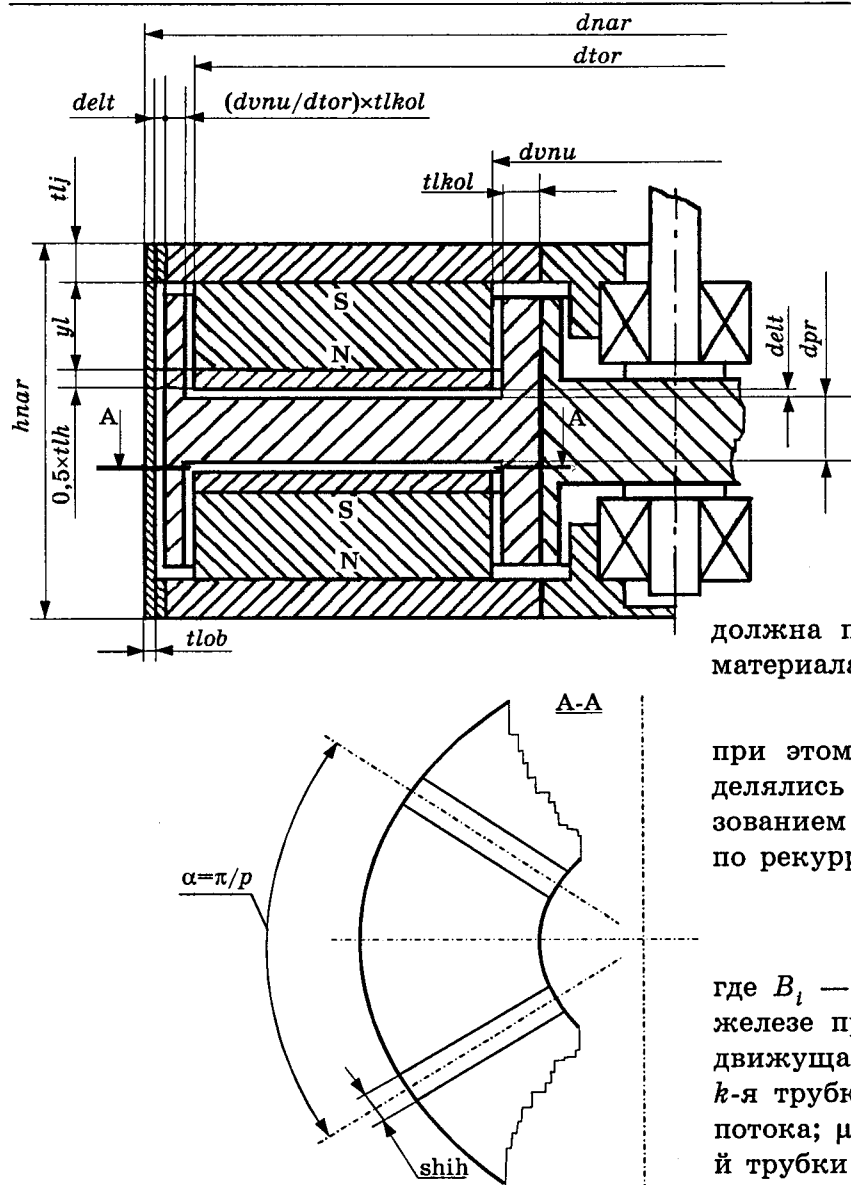


Рис.1.

где \bar{S}_1 — вектор конструктивных параметров; t^0 — средняя по объему температура;

2) ищется минимум среднеквадратичного отклонения кривой зависимости коэффициента индукционного демпфирования от температуры в требуемом диапазоне ее (температуры) изменения от полученного по п.1 значения K_d , при этом в расчете присутствуют температурные зависимости материалов электроприводящего ротора, магнитов, термомагнитных шунтов, магнитопроводов, критерий

$$\sum_{i=1,n} [K_d(\rho_{\text{меди}}(t_i^0), H_c(t_i^0), B_r(t_i^0), \mu_{\text{т.м.}}(t_i^0), \mu_{\text{ж.}}(B, t_i^0),$$

$$B_{\text{ж.}}(H, t_i^0)) - K_d(t^0 = 20^\circ \text{C})]^2 \Rightarrow \min, \quad (2)$$

где $\rho_{\text{меди}}(t^0)$ — характеристика удельного сопротивления меди, как функция темпе-

ратуры [4]; $H_c(t^0)$, $B_r(t^0)$ — температурные зависимости коэрцитивной силы и остаточной индукции материала магнита [4, 5]; $\mu_{\text{т.м.}}(t^0)$ — температурная зависимость магнитной проницаемости термомагнитного материала шунта [5, 6]; $\mu_{\text{ж.}}(B, t^0)$, $B_{\text{ж.}}(H, t^0)$ — температурные зависимости магнитной проницаемости и индукции материала магнитопроводов [5, 6]; n — число реперных точек, на которые разбит рабочий диапазон температуры;

3) индукция в критическом сечении железа магнитопровода (из практических соображений) не должна превышать индукцию насыщения материала магнитопроводов, критерий

$$B_{\text{ж.кр.сеч.}} < [B_s], \quad (3)$$

при этом размеры магнитопроводов определялись в процессе оптимизации с использованием зависимостей $\mu_{\text{ж.}}(B, t^0)$ и $B_{\text{ж.}}(H, t^0)$ по рекуррентному соотношению

$$B_i = \frac{F_{mk} \mu_0}{l_k} \mu_{i-1}, \quad (4)$$

где B_i — индукция в k -й трубке потока в железе при i -й итерации; F_{mk} — магнитодвижущая сила, под которой находится k -я трубка потока; l_k — длина k -й трубки потока; μ_{i-1} — магнитная проницаемость k -й трубки потока на $i-1$ итерации;

4) наружный диаметр демпфера не должен превышать заданного (см. рис.1), критерий

$$d_{\text{нар}} \leq [d_{\text{нар.зад}}]; \quad (5)$$

5) высота (толщина) демпфера не должна превышать заданную, критерий

$$h_{\text{нар}} \leq [h_{\text{нар.зад}}]. \quad (6)$$

Вектор конструктивных параметров \bar{S}_1 содержит независимые, оптимизируемые параметры, задаваемые в границах «здорового смысла», с помощью которых описываются математические модели приведенных критериев. Согласно рис.1 параметры имеют следующий смысл (обозначения — программные идентификаторы):

dpr — толщина электропроводящего диска; $dtor$ — наружный диаметр кольца, собранного из магнитных сегментов; dnu — внутренний диаметр кольца; yl — толщина

одного из колец; tlj — толщина магнитопроводов, проводящих поток с торцов магнитов; $tlh, shih$ — толщина и ширина термомагнитного шунта; p — число пар полюсов магнита.

Постоянными (неоптимизируемыми) параметрами, входящими в состав \bar{S}_1 являются (рис.1):

$delt$ — воздушный зазор между полюсами и электропроводящим ротором, задаваемый их технологическими соображениями; $tlob$ — толщина обечайки (из немагнитного материала), выбирается из конструктивных соображений; $wtina$ — начальное значение магнитной проницаемости, используемое для определения через рекуррентную формулу (5) реальных значений $B_{ж}$ и $\mu_{ж}$: $\rho_{медн}(t^0)$, $H_c(t^0)$, $B_r(t^0)$, $\mu_{т.м.}(t^0)$, $\mu_{ж}(t^0)$, $B_{жс}(t^0)$ — температурные зависимости, представленные в виде сплайн-функций, соответственно, удельного сопротивления меди, коэрцитивной силы и остаточной индукции материала магнита, магнитной проницаемости термомагнитного материала, магнитной проницаемости и индукции материала магнитопроводов.

Производными (вычисляемыми) величинами от оптимизируемых и постоянных параметров являются:

$dempf$ — коэффициент индукционного демпфирования; $deltem$ — расчетная максимальная температурная погрешность коэффициента демпфирования в заданном диапазоне температур; $bzaz$ — распределение индукции в воздушном зазоре (в цилиндрических координатах); $bjdna$ — индукция в критическом сечении торцевого магнитопровода; $dnar$ — наружный диаметр демпфера; $hnar$ — наружная высота демпфера; V, Ves — объем и масса демпфера.

В приведенной постановке задачи с использованием методического и программного обеспечения расчетов [1] был спроектирован ряд демпферов дискового типа, имеющих погрешность термокомпенсации не более 2—3% и высокие удельные характеристики.

Например, демпфер в размерах $dnar=30$ мм, $hnar=10$ мм, магнит — КС25ДЦ-240, магнитопроводы — 36КНМ, ТММ—32Н6ХЮ имеет удельную характеристику

$$K_d/V = 40,6 \text{ Н} \cdot \text{с}/\text{м}^2.$$

На рис.2 показана система турбогенераторного источника электрической энергии, в состав которого входят осевая турбина и ге-

нератор переменного тока с возбуждением от постоянных магнитов (1 — крышка; 2 — магнитопровод ротора; 3 — ротор; 4 — магнитопровод статора; 5 — обмотка; 6 — подшипник; 7 — статор; 8 — магнит кольцевой; 9 — вал; 10 — сопловой аппарат турбины; 11 — рабочее колесо турбины).

Задача оптимизации турбогенератора, когда мощность турбины на валу $N_T = f(\bar{S}_2, \Delta p, t^0)$ преобразуется в электрическую мощность, отдаваемую во внешнюю нагрузку генератором $N_{г.эф} = f(\bar{S}_3, R_n)$, формулируется следующим образом:

1) ищется максимум, отдаваемой во внешнюю нагрузку эффективной мощности, критерий

$$N_{г.эф} = f(\bar{S}_3, R_n) \Rightarrow \max, \quad (7)$$

где \bar{S}_3 — вектор конструктивных параметров; R_n — сопротивление внешней цепи генератора;

2) во всем диапазоне перепада давления и температуры рабочего тела (газа) на турбине должен сохраняться баланс действующих (со стороны рабочего колеса турбины) и противодействующих (со стороны ротора генератора) моментов на валу и баланс напряжений в цепи генератора, при этом на каждом шаге оптимизационного процесса должны выполняться строгие равенства

$$J_{пр} \frac{d^2 \varphi}{dt^2} = N_T(\bar{S}_2, \Delta P, t^0) \frac{d\varphi}{dt} - M_{эм} - K_d \frac{d\varphi}{dt} - M_{тр} \text{sign}\left(\frac{d\varphi}{dt}\right); \quad (8)$$

$$i(t)r + \frac{d\psi(\varphi, t)}{dt} = 0,$$

где

$$M_{эм} = i(t) \frac{d\psi(\varphi, t)}{d\varphi} - \frac{d\left[\frac{1}{2} i(t) \psi(\varphi, t)\right]}{d\varphi}; \quad (9)$$

$M_{эм}$ — электромагнитный противодействующий момент со стороны обмотки генератора; K_d — коэффициент демпфирования, вызванный потерями на вихревые токи и перемагничивание в железе статора; $M_{тр}$ — противодействующий момент от трения в опорах генератора; $J_{пр}$ — приведенный к валу момент инерции рабочего колеса турбины и ротора генератора; ψ — потокос-

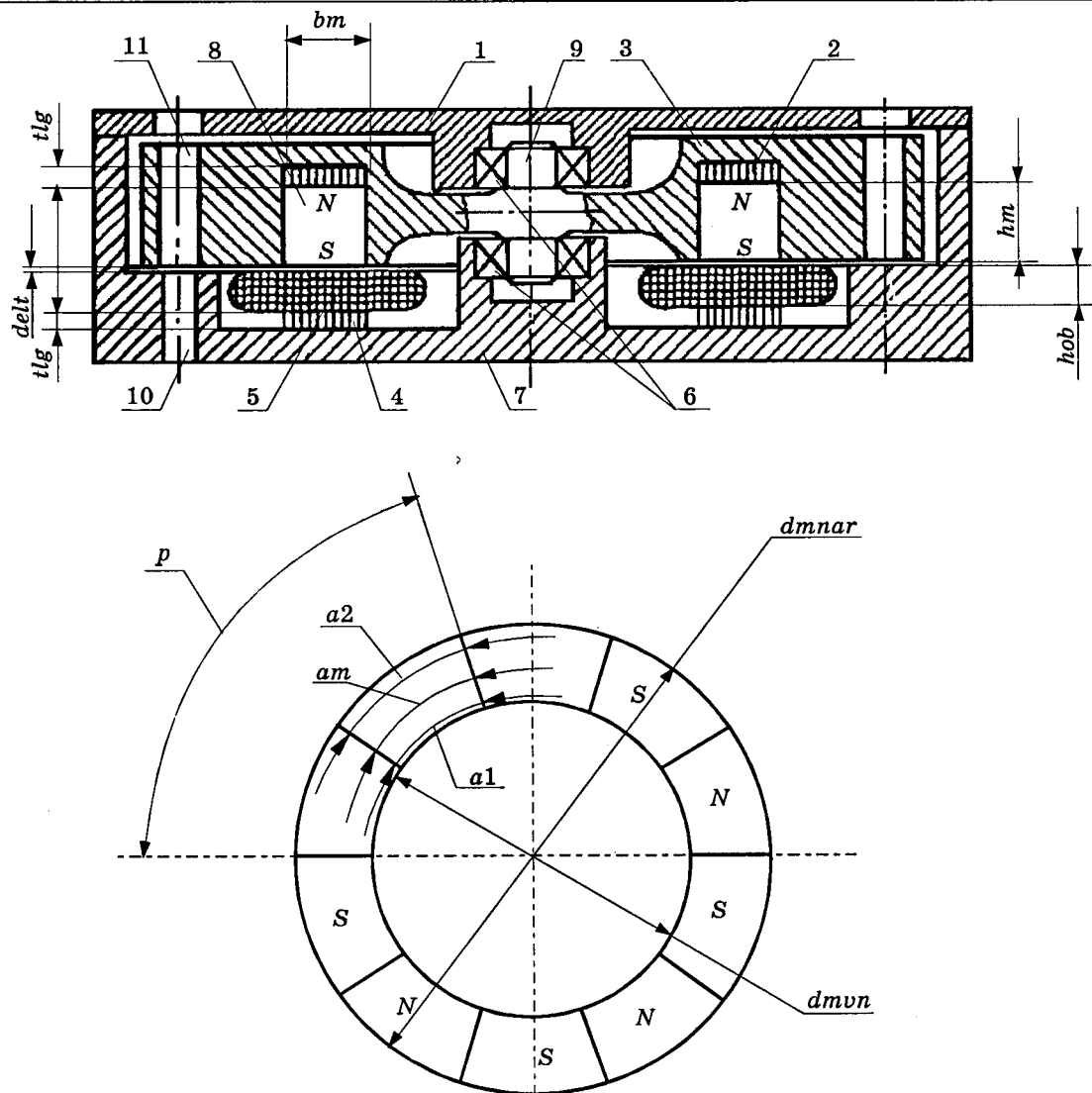


Рис.2.

цепление обмоток генератора; i — ток в цепи генератора; r — активная составляющая сопротивления цепи генератора ($r = R_{\text{н}} + R_{\text{вн}}$); \vec{S}_2 — вектор конструктивных параметров соплового аппарата и рабочего колеса турбины; ΔP — перепад давления рабочего тела перед сопловым аппаратом и за рабочим колесом турбины; t^0 — температура рабочего тела перед сопловым аппаратом; φ — угол поворота вала;

3) плотность тока в обмотке генератора при токе КЗ или при максимальном допустимом перепаде давления не должна превышать заданной, вычисляемой из конкретных условий теплопередачи, критерий

$$j < [j_{\text{зад}}]; \quad (10)$$

4) индукция в критическом сечении материала магнитопроводов не должна превышать индукцию насыщения [см. (4), (5)];

5) падение напряжения на нагрузке во внешней цепи не должно превышать заданного при $\Delta P = \max$ и не должно быть меньше заданного при $\Delta P = \min$, критерий

$$[U_{\Delta P \min}] \leq U_{R_{\text{н}}} \leq [U_{\Delta P \max}]; \quad (11)$$

6) наружный диаметр турбогенератора не должен превышать заданного, критерий

$$d_{\text{нар}} \leq [d_{\text{нар.зад}}]; \quad (12)$$

7) высота турбогенератора не должна превышать заданную, критерий

$$h_{\text{нар}} \leq [h_{\text{нар.зад}}]. \quad (13)$$

Независимыми оптимизируемыми параметрами, содержащимися в векторах \vec{S}_2 и \vec{S}_3 , с помощью которых описываются приведенные критерии в соответствии с рис.2, являются:

hm — высота магнита в направлении намагниченности; bm — толщина кольцевых

сегментов магнитов; $dmun$ — внутренний диаметр кольца; $dpro$ — диаметр провода обмотки по меди; hob — высота обмотки; tlg — толщина железа магнитопроводов; dsr — средний диаметр соплового аппарата и рабочего колеса турбины; p — число пар полюсов; c — емкость в цепи генератора.

Постоянными (не оптимизируемыми) параметрами, входящими в S_2 и S_3 , являются:

H_c , B_r — коэрцитивная сила и остаточная индукция материала магнита; $\mu_{ж}(B)$ — магнитная проницаемость железа магнитопроводов; ΔP — фиксированный (заданный) перепад давления газа на турбине; t^0 — фиксированная температура газа на входе в сопловой аппарат турбины; par — парциальность турбины; R_n — сопротивление внешней цепи генератора; $delt$ — воздушный зазор (определяется из технологических соображений); $K_{т.р}$ — коэффициент трения качения в опорах ротора генератора; $\rho_{меди}$ — удельное сопротивление меди.

Производными от постоянных и оптимизируемых параметров являются:

$K_{зап}(dpro)$ — коэффициент заполнения обмотки; n — частота вращения вала турбогенератора; η — КПД турбины; hsa , hrk — высота лопаток соплового аппарата и рабочего колеса турбины; $shsa$, $shrk$ — ширина лопаточных решеток соплового аппарата и рабочего колеса турбины; t_{sa} , trk — шаг лопатки соплового аппарата и рабочего колеса турбины; fsa , frk — углы установок ло-

паток соплового аппарата и рабочего колеса турбины; $tstat$ — статическая температура газа на выходе из рабочего колеса.

В приведенной постановке задачи синтеза турбогенератора использовался для ее решения алгоритм и программа ПАРЕТО оптимизации с переопределением (переназначением) границ существования решений в области определения независимых параметров.

С использованием описанной методики был рассчитан и спроектирован ряд турбогенераторов с мощностями от единиц до 500 Вт.

Сопоставление результатов расчета с полученными от спроектированных по ним (расчетам) образцов экспериментальными данными как демпферов, так и турбогенераторов различных типоразмеров, свидетельствует о хорошей (разброс не более 10—15%) точности разработанной методики (алгоритм) расчета.

Список литературы

1. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. М.: Мир, 1975.
2. А.с. 1042571 РФ, НО2К 49/04. Индукционный тормозной регулятор/В.Г.Собянин.
3. А.с.1521041 РФ, G01P 15/08. Интегрирующее измерительное устройство/В.Г.Собянин.
4. Постоянные магниты: Справочник/Под ред. Ю.М.Пятина. М.: Энергия, 1980.
5. Материалы в приборостроении и автоматике: Справочник/Под ред. Ю.М.Пятина. М.: Машиностроение, 1982.
6. Прецизионные сплавы: Справочник/Под ред. Б.В.Молотилова. М.: Металлургия, 1974.

Перспективные конструкции и методы моделирования линейных магнитоэлектрических машин

ДМИТРИЕВ Д.О., ИОНОВ А.А., КУРБАТОВ П.А., ТЕРЕХОВ Ю.Н., ФРОЛОВ М.Г.

МЭИ

Анализ патентной информации и литературных источников показывает, что за последние годы резко возрос интерес к линейным магнитоэлектрическим машинам (ЛМЭМ), которые применяются в конструкциях электрических генераторов, приводов позиционирующих устройств, линейных двигателей, приводов механизмов возвратно-поступательного действия, вибрационных устройств и др. ЛМЭМ для преобразования энергии используют силовое взаимодействие переменного магнитного поля, создаваемого

электромагнитом и магнитным полем постоянных магнитов. Создание конкурентоспособных конструкций ЛМЭМ стало возможным после появления постоянных магнитов с большой энергией и коэрцитивной силой, что обеспечивает высокие удельные значения коэффициентов электромеханической связи и, в конечном итоге, высокий КПД устройств.

