

Ep. 6.7
589

ISSN 0136-3549
0134-3815

TALLINNA
POLÜTEHNILISE INSTITUUDI
TOIMETISED

589

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО
ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО
ИНСТИТУТА

ТРИ
'84

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ
МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ
И ЛИНЕЙНЫЕ ЭЛЕКТРОПРИВОДЫ
И ИХ ЭЛЕМЕНТЫ

589

TALLINNA POLÜTEHNILISE INSTITUUDI TOIMETISED

Ep. 6.7
ТРИ
'84

ТРУДЫ ТАЛЛИНСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

УДК 62-83:621.313.12

●
АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ
МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ
И
ЛИНЕЙНЫЕ
ЭЛЕКТРОПРИВОДЫ
И
ИХ
ЭЛЕМЕНТЫ

Электропривод XXI

Таллин 1984



ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
Труды ТПИ № 589

АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ
И ЛИНЕЙНЫЕ ЭЛЕКТРОПРИВОДЫ И ИХ ЭЛЕМЕНТЫ

Электропривод ХХ1.

На русском языке.

Отв. ред. Э. Пуусеп. Техн. ред. М. Тамме.

Сборник утвержден коллегией Трудов ТПИ 01.06.84.

Подписано к печати 28.11.84.

МВ-08162.

Формат 80x90/16.

Печ. л. 8,0 + 0,25 прил.

Уч.-изд. л. 5,5.

Тираж 300.

Зак. № 588.

Цена 80 коп.

Таллинский политехнический институт, 200028.

Таллин, Эхитаяте tee, 5.

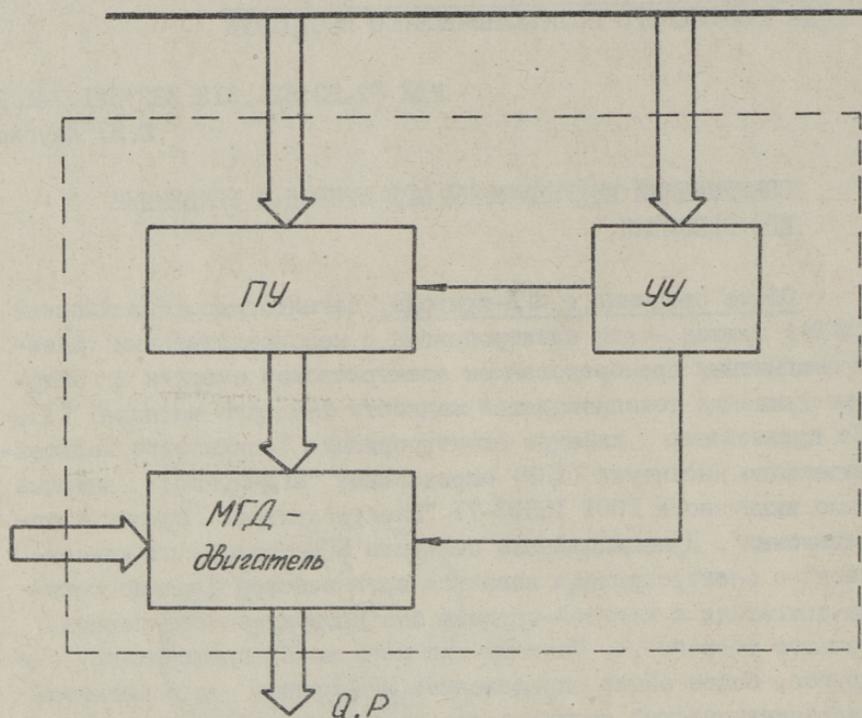
Ротапринт ТПИ, 200006, Таллин, ул. Коскла, 2/9.

СОВРЕМЕННЫЙ ИНДУКЦИОННЫЙ МГД-ПРИВОД И ТЕНДЕНЦИИ ЕГО РАЗВИТИЯ

Общие сведения о МГД-приводе. Магнитогидродинамический (МГД-) привод - это электропривод с непосредственным электромагнитным преобразованием электрической энергии в энергию движения токопроводящей жидкости (жидкого металла) [1]. По предложению кафедры электропривода Таллинского политехнического института (ТПИ) определение "МГД-привод" впервые было включено в ГОСТ 16593-71 "Электропривод. Термины и определения". Принципиальным отличием МГД-привода от классического электропривода является органическое слияние машины-двигателя с машиной-орудием без промежуточного передаточного устройства. Поэтому для него может применяться и другое, более общее определение: МГД-привод - это магнитогидродинамический комплекс для перемещения токопроводящих жидкостей (жидких металлов), состоящий из МГД-двигателя, преобразовательного и управляющего устройств. Структурная схема МГД-привода приведена на фиг. 1.