Характерное конструктивное исполнение ЛМЭМ [1] имеет наружный магнитопровод 1 и внутренний магнитопровод 4, изготов-

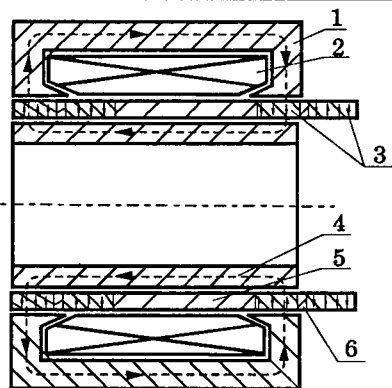


Рис.1. Схема конструкции ЛМЭМ по [1]

ленные из магнитомягкого материала, а также подвижный элемент с постоянными магнитами (рис.1). На торцах наружного магнитопровода имеются полюсные наконечники, охватывающие кольцевую электрическую катушку 2. Подвижный элемент линейной машины состоит из немагнитной втулки 5, на концах которой расположены по два радиально намагниченных постоянных магнита 3, разделенных немагнитными вставками 6. Направление намагничивания постоянных магнитов указано на рис.1 стрелками.

При возвратно-поступательном движении подвижного элемента изменяется потокосцепление катушки и в ней наводится ЭДС, форма которой во времени определяется характером движения. При питании катушки от сети переменного тока машина работает в качестве двигателя. При отключении тока в катушке подвижный элемент устанавливается в симметричное к статору положение силой взаимодействия постоянных магнитов со статором.

По конструктивному исполнению ЛМЭМ могут иметь внешнее или внутреннее расположение статора по отношению к подвижному элементу, а постоянные магниты — радиальное, осевое или комбинированное радиальное и осевое намагничивание [2—5]. Устанавливаются постоянные магниты как на подвижном элементе, так и на неподвижном статоре. Для увеличения тяговых усилий (или ЭДС в генераторах) применяют многоэлементные периодические структуры. Большие амплитуды движения получают за счет расширения полюсов или использования многофазной системы питания катушек.

В [2] приведены конструкции двухфазных трубчатых линейных двигателей с постоянными магнитами из сплава NdFeB (рис.2). На рис.2,а изображен двигатель с кольце-

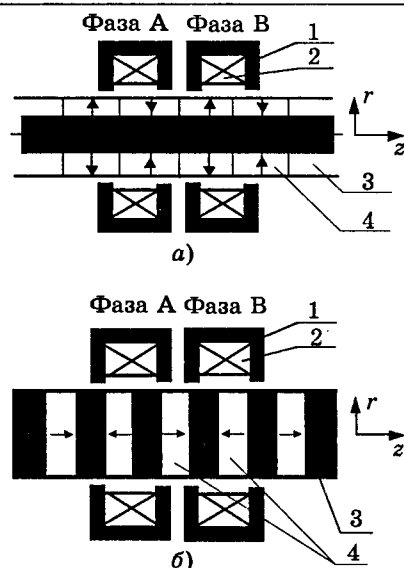


Рис.2. Трубчатые линейные двигатели с постоянными магнитами:

а — с радиально намагниченными постоянными магнитами; б — с постоянными магнитами, имеющими осевую намагниченность

выми радиально намагниченными постоянными магнитами 4, жестко закрепленными на сплошном цилиндре из магнитомягкого материала 3. Цилиндр выполняет функции магнитопровода. Постоянные магниты и цилиндр составляют подвижную часть с периодической магнитной структурой с чередующимися полюсами. Длина такой структуры определяется требуемым максимальным перемещением. Двухфазный статор содержит две кольцевые катушки 2 в кольцевых магнитопроводах П-образного поперечного сечения 1. Управление движением осуществляется независимыми источниками питания каждой катушки как функция положения подвижной части.

На рис.2,б приведена конструкция аналогичного по назначению и принципу действия линейного двигателя, но в отличие от двигателя, изображенного на рис.2,а, имеющего на подвижном элементе постоянные магниты 4 с осевым намагничиванием чередующейся полярности. Постоянные магниты разделены между собой прокладками из магнитомягкого материала 3.

В [3] предложена конструкция линейного электрического минигенератора импульсного или периодического действия (рис.3). Подвижный элемент 1 генератора выполнен из магнитомягкого материала в виде цилиндра с периодически изменяющимся сечением. Статор представляет собой двухфазную систему кольцевых катушек 3 с полюсными накладками из магнитомягкого материала 2 и кольцевых постоянных магнитов 5 с осевой намагниченностью из сплава NdFeB. Фазы статора разделены немагнитными

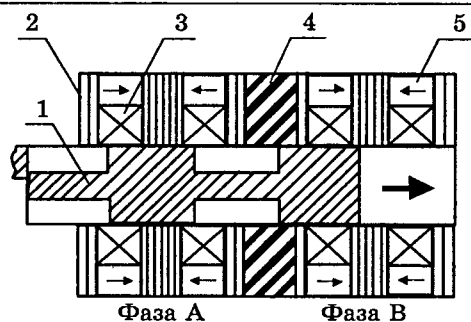


Рис.3. Линейный электрический генератор с постоянными магнитами на статоре

вставками 4. Постоянные магниты включены последовательно в магнитную цепь статора. При перемещении подвижного элемента переменного сечения осуществляется коммутация магнитного потока постоянных магнитов и возникает ЭДС в катушках.

Несмотря на простоту конструкций ЛМЭМ проектирование их затруднено нелинейностью свойств магнитных материалов, сложным пространственным распределением магнитных полей и влиянием вихревых токов, а также резкопеременной скоростью движения. Поэтому для математического моделирования ЛМЭМ необходимо рассматривать всю электромеханическую систему устройства в целом и применять методы численного анализа электромагнитного поля.

В настоящее время многие ведущие электротехнические фирмы используют при проектировании универсальные программы анализа электромагнитных полей. Наиболее широкое распространение имеют следующие пакеты программ.

«Ansoft EM» предлагает семейство программных продуктов для анализа электромагнитных полей и проектирования электромеханических устройств [4, 5]:

— Maxwell 2D Field Simulator и Maxwell 3D Field Simulator — для анализа двумерных и трехмерных систем с электростатическими, стационарными магнитными и квазистационарными электромагнитными полями [6, 7];

— EMSS — для комплексного моделирования электромеханических систем, обеспечивает системный подход к анализу и оптимизацию проектируемых устройств [8];

— EMAS — для проведения совместного анализа электромагнитных и тепловых и динамических процессов [9].

«Vector Fields» разработала полный спектр двух- и трехмерных программ анализа электромагнитных полей широкого ди-

апазона электромагнитных устройств [10]. Наибольший интерес для рассматриваемых задач представляют программы трехмерного проектирования электромагнитных устройств OPERA-3D [11], включающие следующие модули:

— TOSCA — для расчета трехмерных статических электромагнитных полей, построен на основе метода конечных элементов, характеристики магнитных материалов могут быть нелинейными и анизотропными [12];

— ELEKTRA — для анализа переходных процессов, учитывает эффекты вихревых токов и изменения поля во времени, позволяет учитывать нелинейность магнитных материалов и потери на гистерезис [13].

«Intergraph and Structural Research» представляет широко известную систему проектирования и анализа COSMOS/M DESINGER II, которая позволяет проектировать устройства с учетом механических напряжений, передачи теплоты и полевого анализа. Алгоритм построен на основе быстрого метода конечных элементов [14–16].

Большинство указанных программ ориентировано на использование мощных рабочих станций и суперкомпьютеров, что в сочетании с высокой ценой самого программного обеспечения существенно ограничивает их применение в нашей стране. В России известны работы по анализу электромеханических систем с использованием численного анализа полей, например [17]. Однако предложенные в них методики еще не носят завершенного характера.

В лаборатории электромагнитных полей и систем МЭИ разработаны методы моделирования и программное обеспечение, которые применяются при анализе и проектировании электромеханических систем ЛМЭМ различного назначения. Рассмотрим предлагаемые методы более подробно.

В ЛМЭМ в двигательном режиме электрическая энергия через электромагнитную преобразуется в механическую или в обратном порядке — в генераторном режиме. В предлагаемой методике анализа электромеханических систем ЛМЭМ макромодели используются только для электрической и механической подсистем. Электромагнитная подсистема представляется более точной микромоделью с пространственно-временными распределенными параметрами, рассчитываемыми на основе результатов численного анализа электромагнитного поля.

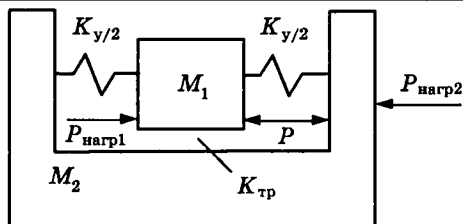


Рис.4. Кинематическая схема механической подсистемы ЛМЭМ

В большинстве устройств кинематическая схема механической подсистемы ЛМЭМ может быть представлена в виде системы с сосредоточенными параметрами (рис.4), где M_1 — масса подвижной части; M_2 — масса корпуса с электромагнитом; K_y — жесткость системы упругих элементов; P — электромагнитная сила; $K_{тр}$ — коэффициент трения в опорах; $P_{нагр1}$ и $P_{нагр2}$ — сила механической нагрузки на подвижную часть и на корпус, соответственно.

Эквивалентная схема механической подсистемы, представленная на рис.5 в виде электрического аналога, построена на основе обращенной механической модели. В качестве фазовой переменной типа потока использована линейная скорость (v_1 — скорость перемещения подвижного элемента; v_2 — скорость перемещения корпуса), а переменной типа потенциала — сила. На элементы системы действуют силы: электромагнитная на источнике P , инерционные на элементах с индуктивностями M_1 и M_2 , трения в опорах скольжения на резистивном элементе с сопротивлением $R_{тр}$ и упругая сила пружины на конденсаторе с емкостью $1/K_y$. Механическая нагрузка представлена источниками $P_{нагр1}$ и $P_{нагр2}$ в соответствующих ветвях схемы.

Эквивалентная схема электрической подсистемы, изображенная на рис.6, содержит последовательно соединенные источник синусоидального напряжения $U = U_m \sin(\omega t)$, активное сопротивление провода катушек R , индуктивность электромагнита L и ЭДС $e(t)$.

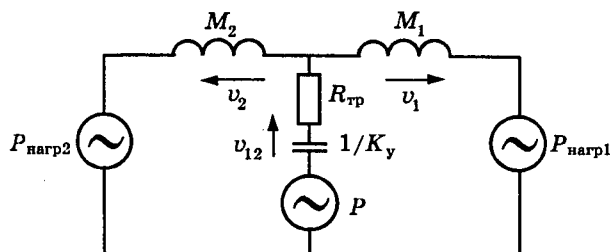


Рис.5. Эквивалентная схема механической подсистемы ЛМЭМ

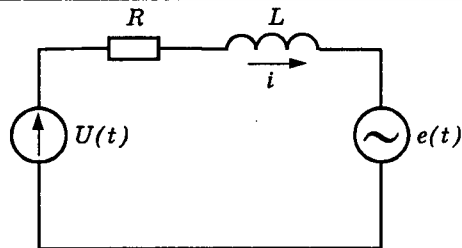


Рис.6. Эквивалентная схема электрической подсистемы ЛМЭМ

Функции ЭДС и силовых взаимодействий от фазовых переменных электрической и механической подсистем определяются с помощью численного анализа электромагнитного поля и затем используются в макромоделях. Конкретные представления указанных функций зависят от принимаемых упрощающих допущений и сведены к трем отличающимся по точности моделям:

- линейная модель;
- нелинейная модель без учета вихревых токов;
- нелинейная модель с учетом вихревых токов.

Применение конкретной модели при анализе ЛМЭМ должно быть обосновано условиями поставленной задачи, так как при возрастании сложности модели увеличивается объем необходимых вычислений.

Выбор параметров начального приближения конструкции ЛМЭМ при оптимизационном проектировании целесообразно производить с помощью упрощенного оценочного расчета. Для этого пренебрегают магнитным насыщением и размагничиванием постоянных магнитов, а также при малых перемещениях — усилием взаимодействия постоянных магнитов со стальным сердечником. Тяговая характеристика при таких допущениях может быть представлена в виде:

$$P_s(t) = C_f(x)i(t),$$

где $C_f(x)$ — коэффициент, нелинейно зависящий от перемещения; i — ток в обмотке электромагнита; на этапе оценочного расчета C_f можно считать постоянным.

При упрощающих допущениях о независимости потока постоянных магнитов от тока в катушке и линейного изменения потока при смещениях подвижной части в эквивалентной схеме электрической подсистемы результирующая ЭДС представляется в виде суммы ЭДС зависимого источника

$e(t) = C_e v_{12}$, где C_e — постоянный коэффициент; v_{12} — скорость перемещения подвижной части относительно корпуса и напряжения на индуктивности L . Расчет параметров $C_e = C_f$ и L производится с помощью численного анализа электромагнитного поля при принятых допущениях.

Для предварительного анализа рабочих характеристик ЛМЭМ в установившемся режиме при работе с постоянной нагрузкой и питанием от источника синусоидального напряжения возможно выполнение расчетов для комплексных параметров и приведение эквивалентных схем электрической и механической подсистем к одной схеме, в которой $e(t)$ заменяется напряжением на эквивалентном сопротивлении Z_3 :

$$Z_3 = \frac{(C_f C_e)}{Z_{м.э}}$$

где $Z_{м.э}$ — результирующее механическое сопротивление, подключенное к источнику P .

В МЭИ разработаны и более 15 лет успешно применяются при проектировании электромагнитных систем программы анализа магнитных полей LOAM и нестационарных электромагнитных полей CLARK, объединенные в интегрированную схему JUMP. Расчетные модули JUMP используют высокоэффективный алгоритм на основе пространственных интегральных уравнений и позволяют анализировать электромагнитные поля в трех измерениях с учетом нелинейности, анизотропии свойств ферромагнитных материалов и вихревых токов. Пакет программ JUMP может быть использован при моделировании широкого спектра электромеханических устройств. Необходимо отметить, что JUMP по основным параметрам не уступает перечисленным зарубежным программам, а по производительности превосходит их, что позволяет использовать для расчетов персональные компьютеры более низкого класса. Современный пользовательский интерфейс, разработанный с использованием системы программирования Lab VIEW фирмы «National Instruments», существенно облегчает подготовку данных для анализа и обеспечивает визуальное представление входной информации и результатов расчета [18].

При проектировании ЛМЭМ возникает необходимость проведения большого объема расчетов. Для уменьшения затрат машинного времени в линейной модели исключается

численный расчет магнитной подсистемы на каждом шаге во времени путем замены $L(x)$, $C_e(x)$, $C_f(x)$, $P_{п.м}(x)$ на рассчитанные заранее аппроксимирующие функции [19]. Для этого приняты следующие допущения:

- постоянство относительной магнитной проницаемости сердечника и магнитопровода;
- неизменность намагниченности постоянных магнитов;
- отсутствие вихревых токов в проводящих элементах конструкции и магнитного гистерезиса, что позволяет использовать принцип наложения для определения параметров моделей.

Потокоцепление в катушке электромагнита представляется в виде двух составляющих: $\Psi_k = \Psi_i(x, i) + \Psi_{п.м}(x)$, где $\Psi_i(x, i)$ — создается током в катушке и линейно зависит от значения тока для каждого положения x подвижной части устройства; $\Psi_{п.м}(x)$ — создается постоянными магнитами и не зависит от значения тока в катушке, а определяется только положением подвижной части.

Результирующая ЭДС представляется в виде суммы напряжений на эквивалентной индуктивности и ЭДС, пропорциональной скорости движения подвижной части,

$$\begin{aligned} e(t) &= -d\Psi_k/dt = -d\Psi_i(x, i)/dt - d\Psi_{п.м}(x)/dt = \\ &= -(d\Psi_i(x, i)/di)di/dt - (d\Psi_{п.м}(x)/dx)dx/dt = \\ &= -L(x)di/dt - C_e(x)v_{12}, \end{aligned}$$

где $L(X) = d\Psi_i(x, i)/di = \Psi_i(x, i)/i$ — эквивалентная индуктивность катушки; $C_e(x) = d\Psi_{п.м}(x)/dx$ — коэффициент связи по ЭДС; $v_{12} = dx/dt$ — скорость движения постоянных магнитов относительно электромагнита.

Результирующая сила взаимодействия электромагнита и подвижной части раскладывается на две составляющие: $P = P_{п.м}(x, i) + P_b(x, i)$, где $P_{п.м}(x)$ — сила взаимодействия постоянных магнитов на подвижной части с сердечником электромагнита при отсутствии тока в катушке; $P_b(x, i)$ — вынуждающая сила взаимодействия поля постоянных магнитов с магнитным полем электромагнита, определяемая как разность результирующей электромагнитной силы P и силы постоянных магнитов. Как первая, так и вторая составляющие результирующей силы зависят от положения подвижной части. От значения тока в катушке при при-

нятых допущениях линейно зависит только вынуждающая сила:

$$P = P_{п.м}(x) + C_f(x)i. \quad (5)$$

Приведенные представления сил и ЭДС удобны тем, что позволяют на основе предварительно проведенного численного анализа магнитного поля получить простые выражения аппроксимирующих функций для $L(x)$, $C_e(x)$, $C_f(x)$, $P_{п.м}(x)$ по результатам расчетов магнитного поля.

Уравнения математической макромодели, соответствующие эквивалентным схемам на рис.3,4, следующие:

$$di/dt = (U_m \sin(\omega t)) - Ri - C_e(x)v_{12}/L(x);$$

$$dv_1/dt = (P_{п.м}(x_{12}) + C_f(x_{12})i - K_{тр}v_{12} - K_y x_{12} - P_{нагр1})/M_1;$$

$$dv_2/dt = (P_{п.м}(x_{12}) + C_f(x_{12})i - K_{тр}v_{12} - K_y x_{12} - v_2 R_{мех} - P_{нагр2})/M_2;$$

$$dx_1/dt = v_1; \quad dx_2/dt = v_2; \quad dx_{12}/dt = v_{12}.$$

Для более точного расчета индуктивности окно катушки с общим числом витков w_Σ разбивается на n замкнутых элементарных объемов. Рассчитав с помощью программы анализа электромагнитных полей значение векторного потенциала A_i для каждого элементарного объема, индуктивность можно вычислить по формуле:

$$L = \frac{w_\Sigma^2}{n} \frac{\sum_{i=1}^n \left(\int_{L_i} A_i dl_i \right)}{F},$$

где F — МДС катушки электромагнита; L_i — длина средней линии элементарного объема катушки.

Коэффициент C_f рассчитывается по формуле:

$$C_f = \frac{(P(x) - P_{п.м}(x))w}{F},$$

где $P_{п.м}(x)$ и $P(x)$ — рассчитанные численными методами усилия постоянных магнитов (без тока в катушках) и суммарные вынуждающие усилия.

Коэффициент C_e определяется приведенным выражением по производной потокосцепления постоянных магнитов.

Проектирование конкурентоспособных ЛМЭМ требует обоснованной экономии магнитных материалов, а также применения постоянных магнитов и магнитопроводов из

более дешевых сплавов. Сердечники электромагнитов и особенно магнитопроводы подвижной части рассчитываются на нормальное состояние, близкое к магнитному насыщению, а постоянные магниты — на работу вблизи максимума энергии. Спроектированные таким образом магнитные системы обладают нелинейными магнитными свойствами, поэтому использование указанных допущений приводит к значительным погрешностям моделирования.

Для увеличения точности модели электромеханической системы ЛМЭМ необходимо отказаться от допущений о постоянстве намагниченности постоянных магнитов, постоянной относительной магнитной проницаемости магнитомягких материалов и отсутствии магнитного гистерезиса. В таких моделях допущение об отсутствии вихревых токов не носит принципиального характера и имеет значение только для выбора программного обеспечения для анализа электромагнитного поля. Взаимосвязь электрической и механической подсистем определяется через зависимые источники фазовых переменных: результирующую ЭДС и результирующую силу. Источники представляют собой функции трех переменных: тока, перемещения и скорости. В этом случае поиск явных выражений аппроксимирующих функций становится нецелесообразен из-за значительных вычислительных затрат. Более приемлемым будет алгоритм пошагового во времени анализа динамики работы электромеханической системы ЛМЭМ с расчетом на каждом шаге текущих значений ЭДС и силы взаимодействия с помощью численного анализа стационарного магнитного поля.

Представим ЭДС $e(t)$ в виде суммы двух составляющих:

$$e(t) = -d\Psi_k/dt = -(\partial\Psi_k(x, i)/\partial i) di/dt - (\partial\Psi_k(x, i)/\partial x) dx/dt = -L(x, i) di/dt - C_e(x, i) v_{12},$$

где $L(x, i)$ и $C_e(x, i)$ — частные производные результирующего потокосцепления по току и перемещению.

Система уравнений математической модели электромеханической системы принимает вид:

$$\begin{aligned} di/dt &= (U_m \sin(\omega t) - Ri - C_e(x, i)v_{12})/L(x, i); \\ dv_1/dt &= (P(x_{12}, i) - K_{тр}v_{12} - K_y x_{12} - P_{нагр1})/M_1; \\ dv_2/dt &= (P(x_{12}, i) - K_{тр}v_{12} - K_y x_{12} - v_2 R_{мех} - P_{нагр2})/M_2; \\ dx_1/dt &= v_1; \quad dx_2/dt = v_2; \quad dx_{12}/dt = v_{12}. \end{aligned}$$

Несмотря на ее сходство с рассмотренными уравнениями алгоритм решения включает определение на каждом шаге по времени текущих значений параметров $C_e(x,i)$, $L(x,i)$ и суммарной силы $P(x,i)$ на основе численного анализа стационарного или квазистационарного электромагнитного поля. При конкретных значениях тока и перемещениях для вычислений двух производных потокосцепления требуется минимально выполнить три расчета магнитного поля. Возможна другая форма записи уравнения электрической цепи. После выполнения почленного интегрирования в интервале времени $\Delta t = t_k - t_{k-1}$, где k — номер шага численного решения дифференциальных уравнений, получаем выражение для потокосцепления в виде:

$$\Psi_k = \Psi_{k-1} - R \int_{\Delta t} i dt - \int_{\Delta t} U_m \sin(\omega t) dt.$$

Последнее уравнение выражает линейную связь между потокосцеплением и током на k -м шаге расчета. С другой стороны, при заданном токе и положении подвижной части потокосцепление может быть определено расчетом магнитного поля. Таким образом, для нахождения искомого потокосцепления и тока необходимо минимизировать функцию невязки между зависимостями потокосцепления от тока из уравнения цепи и из полевого расчета. Эта задача успешно решается по двум пробным расчетам магнитного поля при отличающихся токах вблизи ожидаемого значения. Последний вычислительный алгоритм более экономичный, чем алгоритм решения с использованием дифференциального уравнения для тока.

На рис.7,8 приведены характерные данные практического использования предлагаемых методов моделирования для ЛМЭМ, работающего в составе виброакустического поршневого излучателя, с активной механической нагрузкой $R_{\text{мех}} = 12000 \text{ Н} \cdot \text{с/м}$. Сопоставлены временные зависимости описанных моделей.

Модель, не учитывающая нелинейные свойства магнитных материалов и возникающие вихревые токи, дает минимальное значение потребляемого тока и максимальную колебательную скорость. В модели без вихревых токов, но с учетом реальных магнитных свойств электротехнической стали и постоянных магнитов из сплава NdFeB получаем по сравнению с первым вариантом

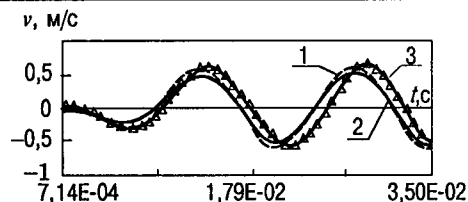


Рис.7. Сопоставление расчетных зависимостей тока от времени в ЛМЭМ виброакустического поршневого излучателя:

1 — без учета вихревых токов; 2 — с учетом вихревых токов; 3 — по линейной модели

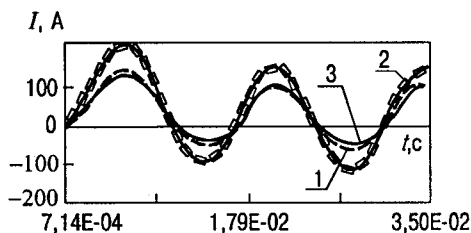


Рис.8. Сопоставление расчетных зависимостей скорости от времени в ЛМЭМ виброакустического поршневого излучателя:

1 — без учета вихревых токов; 2 — с учетом вихревых токов; 3 — по линейной модели

большее значение тока на 10% и меньшее значение скорости на 25%. В наиболее точной модели с учетом нелинейных свойств магнитных материалов и вихревых токов в постоянных магнитах отличие от первого варианта достигает 50% по току и 40% по скорости. Расхождение результатов расчетов с экспериментальными данными по наиболее точным моделям не превышает 10%. Расчет по упрощенным моделям приводит к значительным погрешностям в определении основных характеристик ЛМЭМ по упрощенным моделям, которые могут достигать 200% по полезной механической мощности.

Список литературы

1. Pat. 4827163 US. Monocoil Reciprocating Permanent Magnet Electric Machine With Self-Centering Force/S.K.Bhate, N.G. Vitale. Date of Patent: 2.05.89.
2. A Nonel Tubular Linear Motor Equipped With Radially Anisotropic NdFeB Ring Magnets/P.J.Hor, Z. Q. Zhu, D. Howe and other//Rare-Earth Magnets and their Applications. 1998. Vol.2. P.717—726.
3. Miniature Linear Permanent Magnet Generators/J.Wang, W.Wang, G.W.Jewell and other//Rare-Earth Magnets and their Applications. 1998. Vol.2. P.655—670.
4. <http://www.ansoft.com/Products.html>
5. <http://www.ansoft.com/EM/Emhardware.html>
6. <http://www.ansoft.com/EM/Maxwell3D/3D.html>
7. <http://www.ansoft.com/EM/Maxwell2D/2D.html>
8. <http://www.ansoft.com/EM/EMSS/EMSS.html>
9. http://www.ansoft.com/EM/EMAS/NSOFT_EMAS/emas.html

10. <http://www.vectorfields.com/softprod.htm>
11. <http://www.vectorfields.com/op3d.htm>
12. <http://www.vectorfields.com/tosca.htm>
13. <http://www.vectorfields.com/electra.htm>
14. http://www.cosmosm.com/prod_cosm.htm#top
15. <http://www.cosmosm.com/welcome.htm>
16. <http://www.cosmosm.com/consult.htm>
17. Тамоян Г.С. Линейные индукционные элект-

рические машины. М.: Изд-во МЭИ, 1994.

18. LabVIEW User Manual, Copyright 1992, 1996 National Instruments Corporation. All Rights Reserved, January 1996, Editon Part Number 320999A-01.

19. Дмитриев Д.О., Курбатов П.А. Методы анализа динамических характеристик магнитоэлектрических линейных приводов // Электротехника. 1998. № 1. С.13—17.

Двумерная пространственно-фазовая модель электромеханических процессов в машинах с постоянными магнитами

ШМЕЛЕВ В.Е., СБИТНЕВ С.А., кандидаты техн.наук

Владимирский ГУ

Наиболее актуальной проблемой развития промышленного производства в настоящее время является проблема создания ресурсосберегающих технологий. Важнейшее условие достижения высокой конкурентоспособности в различных отраслях отечественной промышленности — повышение эффективности использования энергетических и материальных ресурсов. Промышленное и сельскохозяйственное производство, а также транспорт теснейшим образом связаны с электромеханическим преобразованием энергии и информации. Электромеханические преобразователи различных типов (в том числе электрические машины) являются элементами производственного транспортного и бытового электрооборудования. Повышение конкурентоспособности отечественных электрических машин малой мощности может быть достигнуто за счет максимального упрощения конструкций их электромагнитных систем, повышения технологичности их изготовления и снижения их себестоимости. Достижение этих целей без снижения надежности и энергетических показателей возможно при условии полной или частичной замены традиционных магнитомягких материалов (МММ) композитами (КМММ), получаемыми методами порошковой металлургии. Для принятия обоснованных решений о целесообразности замены традиционных МММ на КМММ необходимо математическое моделирование процессов электромеханического преобразования энергии в устройствах с КМММ [1,2] при условии правильного задания статических

и динамических параметров электрофизических свойств КМММ [3].

Авторами разработаны два пространственно-фазовых (П-Ф) конечно-элементных метода анализа электромагнитных полей (ЭМП) в движущихся средах [1,2]. Эти методы ориентированы на решение проблемы комплексного согласования электрической машины с управляющим устройством и исполнительными механизмами в общей системе электропривода. Статья посвящена развитию одного из вычислительных методов П-Ф класса применительно к электромеханическим преобразователям вращательного движения.

Для постановки задачи численного анализа ЭМП в неоднородной по электрофизическим свойствам движущейся среде необходимо строго определить понятие полной производной скалярного и векторного полей по времени в неоднородном поле скоростей. Пусть в поле скоростей \vec{v} задано векторное поле \vec{F} , тогда математическое определение $d\vec{F}/dt$ не должно противоречить следующему соотношению:

$$\int_S \frac{d\vec{F}}{dt} d\vec{S} = \frac{d}{dt} \int_S \vec{F} d\vec{S} + \int_S \vec{v} \operatorname{div} \vec{F} d\vec{S}, \quad (1)$$

т.е. для любой поверхности S поток вектора $d\vec{F}/dt$ равен сумме скорости изменения потока вектора \vec{F} и потока скорости переноса истоков вектора \vec{F} через поверхность S . В соответствии с принципом (1) определение векторного поля $d\vec{F}/dt$ в неоднородном поле скоростей может быть сформулировано следующим образом:

$$\frac{d\vec{F}}{dt} = \frac{\partial \vec{F}}{\partial t} + \text{rot}(\vec{F} \times \vec{v}) + \vec{v} \text{div} \vec{F} \quad (2)$$

или

$$\frac{d\vec{F}}{dt} = \frac{\partial \vec{F}}{\partial t} + (\vec{v} \nabla) \vec{F} + \vec{F} \text{div} \vec{v} - (\vec{F} \nabla) \vec{v}, \quad (3)$$

где $d\vec{F}/dt$ — частная временная производная поля \vec{F} в неподвижной системе отсчета; $\frac{\partial \vec{F}}{\partial t} + (\vec{v} \nabla) \vec{F}$ — частная временная производная поля \vec{F} в системе отсчета, связанной с подвижной точкой наблюдения в соответствии с полем скоростей \vec{v} .

Формальное применение оператора (3) к скалярному полю Φ дает

$$\frac{d\Phi}{dt} = \frac{\partial \Phi}{\partial t} + (\vec{v} \nabla) \Phi \quad (4)$$

в полном соответствии с известными формулами математического анализа.

Задача математической физики по анализу электромагнитного поля в неоднородном поле скоростей может быть сформулирована путем преобразования уравнений Максвелла с уравнением материальной связи в соответствии с определениями (2)–(4):

$$\text{rot} \vec{H} = \vec{\delta} + \gamma \vec{E}; \quad \text{rot} \vec{E} = -\frac{d\vec{B}}{dt};$$

$$\vec{H} = v_a(\vec{B} - \vec{B}_r) + q_1 \frac{d}{dt}(\vec{B} - \vec{B}_r) - q_2(\vec{B} - \vec{B}_r) d^2/dt^2. \quad (5)$$

Линеаризованное уравнение материальной связи в (5) записано относительно эффективных (осредненных по отношению к размерам микроструктур материала) значений векторов \vec{H} и \vec{B} . Здесь \vec{B}_r — вектор остаточной магнитной индукции в областях, занятых постоянными магнитами. Отличие П-Ф методов от пространственно-временных (П-В) методов заключается в том, что анализ ЭМП производится при «замороженном» состоянии электромеханического преобразователя. Движение рабочих тел (деталей) учитывается путем введения поля скоростей и полей ускорений, а также переменных состояния (фазовых переменных) для источников ЭМП или для искомых электродинамических потенциалов.

Постановка задачи анализа ЭМП при введении простейшей системы фазовых переменных была опубликована авторами ранее и неоднократно докладывалась на научно-технических конференциях, например [1, 2]. Как показали вычислительные эксперимен-

ты, простейшая система фазовых переменных является далеко не самой лучшей в смысле сложности и численной устойчивости получаемой системы уравнений.

Авторами предложен альтернативный (более сложный) способ введения системы фазовых переменных, на основе которого получаются более простые уравнения математической физики. Этот способ основан на соотношениях, связывающих между собой

поля \vec{B} и \vec{A} , $\frac{d\vec{B}}{dt}$ и \vec{A}_1 , $d^2\vec{B}/dt^2$ и \vec{A}_2 , \vec{E} с \vec{A}_1 и Φ ,

$\frac{d\vec{E}}{dt}$ с \vec{A}_2 , \vec{A}_1 , Φ , Φ_1 , где \vec{A} , \vec{A}_i , Φ , Φ_i — фазовые переменные для векторного магнитного и скалярного электрического потенциалов. Перестановка временного дифференциального оператора (2), (3) и (4) с пространственными дифференциальными операторами невозможна. Поэтому для вывода названных соотношений авторами получены формулы перестановки пространственных и полных временных дифференциальных операторов, например, следующие:

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \text{rot} \vec{A} &= \text{rot} \frac{d\vec{A}}{dt} + \text{rot}(\vec{A} \times \nabla) \cdot \vec{v} + (\vec{A} \nabla) \vec{v} = \\ &= \text{rot} \frac{d\vec{A}}{dt} + \text{rot}(\vec{A} \cdot \text{rot} \vec{v} - \vec{A} \text{div} \vec{v} + 2(\vec{A} \nabla) \vec{v}); \quad (6) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{d^2}{dt^2} \text{rot} \vec{A} &= \text{rot} \frac{d^2 \vec{A}}{dt^2} + 2 \text{rot} \left(2 \left(\frac{d\vec{A}}{dt} \nabla \right) \vec{v} + \right. \\ &+ \left. \frac{d\vec{A}}{dt} \text{rot} \vec{v} - \frac{d\vec{A}}{dt} \text{div} \vec{v} \right) + \text{rot} \left(2(\vec{A} \nabla) \vec{a} + \right. \\ &+ \left. \vec{A} \text{rot} \vec{a} - \vec{A} \text{div} \frac{d\vec{v}}{dt} \right) + \text{rot} \left\{ 2[(\vec{A} \nabla) \vec{v}] \nabla \vec{v} + \right. \\ &+ 2((\vec{A} \text{rot} \vec{v}) \nabla) \vec{v} - 4((\vec{A} \text{div} \vec{v}) \nabla) \vec{v} + \\ &+ 2(\vec{A} \nabla) \vec{v} \text{rot} \vec{v} + (\vec{A} \text{rot} \vec{v}) \text{rot} \vec{v} - \\ &- 2\vec{A} \text{rot} \vec{v} \text{div} \vec{v} + 2\vec{A} (\text{div} \vec{v})^2 \}, \quad (7) \end{aligned}$$

где \vec{v} — задаваемое поле скоростей; $\vec{a} = \frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + (\vec{v} \nabla) \vec{v}$ — задаваемое поле ускорений; $\frac{d\vec{v}}{dt}$ — поле ускорений в соответствии с определением (2), (3).

В соответствии с законами теории ЭМП и формулами (6), (7) система фазовых переменных потенциалов ЭМП строится по следую-

щему принципу:

$$\vec{B} = \text{rot } \vec{A}; \quad \frac{d\vec{B}}{dt} = \text{rot } \vec{A}_1; \quad \frac{d^2\vec{B}}{dt^2} = \text{rot } \vec{A}_2;$$

$$\vec{E} = -\vec{A}_1 - \text{grad } \varphi;$$

$$\frac{d\vec{E}}{dt} = -\vec{A}_2 + \vec{A}_1 \text{rot } \vec{v} - \vec{A}_1 \text{div } \vec{v} + 2(\vec{A}_1 \nabla) \vec{v} +$$

$$+ \text{grad } \varphi \cdot \text{rot } \vec{v} - \text{grad } \varphi \cdot \text{div } \vec{v} +$$

$$+ 2(\text{grad } \varphi \nabla) \vec{v} - \text{grad } \varphi_1;$$

$$\frac{d^2\vec{E}}{dt^2} = 4(\vec{A}_2 \nabla) \vec{v} + 2\vec{A}_2 \text{rot } \vec{v} - 2\vec{A}_2 \text{div } \vec{v} +$$

$$+ 4(\text{grad } \varphi_1 \nabla) \vec{v} + 2 \text{grad } \varphi_1 \cdot \text{rot } \vec{v} -$$

$$- 2 \text{grad } \varphi_1 \text{div } \vec{v} - 6[(\vec{A}_1 \nabla) \vec{v}] \vec{v} -$$

$$- 2(\vec{A}_1 \nabla) \vec{v} \text{rot } \vec{v} + 4(\vec{A}_1 \nabla) \vec{v} \text{div } \vec{v} -$$

$$- 2[(\vec{A}_1 \text{rot } \vec{v}) \nabla] \vec{v} - (\vec{A}_1 \text{rot } \vec{v}) \cdot \text{rot } \vec{v} +$$

$$+ 2(\vec{A}_1 \text{rot } \vec{v}) \cdot \text{div } \vec{v} + 2(\vec{A}_1 \nabla) \vec{a} - \vec{A}_1 \text{rot } \vec{a} -$$

$$- \vec{A}_1 \text{div } \frac{d\vec{v}}{dt} + (\text{grad } \varphi \nabla) \vec{a} + 2[(\text{grad } \varphi \cdot \text{rot } \vec{v}) \nabla] \vec{v} -$$

$$- 4(\text{grad } \varphi \nabla) \vec{v} \cdot \text{div } \vec{v} + 2(\text{grad } \varphi \nabla) \vec{v} \cdot \text{rot } \vec{v} +$$

$$+ (\text{grad } \varphi \cdot \text{rot } \vec{v}) \cdot \text{rot } \vec{v} - 2 \text{grad } \varphi \cdot \text{rot } \vec{v} \cdot \text{div } \vec{v} +$$

$$+ 2 \text{grad } \varphi \cdot (\text{div } \vec{v})^2 - \text{grad } \varphi_2.$$

Система уравнений математической физики относительно трех фазовых переменных векторного магнитного и скалярного электрического потенциалов имеет следующий вид:

$$\text{rot}(v_a \cdot \text{rot } \vec{A} + q_1 \cdot \text{rot } \vec{A}_1 - q_2 \cdot \text{rot } \vec{A}_2) +$$

$$+ \gamma \vec{A}_1 + \gamma \cdot \text{grad } \varphi = \vec{\delta} + \text{rot}(v_a \cdot \vec{B}_r);$$

$$\text{rot}(v_a \cdot \text{rot } \vec{A}_1 + q_1 \cdot \text{rot } \vec{A}_2 + v_a(\text{rot } \vec{A} \cdot \text{rot } \vec{v} -$$

$$- \text{rot } \vec{A} \cdot \text{div } \vec{v} + 2(\text{rot } \vec{A} \nabla) \vec{v}) +$$

$$+ q_1 \cdot \text{rot } \vec{A}_1 \cdot \text{rot } \vec{v} - \text{rot } \vec{A}_1 \cdot \text{div } \vec{v} +$$

$$+ 2(\text{rot } \vec{A}_1 \nabla) \vec{v} - q_2(\text{rot } \vec{A}_2 \cdot \text{rot } \vec{v} -$$

$$- \text{rot } \vec{A}_2 \cdot \text{div } \vec{v} + 2(\text{rot } \vec{A}_2 \nabla) \vec{v})) +$$

$$+ \gamma(\vec{A}_2 - \vec{A}_1 \text{rot } \vec{v} + \vec{A}_1 \cdot \text{div } \vec{v} - 2(\vec{A}_1 \nabla) \vec{v} -$$

$$- \text{grad } \varphi \cdot \text{rot } \vec{v} + \text{grad } \varphi \cdot \text{div } \vec{v} -$$

$$- 2(\text{grad } \varphi \nabla) \vec{v} + \text{grad } \varphi_1) =$$

$$= \delta_1 + \text{rot}[v_a(\vec{B}_r \cdot \text{rot } \vec{v} -$$

$$- \vec{B}_r \cdot \text{div } \vec{v} + 2(\vec{B}_r \nabla) \vec{v}).$$

(8)

Третье, не представленное, уравнение в системе (8) получено из первого путем полного дифференцирования по времени, применения перестановочной формулы второго порядка для ротора векторного поля, а также соотношений, определяющих систему фазовых переменных [1]. В этой системе уравнений приняты следующие соотношения: v_a, q_1, q_2, γ — параметры электрофизических свойств среды; $\vec{A}, \vec{A}_1, \vec{A}_2, \varphi, \varphi_1, \varphi_2$ — система фазовых переменных векторного магнитного и скалярного электрического потенциалов; $\vec{\delta}, \vec{\delta}_1, \vec{\delta}_2, \vec{B}_r$ — переменные состояния пространственно распределенных источников ЭМП. Третье уравнение, которое здесь не представлено, учитывает также поля ускорений.