В работах многих ученых разных организаций МГД-устройства для непосредственного преобразования электрической энергии в гидромеханическую энергию движения токопроводящей жидкости встречаются под самыми различными названиями: МГД-насосы, МГД-дрессели, электромагнитные насосы, электромагнитные желоба, электромагнитные перемешиватели, магнитогидродинамические насосы, асинхронные насосы, индукционные насосы, кондукционные насосы и др. Все эти названия могут быть объединены общим термином "МГД-машина" или "МГД-двигатель". МГД-машины обратимые, как и обычные электрические машины¹.

¹ МГД-генераторы в настоящей статье не рассматриваются.



Фиг. 1. Структурная схема МГД-привода. ПУ - преобразовательное устройство, УУ - управляющее устройство, Q - подача, P - развиваемое давление.

В качестве рабочего органа служит канал МГД-двигателя, по которому происходит перемещение токопроводящей жидкости. В токопроводящей жидкости в канале МГД-двигателя создается давление с помощью электромагнитных сил, развивающихся в результате взаимодействия тока в токопроводящей жидкости с магнитным полем.

Конструкции МГД-двигателей содержат элементы электрических машин (индуктор) и механических насосов жидких сред (канал). Совмещение двух машин, электрической и гидромеханической, в одном агрегате определяет конструктивные особенности МГД-двигателя, и в конечном счете - возникновение новой разновидности совмещенного электропривода - МГД-привода.

Впервые в СССР начались исследования индукционного МГД-привода как нового научного направления на кафедре электропривода ТПИ под руководством Х.А. Тийсмуса в 1963 году. Одновременно появились первые его внедрения в литейное производство и цветную металлургию. Такая необходимость возникла в связи с тем, что расширилась область использования МГД-машин в различных отраслях промышленности. Это обстоятельство потребовало расчета не только самой МГД-машины, но и учета влияния всего комплекса устройств, участвующих в процессах перемещения жидких металлов. Значительное влияние на характеристики течения жидкого металла оказывают свойства как самих МГД-машин, так и сосудов, трубопроводов, а также преобразовательных устройств (фиг. 1) электрической энергии для получения управляемого движения жидкого металла. Такой комплексный подход к вопросам перемещения жидких металлов позволил сформулировать основные положения теории МГД-привода.

К концу 60-х годов были созданы основы теории и проектирования индукционных МГД-машин [2...5], а также указаны основные возможности их применения в промышленности [6 и 7].

В общем МГД-привод приобретает особую актуальность в тех случаях, когда при перемещении жидких токопроводящих жидкостей существуют условия, затрудняющие или исключающие применение классического электропривода. К таким условиям относятся высокая температура перемещаемой токопроводящей жидкости (жидкого металла) и ее коррозионная активность, радиоактивное излучение, жесткие требования к герметичности системы и т.д. Преодолению этих трудностей способствуют следующие положительные свойства МГД-привода: принципиальная возможность бесконтактного прямого воздействия на токопроводящую жидкость; отсутствие вращающихся и катящихся узлов (валов, подшипников) и передаточных устройств (редукторов, вариаторов) с дополнительными потерями; возможность полной герметизации гидротракта во избежание окисления, засорения, выгорания и вытекания жидкого металла (отсутствие проходных валов и уплотнений); возможность создания новых высокотемпературных технологических и транспортных устройств и на их базе новых технологических процессов; возможность гибкого электрического управления

гидромеханическими параметрами течения жидкого металла в трубопроводах и сосудах по заданным закономерностям движения.

Основной характеристикой МГД-двигателя как основного элемента МГД-привода следует считать характеристику $Q=f(p)$, т.е. подачу в зависимости от развиваемого МГД-двигателем давления. Эта характеристика аналогична механической характеристике $n=f(M)$ электрических двигателей. В отличие от механической характеристики $n=f(M)$ зависимость $Q=f(p)$ целесообразно называть гидромеханической характеристикой МГД-двигателя, тем самым подчеркивая ее физическую сущность.