Представленная система уравнений относительно фазовых переменных ЭМП позволяет на пространственно-распределенном уровне моделировать статические и динамические процессы электромеханического преобразования энергии и информации в устройствах с трехмерным ЭМП. В случае двумерного ЭМП предложенная в [1] концепция П-Ф методов позволяет рассматривать задачу анализа динамических электромеханических процессов как расширение магнитостатической задачи, так как если $\vec{A}_i = \vec{1}_z \cdot A_i$, то $\varphi_i = 0, \text{div } \vec{A}_i = 0$. Поэтому матричное конечноэлементное уравнение относительно узлового распределения фазовых переменных векторного магнитного потенциала применительно к бесколлекторным электрическим машинам вращательного движения имеет вид:

$$\begin{bmatrix} [G_{00}] & [G_{01}] & [G_{02}] \\ [G_{10}] & [G_{11}] & [G_{12}] \\ [G_{20}] & [G_{21}] & [G_{22}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [A^{(y)}] \\ [A_1^{(y)}] \\ [A_2^{(y)}] \end{bmatrix} = \int_U r [N]^T \begin{bmatrix} \delta \\ \delta_1 \\ \delta_2 \end{bmatrix} dU -$$

$$- \int_U r v_a \text{grad}[N]^T \begin{bmatrix} \vec{B}_r \\ f_1(\vec{B}_r) \\ f_2(\vec{B}_r) \end{bmatrix} dU,$$

$$\text{где } [G_{ij}] = \sum_{(e)} [G_{ij}^{(e)}]; [G_{00}^{(e)}] = v_a [G_0^{(e)}];$$

$$[G_{01}^{(e)}] = q_1 [G_0^{(e)}] + \gamma [G_1^{(e)}]; [G_{02}^{(e)}] = -q_2 [G_0^{(e)}];$$

$$[G_{10}^{(e)}] = -v_a \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_2^{(e)}]; [G_{11}^{(e)}] = v_a [G_0^{(e)}] - q_1 \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_2^{(e)}];$$

$$[G_{12}^{(e)}] = q_1[G_0^{(e)}] - q_2 \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_2^{(e)}] + \gamma[G_1^{(e)}];$$

$$[G_{20}^{(e)}] = -v_a \frac{\partial \varepsilon}{\partial r} [G_2^{(e)}] + 2v_a \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_2^{(e)}] + v_a \left(\frac{\partial \omega}{\partial r} \right)^2 [G_4^{(e)}];$$

$$[G_{21}^{(e)}] = -2v_a \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_{20}^{(e)}] - q_1 \frac{\partial \varepsilon}{\partial r} [G_2^{(e)}] +$$

$$+ 2q_1 \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_3^{(e)}] + q_1 \left(\frac{\partial \omega}{\partial r} \right)^2 [G_4^{(e)}];$$

$$[G_{22}^{(e)}] = v_a [G_0^{(e)}] - 2q_1 \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_2^{(e)}] + q_2 \frac{\partial \varepsilon}{\partial r} [G_2^{(e)}] -$$

$$- 2q_2 \frac{\partial \omega}{\partial r} [G_3^{(e)}] - q_2 \left(\frac{\partial \omega}{\partial r} \right)^2 [G_4^{(e)}];$$

$[G_0^{(e)}], [G_1^{(e)}], [G_3^{(e)}], [G_4^{(e)}]$ — матрицы интегральных операторов функций формы конечных элементов. Записанное матричное уравнение не противоречит положению о том,

что области, где $\frac{\partial \omega}{\partial r} \neq 0$ и $\frac{\partial \varepsilon}{\partial r} \neq 0$, являются пространственно-распределенными зависимыми источниками ЭМП [4]. Если эти источники работают в активном режиме, то в этих областях идет преобразование механической энергии в энергию ЭМП, если в пассивном, то наоборот.

Алгоритмическая реализация этой модели значительно проще предложенной ранее [2] и требует меньшего количества вычислительных ресурсов ЭВМ.

В результате расчета распределения системы фазовых переменных определяются переменные состояния напряжений на рабочих обмотках, а также векторы силы и моменты, действующие на ротор анализируемой машины. Эти величины рассчитываются путем применения интегральных теорем теории ЭМП и интегральных соотношений теории силовых взаимодействий в ЭМП [1, 2], которые проверены в различных технических приложениях.

Представленная модель позволяет по известным конструктивным и электрофизи-

ческим параметрам машин рассчитывать семейство динамических характеристик, которые практически невозможно получить экспериментальным путем и которые применительно к бесколлекторным машинам вращательного движения имеют вид:

$$\{M_m, [U]\} = f\left([I], \frac{d[I]}{dt}, \frac{d^2[I]}{dt^2}, \alpha, \frac{d\alpha}{dt}, \frac{d^2\alpha}{dt^2}\right),$$

где M_m — электромагнитный момент, действующий на ротор машины; $[U], [I]$ — матрицы напряжений и токов в рабочих обмотках; α — текущее угловое положение ротора.

Если это семейство дополнить интегральными характеристиками питающих и управляющих устройств, подключаемых к рабочим обмоткам, а также динамическими уравнениями механической нагрузки, то получится полная система уравнений-характеристик, достаточная для расчета практически любых переходных и установившихся электромеханических процессов на интегральном уровне.

Знание этих характеристик при проектировании элементов и систем электроприводов позволит избежать существенного структурного усложнения электронных управляющих устройств при повышенных динамических и энергетических требованиях.

Список литературы

1. Шмелев В.Е., Сбитнев С.А. Пространственно-фазовое моделирование электромеханических преобразователей энергии и информации // Тез. докл. межд. конф. «Информационные средства и технологии». Т.2 М.: МЭИ, 1996. С.65—70.
2. Шмелев В.Е., Сбитнев С.А. Пространственно-фазовый метод моделирования динамических свойств магнитных систем электромеханических преобразователей // Электротехника. 1995. № 6. С. 31—34.
3. Шмелев В.Е., Сбитнев С.А., Колесник Г.П. Экспериментальное определение параметров электрофизических свойств композиционных материалов // Тез. докл. II Всероссийской научно-техн. конф. «Методы и средства измерения физических величин». Нижний Новгород: Изд-во НГТУ, 1997. С. 84—85.
4. Кузнецов В.А. Принципы построения эквивалентных электромагнитных схем замещения // Тез. докл. I Международной конф. по электромеханике и электротехнологии. Ч. II. Суздаль, 1994. С. 109.

Расчет магнитного поля в системах из постоянных магнитов и магнитно-мягких элементов

ФРОЛОВ В.Н., МАСЛОВ А.Н., инженеры, КУДРЕВАТЫХ Н.В., доктор физ.-мат.наук

НИИ ФПМ при УрГУ

Целью настоящей работы являлись численный расчет магнитного поля, создаваемого системой, состоящей из постоянных магнитов и магнитно-мягких элементов, и сравнение результатов расчета с экспериментальными данными. В основу расчетов был положен метод интегральных уравнений¹. Суть метода заключается в том, что все магнитные объекты рассматриваются как вторичные источники поля, эквивалентные распределению намагниченности внутри магнитных объектов. Распределение магнитного поля в пространстве тогда будет выражено интегральным уравнением (являющимся решением уравнений Максвелла для магнитостатики, которые в математическом смысле суть уравнения потенциального поля). Помещая точки вычисления поля внутри магнитных объектов и дополняя это интегральное уравнение материальными уравнениями для соответствующего магнитного материала, получаем систему уравнений для распределения намагниченности внутри магнитных объектов. Зная это распределение, можно вычислить напряженность магнитного поля в любой точке пространства.

На основе описанного метода были проведены численные расчеты напряженности магнитного поля в экспериментальной системе, результаты которых удовлетворительно согласуются с опытными данными.

Как известно, решением уравнений Максвелла для магнитостатического случая является интегральное уравнение

$$\vec{H}(\vec{r}_0) = \iiint_V \left\{ \frac{3(\vec{M}\vec{R})\vec{R}}{R^5} - \frac{\vec{M}}{R^3} \right\} dV, \quad (1)$$

где $\vec{H}(\vec{r}_0)$ — напряженность магнитного поля в точке \vec{r}_0 ; $\vec{M} = \vec{M}(\vec{r})$ — намагничен-

ность магнитного материала в объеме V ;
 $dV = d^3\vec{r}$; $\vec{R} = \vec{r}_0 - \vec{r}$.

Таким образом, зная распределение намагниченности внутри магнитных объектов, можно рассчитать распределение магнитного поля в пространстве. Однако распределение намагниченности априори, как правило, неизвестно. Чтобы его найти, поместим точки вычисления поля внутрь магнитных объектов и воспользуемся хорошо известным уравнением связи \vec{M} и \vec{H} :

$$\vec{M} = \frac{\mu - 1}{4\pi} \vec{H}, \quad (2)$$

где $\mu = \mu(\vec{H})$ — тензор магнитной проницаемости; \vec{H} задается уравнением (1).

Зависимость $\mu(\vec{H})$ для конкретного магнитного материала находится из эксперимента или справочной литературы.

Уравнение (2), представляющее собой интегральное уравнение намагниченности магнитных объектов, содержит интеграл от неизвестной переменной. Следовательно, его аналитическое решение является очень сложным. Для численного решения разобьем магнитные объекты на элементы, имеющие форму прямоугольного параллелепипеда, намагниченность которых является однородной с определенной степенью точности. Поскольку уравнение (1) для случая магнитного объекта, имеющего форму прямоугольного параллелепипеда и однородную намагниченность, решается аналитически, интегральное уравнение (2) преобразуется в систему из $3N$ алгебраических нелинейных уравнений:

$$\vec{M}_i = \frac{\mu_i - 1}{4\pi} \sum_{j=1}^N \vec{H}_{ij}(\vec{M}_j), \quad i = 1, \dots, N, \quad (3)$$

где \vec{M}_i — намагниченность i -го элемента; N — число элементов разбиения; $\vec{H}_{ij}(\vec{M}_j)$ — напряженность магнитного поля, созда-

¹ IEEE Transactions on Magnetics. 1992. Vol. 28, № 1. P. 939—941.

ваемого j -м элементом в центре i -го эле-

$$\mu_i = \mu(\vec{H}_i) = \mu \left(\sum_{j=1}^N \vec{H}_{ij}(\vec{M}_j) \right).$$

Решив эту систему уравнений, мы получим намагниченность каждого элемента разбиения магнитных объектов. После этого напряженность магнитного поля в любой точке пространства можно найти как сумму напряженностей магнитного поля, создаваемого в этой точке каждым элементом разбиения.

Поскольку система (3) состоит из большого числа нелинейных уравнений, ее численное решение является нетривиальной задачей. Поэтому расчеты были проведены для следующей простейшей системы: прямоугольный параллелепипед из магнитно-твердого материала размерами $59,5 \times 59,5 \times 8,5$ мм³, намагниченный вдоль короткой стороны с полюсными наконечниками из магнитно-мягкого материала такой же площади и толщиной 3 и 10 мм. Намагниченность параллелепипеда из магнитно-твердого материала принималась однородной и равной 11,3 кГс. Магнитная восприимчивость магнитно-мягкого материала рассчитывалась исходя из кривой намагничивания железа по Бозорту, а также из приближенных кривых намагничивания, достигающих насыщения в полях 100 и 1000 Э. Результаты расчетов и экспериментальные данные представлены на рис.1—4. Ось Z выбрана в направлении намагниченности магнитно-твердого материала.

Из представленных графиков видно, что, несмотря на использованное грубое приближение и то, что нам была неизвестна реальная кривая намагничивания материала полюсных наконечников, получено удовлетворительное согласие расчетных и экспериментальных данных.

В заключение необходимо отметить, что точность результатов (а следовательно, и согласие с экспериментом) зависит от точности численного метода, применяемого для решения системы уравнений для распределения намагниченности.



Рис.1. Z -компонента напряженности магнитного поля в зависимости от расстояния от полюсного наконечника толщиной 3 мм

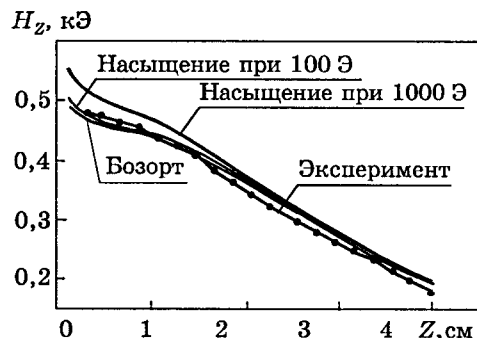


Рис.2. Z -компонента напряженности магнитного поля в зависимости от расстояния от полюсного наконечника толщиной 10 мм

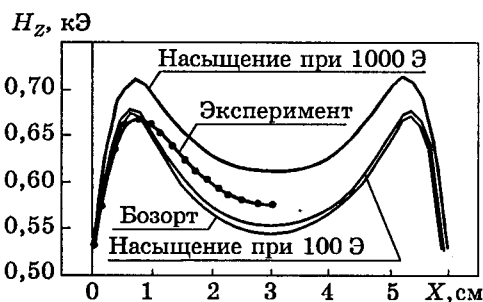


Рис.3. Z -компонента напряженности магнитного поля вдоль оси X на расстоянии 10 мм от полюсного наконечника толщиной 3 мм

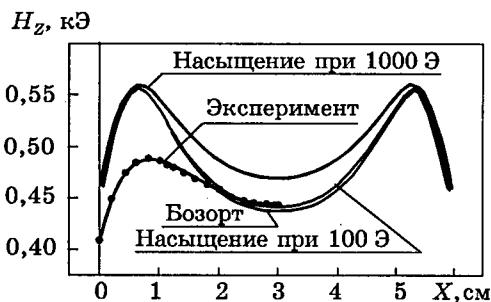


Рис.4. Z -компонента напряженности магнитного поля вдоль оси X на расстоянии 10 мм от полюсного наконечника толщиной 10 мм

Импульсный коэрцитиметр с улучшенными точностными параметрами

НЕСТЕРИН В.А., ТОЙДЕРЯКОВ А.А., АНДРЕЕВ В.Н.

ЧГУ, ОАО ЧЭАЗ (г. Чебоксары)

Импульсные магнитные поля широко применяются для намагничивания и контроля магнитотвердых материалов (МТМ). Метод контроля гистерезисных параметров высококоэрцитивных постоянных магнитов в разомкнутой цепи с использованием двухполярного импульсного магнитного поля обладает известными преимуществами [1] по сравнению с традиционным методом контроля магнитотвердых материалов в замкнутой цепи электромагнита. Однако широкому распространению первого препятствует слабая изученность процессов импульсного перемангничивания редкоземельных постоянных магнитов и связанных с этим динамических погрешностей, что в свою очередь определяет сравнительно низкую точность существующих импульсных контролирующих установок.

В статье рассмотрены основные положения метода контроля МТМ в разомкнутой цепи, особенности применения импульсного намагничивающего поля, построение измерительной системы, обеспечивающее снижение динамических погрешностей измерения, а также практическая реализация метода.

Основной отличительной особенностью методов и средств измерения гистерезисных параметров МТМ в устройствах с неполностью замкнутой и разомкнутой магнитной цепью является определение результирующей напряженности магнитного поля \bar{H} в испытуемом образце как суммы напряженностей действующего на образец внешнего \bar{H}_e и собственного \bar{H}_i размагничивающего магнитного поля образца [2]:

$$\bar{H} = \bar{H}_e + \bar{H}_i. \quad (1)$$

Собственное размагничивающее поле, магнитная индукция и намагниченность неоднородны по объему образца, поэтому методы измерения в неполностью замкнутой и разомкнутой магнитных цепях оперируют с усредненными магнитными характеристиками материала. Но даже при однородной намагниченности собственное размагничивающее поле сложным образом распределено

по объему образца из-за неоднородности свойств материала образца. Все это может привести к увеличению погрешности измерения. В то же время высокая степень анизотропии современных МТМ на основе соединений редкоземельных элементов с кобальтом и железом позволяет считать однородно намагниченными образцы магнитов из этих материалов практически при любой геометрии, отличающейся от классических правильных форм (шара и эллипсоида вращения). Таким образом, пренебрегая неоднородностью самого материала, можно использовать известные уравнения:

$$M = \frac{1}{\mu_0(1-N)} B - \frac{1}{1-N} H_e; \quad (2)$$

$$H = \frac{1}{1-N} H_e - \frac{N}{\mu_0(1-N)} B, \quad (3)$$

где M — намагниченность материала образца; B — индукция в материале образца; H_e — напряженность магнитного поля в соленоиде; H — напряженность магнитного поля в материале образца; N — коэффициент размагничивания; μ_0 — абсолютная магнитная проницаемость.

Принято различать два вида коэффициентов размагничивания:

N_b — баллистический коэффициент размагничивания, характеризующий связь внутреннего размагничивающего поля и намагниченности образца в нейтральном сечении;

N_m — магнитометрический коэффициент размагничивания, характеризующий среднюю напряженность внутреннего поля в объеме образца.

С учетом сложного характера распределения намагниченности в реальных образцах постоянных магнитов указанное представление является приближенным. Обзор и анализ вопросов, связанных с расчетом, экспериментальным определением значений N_b , N_m , а также их зависимостью от свойств материала и исследованием вносимых ими погрешностей, изложены в [3—5].

Опыт разработки импульсных измерительных систем с индукционными преобра-

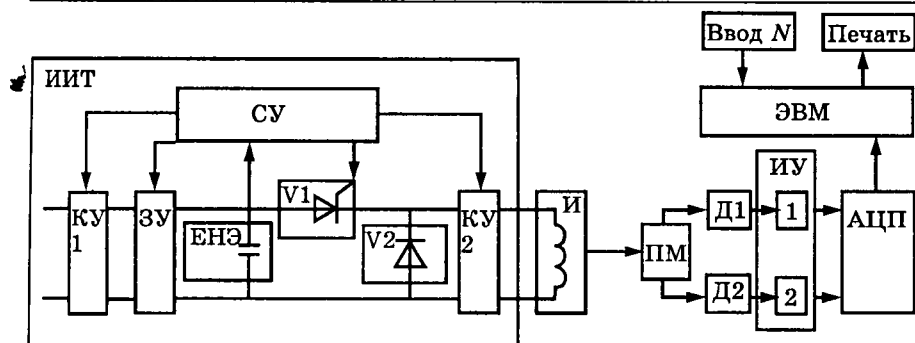


Рис.1. Структурная схема импульсного коэрцитиметра:

ИИТ — источник импульсного тока; КУ1 — коммутирующее устройство; КУ2 — разрядный коммутатор; ЗУ — зарядное устройство; ЕНЭ — емкостный накопитель энергии; СУ — система управления; V1 — управляемый клапан; V2 — шунтирующий клапан; И — индуктор; ПМ — постоянный магнит; Д1, Д2 — индукционные датчики; ИУ — интегрирующее устройство

зователями [1, 5] и анализ их работы показывают, что наибольшие погрешности рассматриваемого метода имеют место в канале определения коэрцитивной силы материала, соответствующей значениям намагниченности образца, близкой к нулю. Без применения специальных мер эта погрешность может достигнуть существенных значений (до 20% и более). Большую роль в снижении этой погрешности играет конструкция измерительных катушек, их расположение по отношению к испытываемому образцу постоянного магнита, схема включения и обработки сигналов.

На рис.1 представлена структурная схема разработанного авторами импульсного коэрцитиметра. В основе установки лежит импульсный источник тока ИИТ с емкостным накопителем энергии ЕНЭ. Рабочее поле в виде двухполярного импульса создается в специальном соленоиде-индукторе И, подключаемом к ИИТ либо через специальный согласующий трансформатор, либо непосредственно к зажимам ЕНЭ.

Измерительно-вычислительная система, обеспечивающая решение уравнений (2), (3), включает в себя индукционные датчики Д1, Д2, интегрирующие устройства ИУ и АЦП. Последние могут отсутствовать при наличии аналоговых входов в компьютере.

Основными источниками методической погрешности измерения намагниченности являются нарушения в направлении текстуры и неоднородность магнитных свойств по объему постоянного магнита. Применение дифференциальных индукционных датчиков, включенных по специальной схеме, позволя-

ет снизить сигнал ошибки от неоднородности намагничивающего поля. На рис.2 представлена схема измерительной части импульсного коэрцитиметра с использованием такой системы дифференциальных индукционных датчиков. Измерительные катушки размещаются в однородном магнитном поле в центре рабочего объема. Измеряя напряженность действующего на образец поля индуктора и значения индукции, получают кривую размагничивания материала. Резисторы

R1, R2, R3, R4, R5, R6 обеспечивают необходимую амплитуду сигнала, а R7, R8 подбираются таким образом, чтобы выходной сигнал был пропорционален напряженности внешнего магнитного поля.

Конструктивно измерительные катушки выполнены в одном корпусе, который помещается в индуктор. Таким образом, обеспечивается быстрая переналадка коэрцитиметра с одного типоразмера магнита на другой, развязка контрольно-измерительной и силовой системы коэрцитиметра.

Благодаря предложенному схемному решению удалось создать измерительную систему катушек, в которой можно контролировать гистерезисные параметры постоянных магнитов в широком диапазоне изменения их размеров (от 2 до 60 мм в диаметре), а также существенно повысить чувствительность

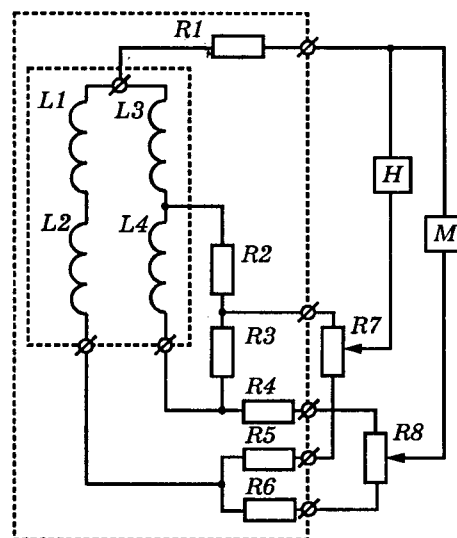


Рис.2. Схема измерительной системы

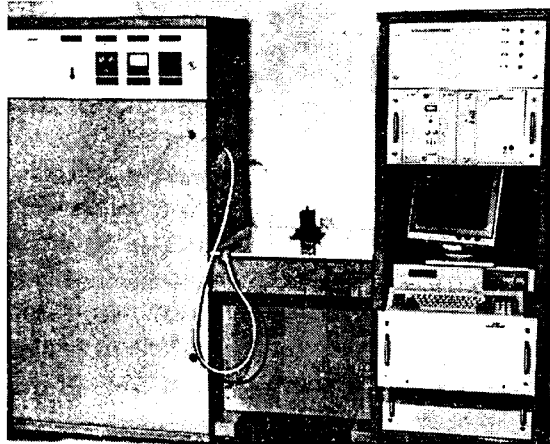


Рис.3. Импульсный коэрцитиметр ТКМГП9

системы за счет уменьшения сигнала ошибки, вызванного неоднородностью сигналов измерительных катушек в поле индуктора.

В новом импульсном коэрцитиметре по сравнению с [1] также добавлено программное обеспечение, позволяющее по заданным геометрическим параметрам постоянного магнита автоматически определить и вводить значения размагничивающего фактора испытуемого образца. На рис.3 представлен опытный образец импульсного коэрцитиметра ТКМГП9. Установка имеет следующие технические характеристики:

Контроль магнитов с аксиальной текстурой в форме	Диска
.....	Призмы
.....	Кольца
Размеры дисков, колец:	
внешний диаметр, мм, не более	60
..... не менее	2
Толщина, мм, не более	15
..... не менее	3
Размеры призм:	
поперечное сечение, мм, не более	40×40
..... не менее	2×2
толщина, мм, не более	12
..... не менее	3
Диапазон измерения намагниченности, кА/м	0—1400
Амплитуда напряженности размагничивающего магнитного поля, кА/м	1600
Регистрация гистерезисной характеристики	На экране дисплея и на печатающем устройстве
Производительность, магнитов /ч	30
Потребляемая электрическая мощность, кВт·А, не более	1,5
Габаритные размеры, мм:	
длина	2300
ширина	700
высота	1600
Масса, кг, не более	600

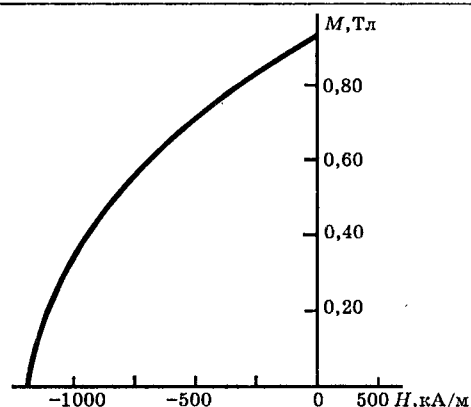


Рис.4. Зависимость $M(H)$ для образца постоянного магнита из материала железо-ниодим-бор в виде призмы $20 \times 20 \times 6$ мм ($B_r = 0,92$ Тл, $H_{cM} = 1201$ кА/м, $H_{cB} = 559$ кА/м, $w = 131$ кД/м, $K_h = 6,14$, $K_m = 0,00193$, $N = 0,80$, $K_0 = 1,00$)

На рис.4 представлена кривая зависимости $M(H)$ для образца ПМ из материала железо-ниодим-бор в виде призмы $20 \times 20 \times 6$ мм.

Выводы

1. Испытания разработанного авторами импульсного коэрцитиметра ТКМГП9 показали, что такое оборудование обладает высоким быстродействием, обеспечивает хорошую повторяемость результатов (1,5% измеряемого значения) и может найти широкое применение при разбраковке, сортировке постоянных магнитов сложных форм из современных высокоэнергетических МТМ.

2. Внедрение подобного оборудования для контроля РЗМ-постоянных магнитов в процессе их изготовления решает проблему их отбраковки до окончательной механической обработки, а также позволяет внести необходимые коррективы в технологический процесс при его отладке.

Список литературы

1. Нестерин В.А. Оборудование для импульсного намагничивания и контроля постоянных магнитов. М.: Энергоатомиздат, 1986.
2. Ягола Г.К., Спиридонов Р.В. Измерение магнитных характеристик современных магнитотвердых материалов. М.: Изд-во стандартов, 1989.
3. Проскурякова С.Ф., Чебурков Д.И., Ягола Г.К., Спиридонов Р.В. Современные методы и средства измерения магнитной индукции сильных магнитных полей // Обзоры по электронной технике. Сер. 1. Электроника СВЧ.: ЦНИИЭлектроника, 1983. Вып. 1 (923).
4. Benz M.G., Martin D.L. Measurement of magnetic properties of cobalt rare earth permanent magnets // IEEE Trans. Magn. 1971. Vol. 7, № 2. P.285 — 291.
5. Ягола Г.К., Спиридонов Р.В. Определение характеристик современных высококоэрцитивных материалов и магнитов из них в разомкнутой магнитной цепи // Обзоры по электронной технике. Сер.1. Электроника СВЧ. М.: ЦНИИ Электроника, 1979. Вып. 15(662).

Влияние собственного поля размагничивания постоянных магнитов на достоверность результатов магнитных измерений в цепи с немагнитным зазором

ПАСТУШЕНКОВ А.Г., канд. физ.-мат. наук, КОРЯКОВСКИЙ А.В., инж.

Тверской ГУ

Экспериментально показано, что изменение собственного размагничивающего поля H_0 образцов МТМ при их перемагничивании по предельному циклу имеет гистерезисный характер. Получены зависимости $H_0(I)$ и $N(I)$ (N — коэффициент размагничивания) для образцов МММ (Ni, Co, Fe) и МТМ (феррит бария). Установлено, что значения N различны для нисходящей и восходящей ветвей петли гистерезиса, а их разница может достигать примерно 25%.

При получении магнитных характеристик МТМ в магнитных цепях с немагнитным зазором принято считать, что собственное поле размагничивания исследуемого постоянного магнита H_0 пропорционально его намагниченности, а размагничивающий фактор N — коэффициент, связывающий эти две величины ($H_0 = -NI$), постоянен. Однако на практике и особенно при анализе достоверности и сопоставлении магнитных свойств образцов постоянных магнитов разной формы, изготовленных из одного и того же материала, мы столкнулись с трудностями при объяснении несовпадения их гистерезисных кривых, полученных путем простого перестроения с использованием $N = \text{const}$. Это можно объяснить только тем, что сам коэффициент размагничивания обладает гистерезисом и имеет разные значения для восходящей и нисходящей ветвей петли гистерезиса. Ранее упоминалось [1—3], что использование неизменного коэффициента размагничивания, характеризующего образец на начальном участке основной кривой намагничивания, при перестройке петель гистерезиса может привести к ошибке порядка $\pm 20\%$ и более. Поэтому было предпринято систематическое исследование изменения собственного поля размагничивания в процессе намагничивания и перемагничивания испытуемых образцов по предельному гистерезисному циклу.

Несмотря на то, что рассматриваемый эффект наблюдается как в разомкнутой, так и в замкнутой магнитной цепи (в магнитной цепи с немагнитным зазором), основные результаты были получены из зависимостей $\sigma(H)$, измеренных методом вибрационного магнитометра (в разомкнутой магнитной

цепи) на образцах малых размеров [4]. Образцы имели форму сферы и прямых цилиндров диаметром 3—5 мм и высотой 0,5—1,0 мм с осями легкого намагничивания (ОЛН), расположенными параллельно и перпендикулярно осям цилиндров. Особое внимание при подготовке образцов, ОЛН которых были расположены перпендикулярно оси цилиндра, обращалось на условие сохранения типа магнитной цепи, т.е. тщательно выдерживалось отношение $D/d \geq 4$ (где D — ширина межполюсного пространства электромагнита, d — линейный размер образца в направлении перемагничивающего поля), при нарушении которого разомкнутая магнитная цепь переходит в неполностью замкнутую. Максимальный диаметр таких образцов не превышал 3 мм, так как ширина межполюсного пространства электромагнита вибрационного магнитометра была примерно 12 мм. Особое внимание уделялось подбору пар образцов с равной коэрцитивной силой, коэффициент размагничивания N которых изменялся примерно от 0,08—1,1 до 0,5—0,65. Для исследований были выбраны образцы МММ (Ni, Fe, Co), намагниченность которых менялась в широких пределах, и МТМ (феррит бария тип ЗБА и постоянные магниты на основе сплавов 3d-металлов с редкоземельной компонентой). Собственное поле размагничивания H_0 определялось модифицированным методом Релея (сдвига). В отличие от хорошо описанной стандартной методики (рис.1,а) [5], где за H_0 принималась (рис.1) разница координат точек пересечения прямой параллельной оси абсцисс с осью ординат и прямой, проведенной под углом, тангенс которого равен N , в нашем случае использовались кривые на-

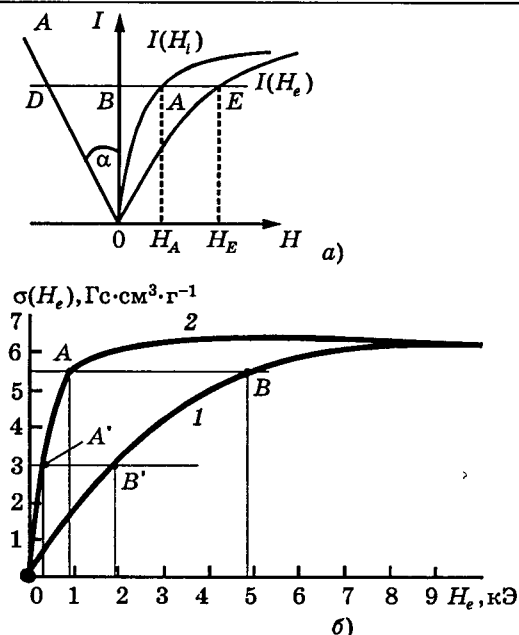


Рис.1. К методике расчета величины собственного поля размагничивания H_0 стандартным (а) и модифицированным (б) методом Релея или сдвига

магничивания (рис.1,б) или размагничивания исследуемых пар образцов $H_0 = H(A) - H(B)$, $H'_0 = H(A') - H(B')$. Этот способ дает возможность определить значения H_0 во всем диапазоне изменения намагниченности вплоть до I_s с учетом особенностей поведения зависимости $H(I)$ в области насыщения исследуемого образца. Кривая намагничивания (размагничивания) образца с наименьшим размагничивающим фактором принималась за исходную (как ось ординат на рис.1,а), а аналогичная кривая для образца с наибольшим размагничивающим фактором — за исследуемую. Мы понимаем, что использование кривой намагничивания (размагничивания) образца, коэффициент размагничивания которого изменяется в пределах 0,08—1,1 вместо оси ординат (рис.1,а) при определении H_0 , вносит определенную ошибку в абсолютные значения зависимостей $H_0(I)$, однако исследования полосовых образцов железа показали, что характер ее при этом остается неизменным. Коэффициент размагничивания рассчитывался из соотношения $H_0 = -NI$. Значение размагничивающего фактора исследуемых образцов оценивалось путем сравнения экспериментальных кривых намагничивания и петель гистерезиса с аналогичными кривыми для сферических образцов.

В первой части работы исследовались магнитомягкие материалы (железо, кобальт и

никель), намагниченность которых изменялась в широких пределах ($4\pi I_s \approx 6 \div 20$ кГс). Из полученных пар кривых намагничивания исследуемых образцов по описанной методике были построены зависимости собственных полей размагничивания $H_0(I)$ и коэффициентов размагничивания $N(I)$ от намагниченности. Как и предполагалось, во всех случаях линейность изменения H_0 с увеличением намагниченности сохраняется вплоть до 0,65—0,70 от намагниченности насыщения I_s (для Ni до 4,3 кГс, для Co до 9,6 кГс и Fe до 10,8 кГс). Далее при приближении к намагниченности насыщения рост H_0 становится более крутым, а линейность его изменения нарушается. Такое поведение зависимости $H_0(I)$ обеспечивает сохранение неизменности значения коэффициента размагничивания исследуемых образцов в те же пределах, т.е. $N = \text{const}$ до 0,65—0,70 от намагниченности насыщения. Затем наблюдается его рост на 23—25%. Несмотря на то, что эти материалы намагничиваются до насыщения в разных полях и форма кривых намагничивания их имеет свои особенности, зависимости $H_0(I)$, а следовательно, и $N(I)$ имеют однотипный характер. Для проведения сравнительного анализа все полученные зависимости были построены в приведенных единицах (рис.2). Примечательно то, что все они с достаточной точностью описываются одной закономерностью.

Особый интерес представляют подобные зависимости для материалов, перемагничивание которых происходит по предельному гистерезисному циклу. Во второй части работы исследовались образцы феррита бария, который был выбран из соображений уве-

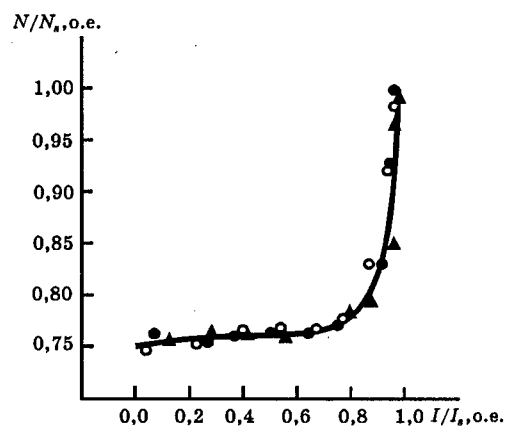


Рис.2. Зависимость $N(I)$ для образцов никеля, кобальта и железа с размагничивающим фактором примерно 0,55—0,65:

▲ — Fe; ● — Co; ○ — Ni

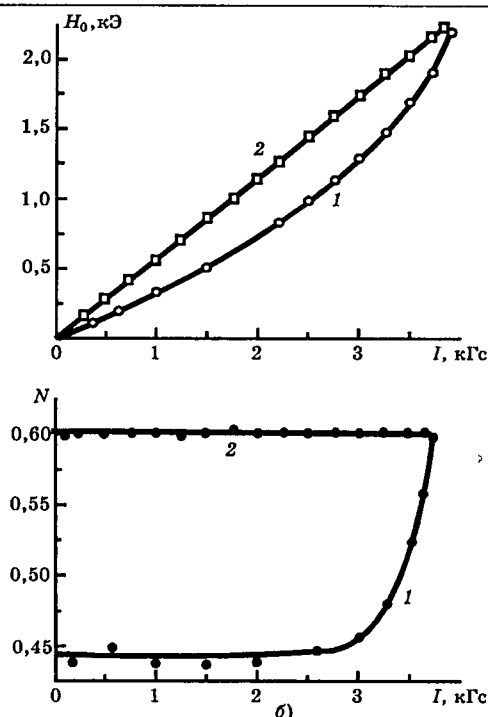


Рис.3. Зависимости $H_0(I)$ (а) и $N(I)$ (б) для образцов феррита бария (ЗБА), перемагничиваемого по предельному циклу:

1, 2 — для нисходящей и восходящей ветвей петли гистерезиса

ренного достижения намагниченности насыщения в прямом и обратном направлениях. Размагничивающий фактор в парах изменялся от 0,11 до 0,55. По той же методике были получены зависимости собственного поля размагничивания $H_0(I)$ (рис.3,а) и размагничивающего фактора $N(I)$ (рис.3,б) от намагниченности исследуемых образцов. Зависимости $H_0(I)$ и $N(I)$ (1) относятся к нисходящей (кривой размагничивания), а зависимости (2) — к восходящей ветвям петли гистерезиса исследуемого магнита. Хорошо заметно, что в случае (2) (рис.3,а) поле размагничивания изменяется линейно вплоть до намагниченности насыщения, для кривой размагничивания (1) (рис.3,а) линейность изменения поля размагничивания сохраняется только до значения порядка 2,5—3,0 кГс (0,7 от намагниченности насыщения), после чего рост его убыстряется и при достижении намагниченности насыщения его значение сравнивается с H_0 для случая (2). Так как изменение собственного поля размагничивания исследуемых образцов магнитотвердых материалов носит гистерезисный характер, то гистерезисный характер присущ и изменению коэффициента размагничивания. Значения размагничивающего факто-

ра исследуемых образцов для кривой размагничивания (нисходящей ветви петли гистерезиса в первом и втором квадрантах координатной плоскости) при $0,0 < I_s < 0,7 I_s$ ($N=0,45$) и восходящей ветви петли гистерезиса (в первом квадранте координатной плоскости) ($N=0,61$) разные. Разница достигает 20—25% (кривые 1 и 2 на рис.3, соответственно).

Сопоставив результаты первой и второй частей работы, можно отметить, что вид зависимости коэффициента размагничивания от намагниченности $N(I)$ практически совпадает для кривых размагничивания магнитотвердых материалов (феррита бария в нашем случае) (кривая 1 на рис.3) и кривых намагничивания магнитомягких материалов (железа, кобальта и никеля) (рис.2). По всей видимости это связано с тем, что последние материалы обладают очень маленькой коэрцитивной силой, а их перемагничивание по сравнению с перемагничиванием магнитотвердых материалов идет практически по безгистерезисной кривой, где нет практически разницы между кривыми намагничивания и размагничивания. Это существенный результат, так как есть все основания считать, что полученные зависимости $N(I)$ необходимо использовать при получении поправочных коэффициентов, используемых при определении N , необходимого при пересчете кривых намагничивания и особенно размагничивания (петель гистерезиса), намагниченность и размагничивающий фактор которых меняются во всем доступном диапазоне.