МГД-машины и соответственно МГД-приводы можно классифицировать по различным критериям: устройству и принципу действия, конструктивным признакам, виду движения токопроводящей жидкости, методам регулирования и т.д. До настоящего времени не существует подробной единой общепринятой классификации. Некоторые классификации приведены в опубликованных трудах [3, 4; 8-10]. Важной является классификация по способу создания тока во вторичной системе и характеру магнитного поля в рабочей зоне машины. Согласно этой классификации МГД-машины подразделяются на кондукционные и индукционные. В первых в токопроводящей жидкости ток создается внешним источником, во вторых - индуцируется первичным магнитным полем. Индукционные МГД-машины подразделяются на машины вращающегося и бегущего магнитных полей. Вращающееся магнитное поле может быть создано обычной многофазной обмоткой на индукторе путем механического вращения постоянных магнитов или электромагнитов. Бегущее магнитное поле создается обычно плоским или цилиндрическим линейным индуктором с многофазной распределенной обмоткой.

Управление МГД-приводами может осуществляться путем изменения входных энергетических параметров (напряжения питания, напряжения или тока возбуждения и т.п.) или собственных внутренних параметров (электрических и магнитных сопротивлений, взаимного расположения отдельных узлов и т.п.). Эти параметры в принципе могут изменяться по амплитуде, частоте, скорости, длительности действия и степени асимметрии.

Наиболее подробную и длительную промышленную проверку прошли системы управления с питанием от трансформаторов с изменяемым напряжением, индукционных регуляторов, магнитных усилителей и тиристорных преобразователей напряжения.

Первые итоги создания теории МГД-привода приведены в [9]. Вопросы МГД-привода обсуждались на У, УІ, УІІ, УІІІ и ІХ Всесоюзных конференциях по автоматизированному электроприводу. В 1981 году в Таллинском политехническом институте был проведен Всесоюзный симпозиум по автоматизированному линейному и магнитогидродинамическому электроприводу.

Основные особенности МГД-привода. МГД-привод имеет много общего с классическим электроприводом, но и ряд особенностей, отличающих его от обычного электродвигателя.

Первой особенностью является характер механических потерь холостого хода. В теории классического электропривода механическими потерями холостого хода электродвигателя часто пренебрегают, в результате чего момент на валу двигателя заменяется электромагнитным моментом. В теории МГД-привода гидромеханические потери в канале МГД-двигателя, которые квадратично зависят от подачи, могут достичь нескольких десятков процентов и ими нельзя пренебрегать. Гидромеханическая характеристика МГД-привода является мягкой характеристикой.

Второй особенностью МГД-привода является существование предпускового режима. Он состоит обычно из двух этапов:

- 1) предварительный подогрев канала или каналов МГД-двигателя(ей) и всего гидротракта до температуры перемещаемой токопроводящей жидкости;
- 2) частичное или полное заполнение канала МГД-двигателя токопроводящей жидкостью.

Предварительный подогрев канала или каналов МГД-двигателя(ей) и всего гидротракта может быть реализован следующими методами:

- 1) прямым пропуском электрического тока через канал и гидротракт;
- 2) индукционными токами в канале и гидротракте;
- 3) при помощи внешних электрических нагревательных элементов;

4) комбинированными методами, например, канал и каналы подогреваются индукционными токами, а гидротракт при помощи внешних электрических нагревательных элементов.

Первые три метода имеют определенные недостатки и поэтому могут найти промышленное применение только в некоторых редких случаях. Например, при прямом пропускании большого электрического тока через канал и гидротракт возникает опасность неравномерного подогрева отдельных участков; особенно тогда, когда электрические сопротивления, теплоемкости и параметры теплоотвода на единицу длины гидротракта различны. Кроме того, этот метод требует дополнительного электрооборудования в виде трансформатора с относительно низким вторичным напряжением (обычно в пределах от 5 до 50 В) и вторичным током до нескольких кА. Этот метод применим только в случае металлического гидротракта и стационарно установленного МГД-двигателя. В передвижных МГД-приводах использование первого метода увеличивает массу привода и усложняет его конструкцию.