Очевидно, такая зависимость поля H_0 и коэффициента N размагничивания и их гистерезисные изменения в процессе перемагничивания образцов постоянных магнитов обусловлены действием одних и тех же факторов и в первую очередь распределением намагниченности по объему исследуемых образцов, а также нарушением однородности намагничивания их в процессе изменения внешнего перемагничивающего поля и особенно в области насыщения. Все это приводит не только к изменению собственного поля размагничивания исследуемых образцов, но и к появлению дополнительных полей размагничивания (в области насыщения) вследствие того, что форма образцов имела отличия от оптимальной для равномерного намагничивания.

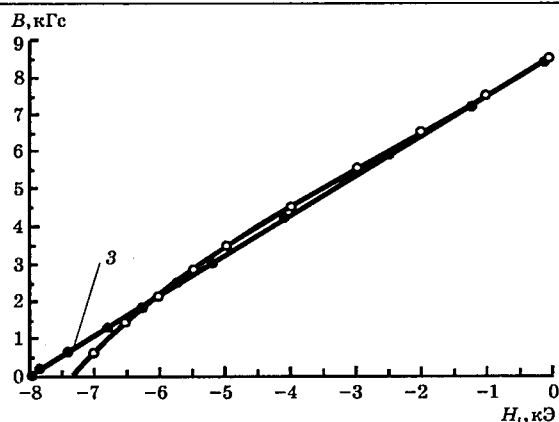


Рис.4. Кривые размагничивания для SmCo_5 постоянного магнита, измеренные в замкнутой (1) и разомкнутой (для $N=\text{const}$) (2) магнитной цепях (кривая 3 построена с использованием значений N , рассчитанных по данным рис.3):

● — кривая 1; ○ — кривая 2

Полученные результаты были использованы для объяснения разницы, полученной в ходе сравнительного анализа кривых размагничивания SmCo_5 постоянных магнитов, полученных в 1982 г. с помощью гистерографа МН-50 (рис.4, кривая 1) и вибрационного магнитометра (рис. 4, кривая 2) при $N=\text{const}$. Разница в ходе кривых размагничивания наблюдалась уже при достижении размагничивающего поля $H_{\text{св}}$, а $\Delta H_{\text{св}}$ достигла 7—9%. После внесения поправок, рассчитанных из зависимостей $N(I)$, в значение размагничивающего фактора была получена кривая размагничивания (3 на рис.4), ко-

торая с точностью, укладывающейся в точность получения экспериментальных данных, совпадает с кривой размагничивания 1 на рис.4. Введение аналогичных поправок в значение размагничивающего фактора позволило получить более близкие кривые размагничивания для образцов постоянных магнитов на основе Nd-Fe-B в замкнутой магнитной цепи и в магнитной цепи с немагнитным зазором.

Результаты работы могут быть рекомендованы для использования при обработке данных, полученных при применении измерительных устройств с магнитными цепями с немагнитным зазором.

Список литературы

1. Янус Р.И., Дрожжина В.И., Шабалина Е.Ф. Наблюдение над гистерезисом коэффициента размагничивания ферромагнитных стержней//Сборник, посвященный 70-летию акад. А.Ф.Иоффе. М.: Изд. АН СССР, 1950.
2. Пастушенков А.Г. Влияние магнитного гистерезиса на величину коэффициента размагничивания ферромагнитного образца при измерении его параметров в магнитной цепи с немагнитным зазором//Ученые записки. Т.1. Тверь: ТвГУ, 1996. С. 124.
3. Кифер И.И. Испытания ферромагнитных материалов. М.: Энергия, 1969.
4. Пастушенков А.Г., Кононов В.И., Горохов В.М. и др. Автоматизированные установки контроля магнитных свойств постоянных магнитов//Электротехника. 1997. № 3. С.4—8.
5. Преображенский А.А. Магнитные материалы и элементы. М.: Высшая школа, 1976.

Расчет характеристик магнитного устройства для измерения параметров упрочненного слоя

МИТРОФАНОВ В.А., ПАПОРКОВ В.А.

Ярославский ГУ

В машиностроении широко используют изделия и детали с измененными поверхностными свойствами, получаемые в процессах закалки токами высокой частоты термической или химико-термической обработки. При современной технологии получения поверхностных слоев необходим контроль их механических параметров, в частности, толщины и твердости. Их значения могут быть эффективно оценены с помощью магнитных характеристик материала в поверхностном слое [1].

Разработка устройств контроля параметров упрочненного слоя стальных изделий обычно опирается на определенные модели слоя. Простейшей является модель однородного слоя, имеющего резкую границу с однородной же сердцевинной изделия [2]. Несмотря на приближенный характер модели, она позволяет качественно верно оценить возможности того или иного устройства контроля.

Устройства магнитного контроля различаются по характеру возбуждения поля в

образце и способу получения полезной информации (т.е. по набору информативных параметров). Здесь мы рассматриваем устройство, содержащее П-образный магнитопровод с прямоугольным поперечным сечением и две обмотки: возбуждающую и измерительную (рис.1). При измерениях оба полюса магнитопровода приводятся в контакт с плоской поверхностью образца, магнитное поле возбуждается переменным током низкой частоты. Предполагается, что напряженности полей в образце и магнитопроводе не выходят из линейной области намагничивания и, таким образом, единственными существенными характеристиками материалов являются их магнитные проницаемости.

В качестве информативных параметров мы взяли магнитный поток в сечении магнитопровода, определяемый по значению ЭДС, наводимой в измерительной обмотке, и напряженность магнитного поля, измеряемую на поверхности образца при помощи миниатюрного датчика Холла (или феррозонда), расположенного в плоскости полюсов в геометрическом центре системы [3].

При фиксированном возбуждающем токе напряженность магнитного поля в центре системы и магнитный поток в сечении магнитопровода (а следовательно, и ЭДС в измерительной обмотке) однозначно определяются геометрией тел и их магнитными проницаемостями. При заданных размерах магнитопровода и проницаемостях его и сердцевины изделия непосредственно измеряемые величины будут связаны с параметрами слоя: его толщиной и магнитной проницаемостью.

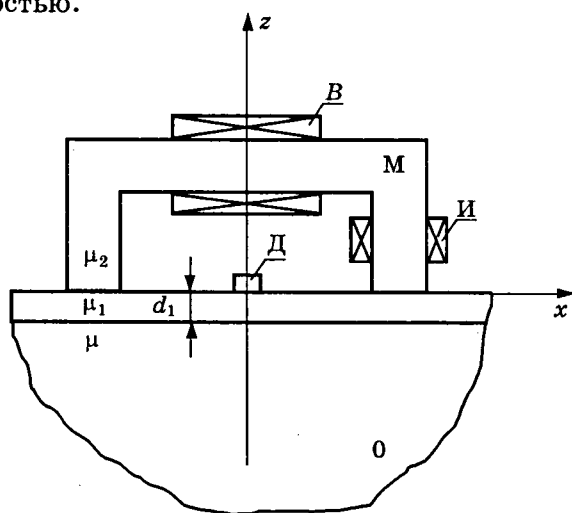


Рис.1. Схематическое изображение магнитного устройства и исследуемого образца (М — магнитопровод; В — возбуждающая обмотка; И — измерительная обмотка; Д — датчик Холла (или феррозонд); О — образец)

Установление функциональных связей между названными величинами естественно проводить в идеализированном случае, полагая, что контролируемый образец занимает полупространство. Последнее оправдано тем, что размеры магнитопровода данного устройства должны быть одного порядка с толщиной слоя, которая, как правило, мала по сравнению с размерами изделий.

Функциональные характеристики магнитных устройств обычно оценивают с помощью эквивалентной схемы с сосредоточенными элементами, магнитные сопротивления которых определяют путем выделения областей, где предположительно сосредоточивается основная часть возбуждаемого в системе магнитного потока [4]. Но данная схема несостоятельна, если поперечные размеры магнитопровода и расстояние между его полюсами сравнимы с толщиной контролируемого слоя. При строгом анализе задача о взаимодействии такого устройства с ферромагнитным изделием должна рассматриваться в непрерывной постановке.

Учитывая характер возбуждения и резкое различие магнитных проницаемостей воздуха и материалов магнитопровода и образца, мы пренебрегали нелинейным эффектами намагничивания, сканированием магнитного поля в материале и выходом магнитного потока в воздушное пространство.

Исключая из рассмотрения обмотки с током и используя метод скалярного потенциала [5], формулировали трехмерную краевую магнитостатическую задачу. В областях однородного материала для скалярного потенциала поля имели уравнение Лапласа, на границах раздела этих областей — условия сопряжения для потенциала и его нормальной производной, на границах с воздушной средой — равенство нулю этой производной.

Ввиду симметрии потенциал оказывался нечетной функцией по x и четной по y (рис.2). Следовательно, задачу можно было решать в четверти пространства: $x > 0, y > 0$, задавая в плоскости $x=0$ потенциал и выставляя в плоскости $y=0$ условие равенства нулю нормальной производной потенциала.

Согласно теореме о циркуляции напряженности магнитного поля «магнитодвижущей силой» является произведение фиксированного в задаче тока на число витков в возбуждающей обмотке. Поэтому в сечении магнитопровода $x=0$ задавали значение по-

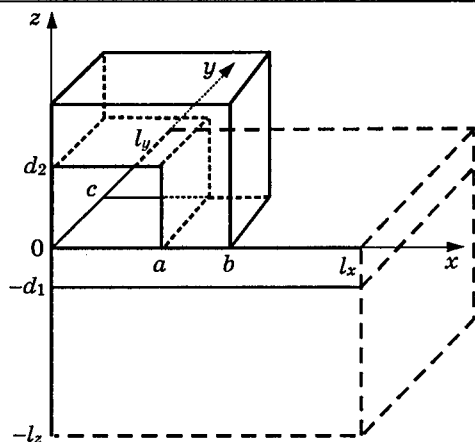


Рис.2. Четверть пространства: $x>0, y>0$, в которой решалась магнитоэстатическая задача для скалярного потенциала поля (плоскость координат x, y совмещена с поверхностью образца; плоскости координат x, z и y, z совмещены соответственно с продольным и поперечным сечениями магнитопровода, проходящими через центр системы 0)

тенциала, равное половине этого произведения, а в сечении образца $x=0$ — нулевое значение потенциала.

Первоначально задача решалась методом конечных разностей на прямоугольной сетке с постоянными в пределах областей однородности шагами. Уравнения Лапласа в этих областях аппроксимировались консервативной разностной схемой второго порядка точности. Граничные условия второго рода аппроксимировались с первым порядком точности. На искусственно введенных границах образца (они показаны на рис.2 длинным пунктиром) потенциал полагался равным нулю. Итерационный процесс был организован по Зейделю.

Чтобы уменьшить ошибку, связанную с искусственно введенными границами, их расстояния l_x, l_y, l_z до соответствующих координатных плоскостей должны быть взяты большими по сравнению с размерами магнитопровода b, c . С другой стороны, для более верного расчета напряженности магнитного поля в окрестности контактной площадки число узлов на ней должно составлять несколько десятков. Таким образом, полное число узлов трехмерной сетки оказывалось чрезмерно большим, а сходимость итераций — неприемлемо медленной.

Разностная схема с переменными в пределах областей однородности шагами и сгущением узлов в местах сильного поля принципиально снижает остроту ситуации. Однако универсальные критерии для выбора

шагов в данной схеме отсутствуют, а затраты на программирование и требуемый для нее объем памяти резко возрастают [6].

Чтобы уйти от названных трудностей, задача решалась аналитически отдельно в образце и в магнитопроводе. При этом на контактной площадке для образца считалась известной нормальная компонента поля, а для магнитопровода — потенциал. В результате были найдены функциональные связи между этими величинами, вытекающие из магнитоэстатического характера полей в образце и магнитопроводе. Полученная система интегральных уравнений имела меньшую размерность, чем исходные дифференциальные уравнения.

Для численного решения данной системы контактная площадка разбивалась на одинаковые прямоугольные ячейки. Искомые функции в ячейках заменялись средними значениями, а остававшиеся интегралы от ядер брались аналитически. Полученная система линейных алгебраических уравнений для средних по ячейкам значений потенциала и нормальной компоненты поля решалась методом последовательных приближений.

После отыскания указанных значений вычислялась вертикальная компонента напряженности поля в магнитопроводе, а по ней — полный магнитный поток, проходящий через его поперечное сечение. Также легко определялись распределение потенциала на поверхности образца, а следовательно, и горизонтальная компонента напряженности магнитного поля.

Поскольку решение задачи зависело лишь от отношений магнитных проницаемостей μ_1/μ и μ_2/μ_1 , где μ, μ_1, μ_2 — проницаемости сердцевин, слоя и магнитопровода, то их абсолютные значения не играли роли. Поэтому при расчетах для удобства мы полагали проницаемость магнитопровода равной 100, и уже от нее выбирались значения проницаемостей сердцевин и слоя.

В качестве примера на рис.3 приведены изолинии скалярного потенциала на поверхности образца, полученные расчетом для магнитопровода с размерами: $a=2$ мм, $b=4$ мм, $c=2$ мм, $d_2=4$ мм и проницаемостью $\mu_2=100$. Остальные параметры при этом были следующие: проницаемость сердцевин $\mu=10$, проницаемость слоя $\mu_1=1$, а его толщина $d_1=1,2$ мм.

Результаты расчета напряженности магнитного поля в центре системы и полного

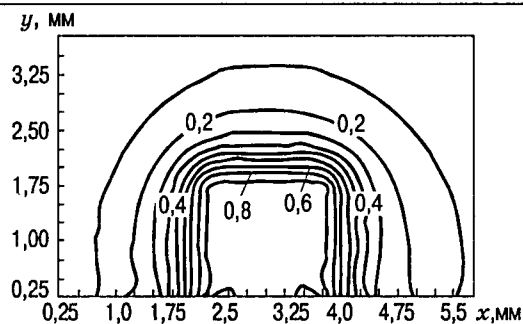


Рис.3. Распределение скалярного потенциала на поверхности образца

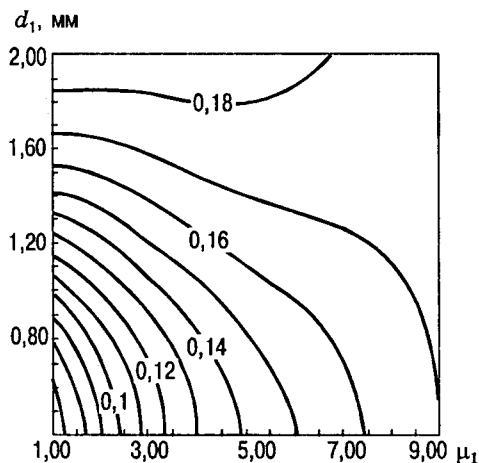


Рис.4. Изолинии напряженности магнитного поля в центре систем, как функции параметров μ_1 , d_1

магнитного потока при выбранной геометрии магнитопровода, указанных выше μ , μ_2 и разных μ_1 , d_1 , представлены на рис.4, 5 в виде изолиний напряженности и потока, рассматриваемых, как функции μ_1 , d_1 . При совмещении рисунков видно, что в значительной области изменения величин μ_1 , d_1 названные изолинии пересекаются под углами, близкими в $\pi/2$. Это указывает на принципиальную возможность одновременного определения толщины и проницаемости по-

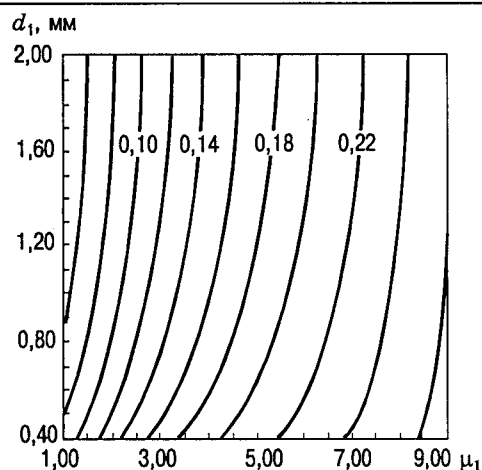


Рис.5. Изолинии магнитного потока в поперечном сечении магнитопровода, как функции параметров μ_1 , d_1

верхностного слоя по значениям напряженности поля и магнитного потока, измеренным данным устройством.

Список литературы

1. Горкунов Э.С., Липидус В.М. Электромагнитные методы и средства контроля качества поверхностного упрочнения стальных изделий. Препринт. Свердловск: УНЦ СССР, 1986.
2. Горкунов Э.С. Магнитные методы и приборы для контроля качества поверхностного упрочнения стальных ферромагнитных изделий. Обзор//Дефектоскопия. 1991. № 1. С. 3—19.
3. Пат. 2044311 РФ. Способ контроля ферромагнитных изделий/В.П.Андреев, М.В.Лоханин, В.А.Парков, М.Н.Преображенский//Открытия. Изобретения. 1995. № 26.
4. Вида Г.В., Михеев М.Н., Костин В.Н. Определение размеров приставного электромагнита, предназначенного для неразрушающего контроля глубины и твердости поверхностно-упрочненных слоев//Дефектоскопия. 1984. № 8. С.11—16.
5. Батыгин В.В., Топтыгин И.Н. Сборник задач по электродинамике. М.: Наука, 1970.
6. Демирчян К.С., Чечурин В.Л. Машинные расчеты электромагнитных полей. М.: Высшая школа, 1986.

Поправка

В журнале "Электротехника" №9 за 1999 г. в статьях Смирнова Ю.В. "Трехфазный асинхронный двигатель с расширенными функциональными возможностями" и "Специализированный асинхронный двигатель с сосредоточенными обмотками статора" следует поменять местами:

- рис.1, а,б на с.33 и 36;
рис.2 на с.34 и 36.

Промышленные электротехнические системы и их компоненты на ВЭЛК-99

ИШХАНОВ П.Э., ЛАДЫГИН А.Н., МОЦОХЕЙН Б.И., кандидаты техн.наук

АООТ "Электропривод", МЭИ

Делегаты и гости Всероссийского электротехнического конгресса приняли активное участие в работе секции № 3 «Промышленные электротехнические системы и их компоненты», на которой рассматривались вопросы теории и практики исследования, разработки и изготовления электромеханических систем в целом, систем электропривода, электрических машин и аппаратов. Базовыми организациями секции являлись МЭИ (Технический университет) и АООТ «Электропривод». Свыше 120 участников представляли высшие учебные заведения, научно-исследовательские и проектно-конструкторские организации и промышленные предприятия.

Заседаниям секции предшествовала большая подготовительная работа, продолжавшаяся более года. Всего было отобрано 108 докладов, тезисы которых опубликованы в сборнике тезисов ВЭЛК. Однако в связи с тем, что основная часть зарубежных и многие отечественные участники не смогли прибыть на Конгресс, на четырех состоявшихся заседаниях было заслушано 45 пленарных и стендовых докладов. Также в рамках секции проведен научно-практический семинар «Микроконтроллеры фирмы «MOTOROLA» в электроприводе». Пять докладов секции были представлены от имени международных авторских коллективов.

В докладах на конгрессе нашли отражение такие актуальные для промышленных электротехнических систем проблемы, как теория и практика разработки систем управления электротехническими системами на основе интеллектуальных методов управления и микропроцессорных средств реализации, проблемы создания современных электродвигателей для регулируемых электроприводов и нетрадиционной энергетики, производство и применение средств и систем электропривода. Были доложены результаты исследования и разработки ряда уникальных электроприводов производственных механизмов.

Доклады секции непосредственно соответ-

ствовали девизу Конгресса «На рубеже веков: итоги и перспективы». Так, в докладе Ассоциации инновационного машиностроения и мехатроники, представленном совместно с компанией FH-IWU (г.Хемниц, Германия), рассмотрены интегрированные мехатронные модули вращательного и линейного движения для производственных машин XXI века (авторы Богачев Ю.П., Босинзон М.А., Харцбеккер К.). Специальные комплектные электроприводы на базе мехатронных модулей линейного и вращательного движения, в которых имеет место конструктивное объединение приводного и исполнительного элементов, рассмотрены авторами как базовые компоненты, определяющие технический уровень и конкурентоспособность производственных машин, реализующих концепцию высоких технологий. Агрегатно-модульный принцип, основанный на использовании унифицированных мехатронных модулей, широко применяется для повышения эффективности и снижения себестоимости производимых станков и машин. Широкий спектр мехатронных модулей позволяет компоновать станки, в максимальной степени удовлетворяющие специфическим требованиям конкретного заказчика. Наиболее эффективной областью применения модулей являются: высокопроизводительные обрабатывающие центры, высокоскоростные металлообрабатывающие станки, робототехнические и измерительные комплексы. В XXI веке унифицированные технологические узлы, создаваемые на базе мехатронных модулей, станут основной технической базой производственных систем.

В XXI веке продолжится применение асинхронных двигателей (АД) совместно с полупроводниковыми преобразователями. При этом электрические и магнитные величины АД несинусоидальные во времени как в статических (квазиустановившихся периодических), так и в динамических режимах. Силовые элементы преобразователей вызывают в двигателе постоянные переходные процессы. Большие пульсации и выс-

шие гармонические токов и магнитных потоков приводят к росту электрических и магнитных потерь, электродинамических усилий и нагрева, шумов и вибраций, снижают срок службы и надежность АД. Все это делает невозможным использование серийных машин в частых динамических режимах, а для частотно-регулируемых приводов их применение просто не оптимально. Поэтому необходимо разрабатывать специальные модификации регулируемых асинхронных двигателей, в которых на стадии проектирования учитывались бы отмеченные факторы. Проблеме их создания был посвящен представленный МЭИ доклад Беспалова В.Я. и Мощинского Ю.А., в котором рассмотрены подходы к ее решению, созданные авторами методики, алгоритмы и программы, результаты их применения в конкретных разработках АД для регулируемых электроприводов. Современное состояние теории и элементной базы позволяет получить практически любые требуемые эксплуатационные показатели электропривода. Предложенный подход созвучен современной тенденции: единая серия должна состоять из специализированных машин, предназначенных для конкретных типов производственных механизмов, видов нагрузок и управляющих устройств. В сериях должны преобладать модификации, а не основное исполнение. Кроме того, индивидуализация заказов облегчает адаптацию электромашиностроения к условиям рыночной экономики.

Среди различных типов асинхронного электропривода наиболее актуальным по-прежнему является частотно-регулируемый электропривод. Ему было посвящено более 10% докладов.

Большое разнообразие структур и принципов работы частотно-регулируемых электроприводов вызывает необходимость проведения исследований с целью технико-экономического обоснования их выбора. Этому вопросу были посвящены доклады «К выбору рациональных структур частотно-регулируемых асинхронных электроприводов для производственных механизмов» (Браславский И.Я. и др.) и «Некоторые аспекты применения электроприводных турбокомпрессоров магистральных газопроводов» (Дацковский Л.Х. и др.). В этих докладах даны критерии выбора структур электроприводов с автономными инверторами напряжения

или тока и способов управления: скалярного, векторного с ориентацией по полю или с прямым управлением моментом. В докладе «Рациональные пути решения проблем регулируемого электропривода механизмов с тяжелыми условиями эксплуатации» (Ключев В.И. и др.) убедительно обоснована актуальность применения частотно-регулируемых электроприводов по структуре НПЧ-АД на базе электронных моноблоков типа ПТЭМ, разработанных в МЭИ. Прежде всего это применения с тяжелыми условиями эксплуатации, где привод получает питание от нестационарных сетей, отсутствует постоянный квалифицированный уход и требуется простое и быстрое восстановление работоспособности при отказе.

Частотно-регулируемый асинхронный электропривод является достаточно сложной, комплексной электротехнической системой, содержащей самую современную силовую и информационную электронику. Работа секции показала, что широко ведутся исследования по рациональному синтезу и выбору элементов электронной части частотно-регулируемого электропривода. В докладе «Энергосберегающие электроприводы переменного тока на базе преобразователей частоты с активными выпрямителями» (Шрейнер Р.Т. и др.) были представлены принцип и результаты моделирования частотно-регулируемых электроприводов с тремя вариантами реализации выпрямителя в составе преобразователя частоты: неуправляемый, управляемый на тиристорах и управляемый на IGBT-модулях. В докладе «Чувствительность бездатчиковых асинхронных электроприводов с частотно-токовым управлением к неточности задания параметров настройки» (Поздеев А.Д. и др.) рассмотрены возможные структуры управляющей части частотно-регулируемого электропривода при бездатчиковом управлении. Показано, в частности, что для косвенной оценки скорости вала двигателя целесообразно использовать принцип, не требующий операций интегрирования, например, оценка по ЭДС вращения. В совместном докладе ИПУ РАН (Изосимов Д.Б.), кафедры автоматизированного электропривода МЭИ (Козаченко В.Ф.) и лаборатории информатики и управления МГУ (Коровин С.К.) «Синтез цифрового управления электроприводами переменного тока на основе разностных моделей и микропроцессор-

ные средства реализации» обоснована целесообразность использования в управляющей части преобразователей частоты DSP-контроллеров серий ADSP300 и TMS320.

Решению вопросов синтеза и выбора элементов электронной части частотно-регулируемого электропривода серьезную поддержку могут оказать материалы упомянутого выше научно-практического семинара «Микроконтроллеры фирмы «MOTOROLA» в электроприводе», проведенного в рамках секции. Доклады семинара представили не только соответствующую элементную базу, но и отразили самый современный подход к синтезу регуляторов и алгоритмов микропроцессорного управления частотно-регулируемого электропривода. Примечательно, что материалы семинара были опубликованы издательством МЭИ в отдельном сборнике с одноименным названием непосредственно к заседанию секции.

Традиционно проблематика частотно-регулируемого электропривода была представлена и докладами, раскрывающими преимущества и технологии практического применения приводов этого типа. Наиболее ярким в этом направлении был доклад «Опыт применения мягких пускателей и преобразователей частоты EMOTRON в электроприводе» (Хусаинов Р.М.). В этом и ряде других докладов были убедительно проиллюстрированы основные плюсы использования частотно-регулируемого электропривода в широкой сфере промышленных установок, прежде всего — насосах, вентиляторах и подъемных механизмах. Главные из этих плюсов: экономия электроэнергии и других ресурсов, повышение ресурса технологической установки, возможность эффективной автоматизации технологических процессов.

Производству и применению герконов в России и в СНГ посвятили свой доклад С.М.Карабинов и В.Н.Шоффа (РЗ МКП, г.Рязань, МЭИ). Герконы по совокупности характеристик остаются во всем мире перспективными коммутационными элементами. Приведены основные характеристики герконов, выпускаемых в настоящее время Рязанским заводом металлокерамических приборов (РЗМКП) — единственным в России и одним из крупнейших в Европе их производителем. Одной из основных тенденций в развитии герконов является усовершенствование их конструкции и технологии изго-

товления. Представляют интерес создание высоковольтных ртутных герконов на напряжения 5—10 кВ, которые, помимо возможности коммутировать большие напряжения, имели бы малое стабильное контактное сопротивление, а также разработка и освоение промышленностью России высоковольтных сухих герконов на коммутируемое напряжение 20 кВ и напряжение пробоя до 25 кВ. Перспективно развитие герконо-полупроводниковых коммутационных аппаратов, в том числе моностабильных реле, а также синхронных аппаратов.

Перспективным системам электропривода были посвящены доклады «Гистерезисный электропривод — от технического курьеза в 1900 г. до конкурентоспособного изделия в XXI веке» (Тарасов В.Н., МЭИ) и «Планарный электропривод: методика синтеза» (Балковой А.П., Луценко В.Е., Сливинская Г.А. (МЭИ)). Большой интерес вызвал доклад Копылова И.П. (МЭИ), посвященный геоэлектромеханике — новому научному направлению в космической электромеханике, в основу которого положена электромеханическая модель планеты Земля.

Среди работ, посвященных развитию элементной базы и совершенствованию электромеханических систем на ее основе, отметим унифицированную серию тиристорных бесконтактных пускателей типа ПБР, ПБН (доклад Брагилевского Е.Л., Гофмана В.А., Колина В.В., Лесниковского А.Е., Швеца С.А. (АООТ «Электропривод»). Пускатели, обеспечивающие коммутирование токов от 4 до 400 А, предназначены для управления асинхронными электродвигателями с короткозамкнутым ротором в нефтяной, газовой, горнорудной, химической, металлургической и других отраслях с тяжелыми условиями работы (запыленная среда, повышенная влажность и температура, частые коммутации). Серия бесконтактных пускателей освоена на Ульяновском машиностроительном заводе. На базе пускателей типа ПБН и ПБР разработаны и находятся на стадии внедрения новые модификации единой серии, объективно ориентированные на конкретного потребителя.

Большое внимание на конгрессе было уделено вопросам микропроцессорного управления электроприводами. И это естественно, поскольку при столь стремительном развитии микропроцессорных технологий веду-

щие фирмы-производители электронных компонентов («Texas Instruments», «Analog Devices», «Motorola» и др.) предоставляют разработчикам электроприводов такие мощные аппаратные средства управления на одном кристалле, что становится возможной реализация сложнейших интеллектуальных алгоритмов прямого цифрового управления, прежде всего приводами переменного тока, требующими от системы управления высокого быстродействия.

Вопросам оптимального цифрового управления электроприводами был посвящен упомянутый доклад «Синтез цифрового управления электроприводами переменного тока на основе разностных модулей и микропроцессорные средства реализации». Исследования авторов были сгруппированы вокруг синтеза законов широтно-импульсной модуляции (ШИМ) и цифрового управления приводом как динамическим объектом.

Отмечено, что специфика процессорного управления состоит в последовательном выполнении операций и связанного с этим запаздывания вычислений. Прямой перенос методов, отработанных в аналоговых системах управления, на цифровые системы неэффективен. Процессорное управление приводом должно основываться на полученной аналитически (точной) дискретной (разностной) модели процессов. Это позволяет увеличить временной интервал дискретизации процессов, вплоть до требуемого времени реакции на действие возмущений, которое обычно не превышает 1 мс. Набор возможных движений в разностных системах «богаче», чем в системах с непрерывным временем, возможна постановка и прозрачен путь решения задач, не очевидных при традиционном подходе.

Рассмотрены вопросы векторного управления асинхронным, синхронным и синхронно-реактивным двигателями для приводов самых различных применений. Разработаны векторные (симплексные) программные ШИМ для трехфазных автономных инверторов напряжения. Для матричных преобразователей разработаны алгоритмы, позволяющие реализовать линейное (с точностью до ШИМ — составляющей) нагружение сети, с регулируемым фазовым углом между напряжением и потребляемым током. Предлагаются методы синтеза векторного релейного регулирования, совмещающие регуля-

ность и оптимальность программных ШИМ с автоматической компенсацией возмущений, действующих «внутри» замкнутого контура, за счет установления поверхностей переключения в пространстве ошибок тока по траекториям, характерным для оптимальных программных ШИМ.

Разработанные авторами подходы позволяют построить качественные системы цифрового управления электроприводом без использования мощного (многопроцессорного) управляющего контроллера. Реализацию цифрового управления предлагается осуществить на контроллерах серий ADSP 300 или TMS 320 фирм «Analog Devices» и «Texas Instruments».

Интересные аппаратные средства для микропроцессорного управления электроприводами предлагала широко известная в мире фирма «Motorola» на упомянутом выше семинаре. Основное внимание было уделено микроконтроллерам MC68HC908MR24, MC68HC(7)05JJ6/7 и MC68HC(9)08KX6/KT6, ориентированным на управляемые по несложным алгоритмам, относительно низкие по стоимости регулируемые электроприводы, что позволяет использовать регулируемый электропривод переменного тока не только в ответственных механизмах, но и в массовом бытовом приводе, повышая экономическую эффективность его использования. Докладчик Visinka R. привел примеры эффективного применения микроконтроллеров данного семейства для привода асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором без использования датчика скорости, а также для привода бесколлекторного двигателя постоянного тока, где положение ротора вычисляется по противо-ЭДС двигателя.

Использование современных алгоритмов управления позволяет не только улучшить качество управления вновь проектируемых электроприводов, но и в ряде случаев резко повысить эффективность модернизируемого привода, а иногда и дать ему вторую жизнь. Именно такой подход был продемонстрирован в докладе Терехова В.М., Владимировой Е.С., Ключева О.Л. (МЭИ) применительно к полноповоротным антенным установкам (АУ), осуществляющим радиосвязь с различными движущимися космическими объектами. Использование в системе управления дополнительного фаззи-регулятора, парал-

тельно подключенного к основному регулятору положения системы электропривода (СЭП) для стабилизации движения АУ в нелинейных режимах при «захвате», «перебросе», изменении вида наведения с программного на автосопровождение, позволило повысить стабильность движения и точность наведения в статических и динамических режимах СЭП. При этом удалось сохранить дорогостоящие механические передачи и силовое электрооборудование и достичь поставленной цели за счет модернизации только системы управления СЭП.

С проблемами нелинейности поведения системы при выборе зазоров при оптимизации рассмотренного класса приводов столкнулись и докладчики из Германии Палис Ф., Барышников А.С. Стремясь повысить точность системы, авторы ввели в контур регулирования положения ПИ-регулятор. Однако в системах с ПИ-регулятором положения практически невозможно получить апериодический переходный процесс. В связи с этим авторами предлагается корректировать параметры регулятора положения в зависимости от величины ошибки и ее производных с целью получения требуемого процесса на основе фаззи-алгоритма, который строится на основе экспертных значений и своде правил и носит, по мнению авторов, детерминированный характер. Но даже на основе экспертных знаний сложно создать такой алгоритм управления, чтобы сразу получить идеальное поведение системы. Поэтому предлагается ввести в фаззи-алгоритм ПИ-регулятора элементы обучения, как это делается в нейронных сетях. Динамическое поведение системы непрерывно сравнивается с идеальным (целевым) переходным процессом, и полученная разность служит для коррекции весовых коэффициентов.

Интересные возможности для улучшения качества управления электроприводами при микропроцессорной реализации системы управления открываются при использовании принципа прогнозирования координат электропривода. Суть метода состоит в использовании в канале управления не фактического состояния регулируемых координат или их отклонения от заданных значений, а их прогнозируемых тем или иным способом величин, что позволяет сформировать управляющие воздействия необходимого уровня на ранних стадиях развития процесса. Для

систем с прогнозированием не имеет значения природа возмущающего воздействия (часто носящего случайный характер). Важно, что есть отклонение реальности от прогноза. Простейшим средством реализации подобного управления является включение прогнозирующего устройства в прямой канал управления или обратную связь выходной координаты.

В посвященном данной проблеме докладе Алферова В.Г., Тяпина И.А. (МЭИ) отмечается, что более радикальным средством является построение прогнозирующего регулятора интересующей нас координаты, например, ошибки в механизмах позиционирования. Параметры регулятора определяются в процессе тестирования при наладке системы электропривода или при ее моделировании. На внутренний контур системы регулирования (например, скоростную подсистему следящего электропривода) подается импульс возмущающего воздействия определенной амплитуды, формы и длительности, равной или меньше наименьшей постоянной времени, и снимается кривая переходного процесса, которая принимается оптимальной при построении регулятора. Алгоритм работы системы управления состоит из этапов определения прогнозируемой ошибки, разницы между реальной и прогнозируемой ошибками и вычисления величины сигнала управления, подаваемого на вход внутреннего контура. Такой подход позволил существенно повысить точность регулирования и быстродействие для следящей системы по сравнению с классическими вариантами реализации регуляторов положения.

Весьма эффективным является применение элементов прогноза для систем управления электроприводами с распределенными параметрами. Так, использование прогнозирующего регулятора подачи долота для электропривода буровой установки позволяет существенно снизить динамические нагрузки на долото.

В настоящий момент авторы рассматривают возможности применения прогнозирования при реализации систем управления на базе искусственных нейронных сетей. По существу, в образ действия закладывается генетический алгоритм, отрабатывающий процесс работы прогнозирующего регулятора. Поэтому процесс самообучения осуществ-

ляется с учетом прогноза и является более эффективным. Интересным представляется использование режима прогнозирования при построении систем диагностики.

Ряд докладов был посвящен проблемам регулируемого электропривода механизмов с тяжелыми условиями эксплуатации. К ним относятся, в частности, доклады Ключева В.И., Миронова Л.М., Микитченко А.Я. (МЭИ, Оренбургский госуниверситет) «Рациональные пути решения проблем регулируемого электропривода механизмов с тяжелыми условиями эксплуатации», Ключева В.И., Сафонова Ю.М., Резниковского А.М., Филиппова С.В. (МЭИ) «Ограничение динамических нагрузок механической части асинхронных электроприводов», Абрамова Б.И., Дронова А.С., Моцохейна Б.И., Парфенова Б.М. (АООТ «Электропривод») «Оптимальное проектирование и производство электротехнических комплексов промышленных объектов», Ершова М.С., Егорова А.В. (РГУ НиГ) «Устойчивость промышленных электротехнических комплексов», Бургина Б.Ш. (НЭТИ) «Синтез двухмассовых электромеханических систем» и др. Рассмотрена обширная группа электроприводов основных механизмов машин, для которых характерны интенсивный повторно-кратковременный режим работы, активные нагрузки, изменяющиеся в широких пределах, перегрузки, вызывающие резкие стопорения приводов, существенное влияние упругих механических связей, кинематических зазоров и погрешностей передач. Большая часть технологических машин этого класса работает вне производственных помещений. Комплекс требований к электроприводу должен учитывать особые условия их эксплуатации: питание от нестационарных сетей со значительными колебаниями напряжения, широкие пределы изменения температуры окружающей среды, отсутствие постоянного квалифицированного технического ухода, значительные затраты времени на восстановление работоспособности приводов при отказах.

Для крупных предприятий с непрерывными и сложными технологическими процессами и большим составом электродвигательной нагрузки огромное значение имеет проблема устойчивости промышленных электротехнических комплексов. Чаще всего нарушения устойчивости связаны с кратков-

ременными нарушениями электроснабжения, которые проявляются в виде провалов напряжения в узлах нагрузки промышленных систем, последствием их являются массовые отключения электрооборудования и технологических установок. Результаты, полученные в ходе исследований устойчивости электротехнических комплексов нефтегазовой промышленности, вошли в действующий стандарт. Теоретическое обоснование подлежащих эксплуатационной оценке критериев устойчивости промышленных электротехнических комплексов в процессе их работы послужит базой для создания новых методов, принципов и средств управления, способствующих решению проблемы.

Разработаны и реально используются методы оптимального проектирования электротехнических комплексов, сочетающие строгие расчеты регламентированных параметров и экспертную оценку трудно определенных показателей. Метод предусматривает выбор критериев оптимальности исходя из особенностей технологического процесса, экспертную оценку показателей качества и использование регламентированной методики оптимального проектирования. Комплексный подход особенно актуален для электротехнических комплексов горнодобывающих механизмов в силу их автономного характера, благодаря которому рациональное сочетание всех систем, входящих в комплекс, оказывает решающее влияние на конструкцию механизма в целом и его эксплуатационные показатели. В докладе Кузнецова В.А., Садовского Л.А., Виноградова В.Л., Матвеева А.В. (МЭИ) «Особенности задачи синтеза индукторных двигателей для вентильного электропривода» аналогичный подход применен к анализу вариантов выполнения электрических машин.

В современных экономических условиях, когда непрерывно возрастает влияние электропотребления на себестоимость продукции, эксплуатации существующих систем регулируемого электропривода переменного тока не позволяет обеспечить рациональных режимов электропотребления и ресурсосбережения, особенно в условиях постоянно меняющихся объемов производства и уровней технологических нагрузок. Актуальным становится не только оснащение производственных объектов регулируемыми электроприводами — работа в этом направлении идет

уже достаточно давно — но и модернизация электроприводов переменного тока на действующих предприятиях. Пример реконструкции электроприводов переменного тока с целью снижения электропотребления в условиях ОАО ММК представлен специалистами Магнитогорского металлургического комбината и Магнитогорского государственного технического университета (доклад Сарварова А.С., Евдокимова С.А., Славгородского В.Б., Лукьянова В.П.). Совокупная мощность нерегулируемых электроприводов переменного тока вспомогательных механизмов, в том числе и с вентиляторной нагрузкой, на технологических объектах ОАО ММК составляет более 40 МВт. Тяжелые условия нерегулируемых пусков мощных двигателей вентиляторов и насосов ограничивают возможность их частых отключений или переводов в экономичный режим на время плановых остановок и вынужденных простоев технологических агрегатов. В этих условиях авторы предложили рассматривать три уровня модернизации электроприводов переменного тока: обеспечение плавного пуска до установившейся скорости; организация ступенчатого экономичного регулирования; плавное регулирование скорости во всем диапазоне. Анализ существующих систем электроприводов переменного тока проведен с учетом сложности технической реализации, регулировочных возможностей и экономических затрат. Предложен вариант модернизации асинхронных электроприводов с вентиляторной нагрузкой на базе импульсно-частотного преобразователя и микропроцессорного блока, реализующего оригинальный алгоритм управления, который позволяет при естественной коммутации вентиля получить ряд ступеней частот вращения асинхронного двигателя.

Результаты исследования и разработки

энергосберегающего комплекса «Питающая сеть — компенсированный выпрямительный агрегат — печь графитации прямого нагрева», изложенные в докладе Хохлова Ю.И., Шеррюбле В.Г., Шеррюбле Е.В., Фишлера Я.Л., Пестряевой Л.М., Виноградова А.В. (Южно-Уральский государственный университет, ОАО «Челябинский электродный завод», ОАО «Уралэлектротяжмаш») являются наглядным примером комплексного подхода, при котором проблема энергосбережения решается за счет совершенствования как самой технологии, так и системы электропитания (СЭС). Все преимущества новой технологии прямого нагрева постоянным током реализуются лишь в мощной СЭС, обладающей высокими энергетическими и массогабаритными показателями. Для осуществления такой СЭС предложены, исследованы и разработаны двенадцатифазные компенсированные выпрямительные агрегаты с выходными параметрами 100000 А, 200 В. Приводятся данные анализа, результаты цифрового и физического моделирования режимов работы, проектирования и практической реализации комплекса.

Участники секции полагают, что основные направления развития автоматизированного электропривода, сформулированные в решении II Международной (XIII Всероссийской) научно-технической конференции по автоматизированному электроприводу (г. Ульяновск, 23—25 сентября 1998 г.), сохраняют свою актуальность. Отмечена необходимость подготовки обзора материалов международных конференций и семинаров последних лет по теме «Состояние и перспективы развития электромеханических систем и их компонентов на рубеже веков». Организацию такой работы, которая в дальнейшем должна стать систематической, следовательно бы взять на себя Академии электротехнических наук.

Оглавление нашего журнала можно бесплатно получить в INTERNET через службу ИНФОМАГ, организованную в Московском Физико-Техническом институте.

Материалы службы ИНФОМАГ доступны в режиме ON-LINE через сервер РосНИИРОС по следующим URL:

<http://www.ripn.net/infomag/>

<gopher://gopher.ripn.net/>

<telnet://info.ripn.net/>

Для получения материалов службы ИНФОМАГ по подписке через электронную почту следует направить письмо с командой

HELP по адресу im@ripn.net

К расчету радиусов трубчатого токопровода с электрически оптимальной толщиной стенки

В.Н.ОСТРЕЙКО, канд. техн.наук

СЭПИ, Санкт-Петербург

Дан алгоритм расчета радиусов токопровода с заданным активным сопротивлением, соответствующим его абсолютному минимуму, достигаемому при оптимальной разности этих радиусов (толщине стенки).

В [1, пп.1—3] приведен алгоритм расчета радиусов r_1 и r_2 круглого трубчатого токопровода длиной l с удельной электропроводностью γ и магнитной проницаемостью μ , имеющего электрически оптимальную толщину стенки $d = r_2 - r_1$, т.е.

$$d = d_0 = \frac{\pi}{\sqrt{2\omega\gamma\mu}}. \quad (1)$$

Эта толщина обеспечивает [1] при фиксированном внешнем (габаритном) радиусе токопровода r_2 абсолютный минимум его активного сопротивления R синусоидальному току с угловой частотой ω , т.е.

$$R = R_{\min} = \frac{0,72l}{\gamma\pi r_2 d_0}. \quad (2)$$

Однако в указанный алгоритм сопротивление R входит не как заданная, а как определяемая величина. Поэтому практически более удобным и рациональным может быть следующий алгоритм.

1. Для заданных (выбранных) значений R , l , ω , γ , μ по формулам (1) и (2) рассчитываются d_0 и r_2 , т.е.

$$r_2 = \frac{0,72l}{\gamma\pi R d_0} \gg d_0, \quad (3)$$

где соотношение $r_2 \gg d_0$ является условием справедливости рассматриваемого алгоритма [1].

Следовательно, если при фиксированных значениях l , ω , γ , μ габаритный радиус r_2 необходимо уменьшить (или, наоборот, увеличить для выполнения соотношения $r_2 \gg d_0$), то это может быть сделано только за счет соответствующего (3) увеличения (или уменьшения) сопротивления R .

2. Определяется внутренний радиус токопровода $r_1 = r_2 - d_0$ и проверяется выполнение аналогичного (3) обязательного [1] соотношения $r_1 \gg d_0$, которое, следовательно, при фиксированном значении d_0 может быть обеспечено только за счет соответствующей (3) значения радиуса r_2 , обратно пропорционального сопротивлению R .

Таким образом, токопровод, рассчитанный (спроектированный) по алгоритму пп.1 и 2, будет иметь заданное (требуемое) активное сопротивление R при минимально возможном габаритном радиусе r_2 . Последнее обусловлено тем, что указанный алгоритм основан на зависимостях, реализующих в функции толщины стенки токопровода абсолютный минимум его сопротивления, обратно пропорционального радиусу r_2 .

Литература

1. Острейко В.Н. Расчет круглого трубчатого токопровода с минимальным активным сопротивлением // Электротехника. 1999. № 1. С. 46—47.

ДИСКУССИЯ

О статье Р.И.Бихмана "Линейный электромагнитный движитель"

Долкарт В.М., доктор техн.наук

В статье Р.И.Бихмана «Линейный электромагнитный движитель» («Электротехника» № 7/99, с.56—61) рассматривается возможность изготовления космического линейного электромагнитного движителя, создающего тягу вдоль направления полета низкоорбитального космического аппарата за счет взаимодействия обмотки с током с магнитным полем Земли. Питание обмотки осуществляется от солнечных батарей и для работы линейного электромагнитного движителя не требуется расхода рабочего тела.

Предложение Р.И.Бихмана заслуживает самого пристального внимания. В 60-х годах именно ему принадлежит значительная заслуга в решении задачи создания для низкоорбитальных космических аппаратов внешних управляющих моментов с помощью моментных магнитодвигателей за счет взаимодействия их с магнитным полем земли.

При разработке линейного электромагнитного движителя Р.И.Бихман предложил способ экранирования одной ветви движущегося контура с током от магнитного поля Земли с помощью трубы из ферромагнитного материала, что позволяет получить неуравновешенную силу, действующую на контур с током.

Однако предложенный способ стал лишь основой для разработки прототипа линейного магнитного движителя, создание которого потребовало решения еще целого ряда проблем, важнейшей из которых была проблема защиты ферромагнитного экрана от чрезмерного воздействия на него магнитных потоков рассеяния от токов проходящих по рабочей обмотке движителя.

В результате созданный макетный образец линейного электромагнитного движителя показал обнадеживающие предварительные результаты.

Необходимо в короткий срок выполнить разработку опытного образца линейного электромагнитного движителя и провести его всесторонние испытания.

К сожалению в стране нет государственного «рискового капитала», который мог бы профинансировать неординарные «рисковые» технические проекты, к которым можно отнести и эту работу. Общие затраты на разработку и испытания опытного образца линейного электромагнитного движителя будут примерно равны стоимости хорошего автомобиля.

Рекомендую привлечь частных спонсоров.

Что же касается полного теоретического обоснования работы линейного электромагнитного движителя, то здесь есть еще много неясного и спорного. Однако теоретические вопросы являются в данном случае в некотором смысле вторичными и они станут более ясными по мере накопления опыта в ходе создания и испытания опытного образца линейного электромагнитного движителя, ибо еще «Великий кормчий» Мао говорил: «Ищите истину в фактах», а пока предварительные факты подтверждают возможность создания такого движителя.

В заключение еще раз отмечу, что если Р.И. Бихману действительно удалось создать эффективный электромагнитный движитель для низкоорбитальных космических аппаратов, способный работать 10—15 лет без расхода рабочего тела, то это может оказать заметное влияние на создание сложных космических спутниковых систем, таких, например, как создаваемая сейчас система Teledesic для информационной сети «Интернет в небесах» («Internet-in-Sky»), в которой около 300 низкоорбитальные спутники должны работать совместно, длительно поддерживая четкое взаимное расположение на орбите.

ХРОНИКА

8-я Международная выставка "Технология кабельного производства"

13-17 сентября 1999 г. прошла Международная выставка "Технология кабельного производства", организованная ОАО "Всероссийский научно-исследовательский, проектно-конструкторский и технологический институт кабельной промышленности" (ОАО "ВНИИКП").

Выставка проводилась восьмой раз и зарекомендовала себя как традиционный осенний смотр достижений в области производ-

ства кабелей и проводов. Были представлены кабельное технологическое оборудование; электроизоляционные, проводниковые и защитные материалы, контрольно-измерительные приборы, используемые для производства кабелей и проводов.

В работе выставки приняли участие 43 фирмы, из них 39 фирм из 13 зарубежных стран.

В рамках выставки 14, 15 сентября был проведен симпозиум.

Борис Петрович Апаров

(к 100-летию со дня рождения)

В ноябре 1999 г. исполнилось бы 100 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора Апарова Бориса Петровича.

Б.П.Апаров родился в 1899 г. в г. Самаре. Окончив с золотой медалью гимназию, в 1917 г. поступил на электротехнический факультет МВТУ, который окончил в 1923 г. Дипломную работу выполнил под руководством академика К.И.Шенфера.

Свою научную и педагогическую деятельность Б.П.Апаров начал в 1924 г. в МЭИ на кафедре «Электрические машины» под руководством К.И.Шенфера и на кафедре «Основы электротехники» под руководством К.А.Круга. Тогда же он стал работать научным сотрудником в Государственном электротехническом экспериментальном институте (ныне ВЭИ).

В 1928 г. Б.П.Апаров был утвержден в звании доцента, а в 1934 г. в звании профессора МЭИ. Степень кандидата технических наук была присуждена Б.П.Апарову без защиты диссертации.

В 1937 г. после успешной защиты диссертации ему была присуждена ученая степень доктора технических наук.

С 1942 г. и до смерти в 1950 г. Б.П.Апаров заведовал кафедрой авиационного и автотракторного электрооборудования (ныне каф. ЭКАО) МЭИ.

Одним из первых (в 1925 г.) он начал заниматься за-



дачей выражения уравнения петли гистерезиса с помощью гармонических функций.

Широкую известность получили впервые проведенные им в 1924 г. исследования влияния зубчатости статора и ротора на рабочий процесс индукционных машин, в частности, на кривую их моментов. В этих работах он впервые доказал ошибочность взглядов школы Arnold: будто основным фактором в этих процессах являются «обмоточные гармоники» — и выдвинул соображения о решающем влиянии «зубцовых» гармоник. В последующие годы этот взгляд получил всеобщее признание.

Проведенные исследования дали возможность Б.П.Апарову в 1924—1933 гг. разработать теорию искажения кривой крутящих моментов асинхронных двигателей и предложить формулы для рационального выбора числа зубцов статора и ротора асинхронных двигателей. Им также разработа-

ны правила выбора зубцов бесшумных асинхронных двигателей. Ряд благоприятных соотношений зубцов назван его именем в отечественной и иностранной литературе.

В 1924 г. Б.П.Апаров исследовал влияние насыщения на значение тока короткого замыкания и вращающего момента асинхронных машин и предложил выражения для определения максимального момента асинхронного двигателя с учетом насыщения.

Б.П.Апаровым предложена и исследована новая схема двигателя двойного питания, в которой устранены биения тока в подводящих проводах, впервые указана возможность каскадного соединения синхронных генераторов, показано, что такой каскад работает вполне устойчиво.

В области машин постоянного тока Б.П.Апаров совместно с К.И.Шенфером предложил новый метод исследования коммутации, а также выдвинул вопрос об улучшении коммутации с помощью применения разрезных щеток.

Одним из первых Б.П.Апаров занимался применением тиратронов для возбуждения синхронных машин.

В 1930—1937 гг. Б.П.Апаров руководил лабораторией нормальных машин ВЭИ, работавшей в тесном контакте с заводами электропромышленности. В это время коллектив лаборатории принимал деятельное участие в создании новых

серий электрических машин. Были исследованы системы вентиляции и соотношения чисел зубцов статора и ротора для уменьшения шумов и добавочных потерь.

Под руководством Б.П. Апарова решена проблема вентиляции для мощных турбогенераторов, что позволило заводам, приступающим к их производству, выбрать наилучшую конструкцию.

Во время войны и в последние годы жизни Б.П. Апаров работал над актуаль-

ными вопросами авиационной электротехники. Под его руководством был выполнен ряд важных для авиационной промышленности работ по самолетным генераторам переменного тока.

Профессор Б.П.Апаров опубликовал свыше 50 крупных научных трудов и монографий, в том числе «Машины переменного тока» и «Основы электрооборудования самолетов и автомобилей» (в соавторстве).

За годы научно-педагогиче-

ской деятельности профессор Б.П.Апаров воспитал большое число научных работников.

За плодотворную деятельность Б.П.Апаров был награжден орденом «Знак Почета» и медалями СССР.

Оригинальность идей, глубокое понимание физических процессов в электрических машинах, их строгий математический анализ делают работы Б.П.Апарова актуальными и в настоящее время.



« МЕТОД »

Центр интеллектуальных систем

тел/факс (095) 951-75-51; E-mail: method@redline.ru www.toptechnics.ru.

Внимание изобретателей, разработчиков и изготовителей новой техники!

Приглашаем принять участие в интернет-выставке **"ИННОВАЦИЯ 99"** — www.toptechnics.ru.
Интернет-выставка — это высокоэффективная электронная технология инновационного бизнеса, которая откроет принципиально новые возможности для реализации Вашего потенциала как в России, так и во всем мире.

Тел./факс (095) 951-75-51, E-mail: method@redline.ru.

Центр интеллектуальных систем "Метод"

Журнал «Электротехника» с 1 января 2000 г. открывает новую рубрику: «Опыт управления предприятием в рыночных условиях».

Принимаются статьи по указанной теме, а также статьи по анализу и перспективам развития отрасли.

Редактор отдела О.В. Кунавина
Научный редактор Л.А. Романова
Литературный редактор А.М. Мескина

Сдано в набор 16.08.99. Подписано в печать 15.09.99. Формат 60×88 1/8

Бумага офсетная № 1. Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 49

Цена свободная. Тираж 1000 экз. Зарегистрирован Комитетом РФ по печати, регистрационный №01330.

Макет выполнен и отпечатан в АООТ «Электропривод»
107078, Москва, ул. Садовая Спасская, 1/2, к. 3

Правила оформления рукописей статей в журнале "Электротехника"

1. Статья не должна превышать 12 страниц текста, отпечатанного на машинке или набранного на компьютере через 2 интервала с полями 2—3 см, и иметь не более 5 рисунков.

К статье должна быть приложена аннотация (2—3 предложения).

2. Статья должна сопровождаться письмом автора или организации.

3. Желательно, чтобы число авторов не превышало пяти. Фамилии лиц, принимавших участие в работе, можно дать в сноске.

4. Формулы должны быть четко вписаны от руки или набраны на компьютере (крупно) в отдельные строчки (а не в текст). Прописные (заглавные) буквы подчеркиваются карандашом двумя черточками снизу, а строчные (малые) — двумя черточками сверху. 0 (ноль) и цифра 3 (три) поясняются на полях простым карандашом. Индексы показываются простым карандашом.

5. Таблицы не должны быть громоздкими, все наименования необходимо писать без сокращения слов, за исключением единиц измерения. Численные значения величин в таблице, на рисунках и в тексте статьи должны быть в единицах измерения СИ.

6. Чертежи, графики, диаграммы и т.д. вычерчиваются тушью на плотной бумаге или кальке. Возможно изготовление рисунков с помощью компьютера. Условные обозначения на самом рисунке должны быть предельно краткими и общеупотребительными. Расшифровка условных обозначений и подписи к рисункам (не громоздкие) даются на отдельном листе.

Фотографии (в двух экземплярах) должны быть отпечатаны на белой матовой бумаге (размером не менее 9×12 см), изображение должно быть контрастным, с хорошо проработанными деталями. Все обозначения ставятся на отдельном экземпляре.

7. В статье должны быть: постановка задачи, собственно содержание работы, показана достоверность результатов, выводы, рекомендации, в которых в лаконичной форме излагают результаты работы и предложения автора.

8. Список литературы приводится в конце статьи, в порядке последовательности ссылок в тексте. Ссылки на литературу заключаются в квадратные скобки.

Для книг должны быть указаны: фамилия и инициалы всех авторов, название книг, город, издательство, год выпуска. Для журнальной статьи: фамилия и инициалы всех авторов, название статьи, журнала, год издания, номер журнала (том), страницы. Для сборников и продолжающихся изданий: фамилия и инициалы всех авторов конкретной статьи, ее название, название сборника или издания, город, издательство, год, выпуск, страницы.

В список литературы не должны включаться неопубликованные материалы, материалы для служебного пользования, а также малораспространенные издания и материалы, отпечатанные литографическим способом, и т.д.

9. Статья должна быть подписана авторами. Необходимо привести фамилии, имена и отчества всех авторов полностью, домашние адреса с почтовыми индексами, номера домашнего и служебного телефонов, место работы, ученое звание, какой факультет, какого вуза и когда закончен, тему диссертации и год ее защиты. Желательно приложить фотографии авторов.

10. Статью в двух экземплярах следует высылать в редакцию простой или заказной бандеролью.

11. К статье можно приложить дискету с набранным текстом в одной из предлагаемых программ: LEXICON, WORD 2.1—7.0, Office 95, PAGEMAKER 5.0—6.5.

Ежемесячный научно-технический журнал "Электротехника" почти 70 лет активно способствует развитию электротехнической промышленности.

Публикуя теоретические статьи, освещающие существующие проблемы, и статьи по результатам исследований новых типов электротехнического оборудования, журнал дает возможность специалистам, занятым созданием и применением низковольтной аппаратуры, силовых полупроводниковых приборов, преобразовательных устройств, трансформаторов, высоковольтной техники, электрических машин, электроприводов и систем управления использовать новейшие достижения в своих разработках.

В современных условиях журнал приобретает все большее значение в сохранении старых и налаживании новых научно-технических и практических связей между производителями и потребителями электротехнического оборудования.

Публикуемая на страницах журнала реклама продукции, информация об условиях и сроках ее поставки, выпуск специальных номеров журнала по тематике и материалам (в том числе рекламным) заказчика, помогут Вам найти надежных партнеров как у нас в стране, так и за рубежом.

Журнал "Электротехника" переводится на английский язык в полном объеме и распространяется в США издательством "ALLERTON PRESS, INC". Российское авторское общество (РАО) выплачивает гонорар авторам статей, опубликованных в журнале.

Подписаться на журнал "Электротехника" можно в любом почтовом отделении по объединенному каталогу Департамента почтовой связи Министерства связи Российской Федерации. Подписной индекс — 71111 (подписка на полугодие). Журнал распространяется АРЗИ (г.Москва).

В редакции можно купить отдельные номера за нынешний и прошлые годы.

**ПРИГЛАШАЕМ ВАС К АКТИВНОМУ СОТРУДНИЧЕСТВУ.
БУДЕМ РАДЫ ВИДЕТЬ ВАС СРЕДИ АВТОРОВ И
ПОДПИСЧИКОВ ЖУРНАЛА.**

Главный редактор



Виктор Дмитриевич Кочетков.