В современных МГД-приводах самым предпочтительным является комбинированный метод, где канал подогревается индукционным током, а гидротракт при помощи внешних электрических нагревателей. В качестве внешних электрических нагревателей часто применяются нагреватели из нихромовой проволоки или ленты, прикрепленные при помощи скоб на твердые поверхности теплоизоляции, оставляя между нагревателем и гидротрактом воздушную прослойку. Испытания и промышленная эксплуатация такой конструкции показали его ненадежность из-за частых коротких замыканий, происшедших вследствие удлинения отдельных участков нагревателя. Монтаж нагревателя из нихромовой проволоки или ленты является довольно сложным и очень трудоемким.

По нашему опыту самыми надежными внешними нагревателями являются трубчатые электронагреватели (ТЭН). Основными достоинствами ТЭН являются: возможность эксплуатации их при непосредственном контакте с нагреваемыми средами, которые могут быть газообразными, жидкими и твердыми; надежность при вибрациях и значительных ударных нагрузках, разнообразная конфигурация; корпус нагревателя не находится под напряжением (за исключением одноконцевых ТЭН напряжени-

ем до 36 В, имеющих токопроводящую оболочку). Нагревательный элемент ТЭН работает практически без доступа воздуха, что значительно увеличивает его срок службы. ТЭН в оболочке из углеродистой стали предусмотрены для нагрева воздуха и прочих газов до температуры на оболочке 450 °С. Оболочка из нержавеющей стали допускает температуру от 450 до 700 °С [II].

Опыт разработки и эксплуатации ТЭН показывает, что для подогрева гидротракта из нержавеющей стали в виде трубы с диаметром от 20 до 60 мм до температуры 700 °С необходима удельная мощность нагревателей ТЭН от 4 до 8 кВт/м.

Проблема предупредительного заполнения канала МГД-двигателя с токопроводящей жидкостью возникает у таких приводов, где МГД-двигатель находится конструктивно выше уровня жидкости в емкости, откуда перемещается жидкость. В практике найдут применение следующие методы заполнения канала:

- 1) всасывание токопроводящей жидкости при помощи вакуумной системы;
- 2) опускание МГД-двигателя в токопроводящую жидкость;
- 3) искусственный подъем уровня жидкости в емкости (например, опусканием специального вытеснителя в жидкость).

Из этих методов самым перспективным является опускание МГД-двигателя в токопроводящую жидкость. Для опускания и подъема МГД-двигателя требуется соответствующий (электро) привод.

Третьей особенностью является дорогой, сложный и объективный эксперимент МГД-привода.

Четвертой особенностью можно считать маленькую универсальность. Например, разработанный МГД-привод для одной токопроводящей жидкости во многих случаях не подходит для других жидкостей. Причинами являются разные температуры плавления, удельные массы и электропроводности.

Внедрения

Атомная энергетика. МГД-приводами оснащены все быстрые реакторы нашей страны. В этих реакторах индукционные МГД-машины используются в качестве насосов для перекачивания жидкометаллических теплоносителей (калия, натрия, сплава калий-натрий) при высоких температурах. Они установлены в

главных контурах реакторов БР-10, БОР-60, ИБР-2 [12], а также в системах подготовки, дренажа и очистки теплоносителя, в контурах уплотнения подшипников механических насосов реакторов БОР-60, БН-350, БН-600. Применение МГД-приводов позволило резко снизить поступление кислорода и углерода в теплоноситель, увеличить ресурс работы систем реактора, улучшить условия вывода реактора на мощность, сократить время пребывания обслуживающего персонала в зоне радиации. МГД-приводы с гидравлической мощностью до 100 кВт полностью вытеснили механические насосы из вспомогательных систем быстрых ядерных реакторов.

Только в Научно-исследовательском институте электрофизической аппаратуры им. Д.В. Ефремова (НИИЭФА), начиная с 1954 г. созданы и успешно эксплуатируются более 35-и типоразмеров индукционных МГД-машин в системах опытно-промышленных и экспериментальных реакторов на быстрых нейтронах, установках химической промышленности, исследовательских контурах. Среди них самые крупные в СССР МГД-машины ЦЛИН-5/700 и ЦЛИН-5/850 с подачами натрия 700 и 850 м³/ч соответственно. Изготовлен МГД-насос с подачей 1200 м³/ч для стенда отработки парогенераторов.

Эти МГД-насосы предназначены для перекачивания и дозирования натрия и других жидких металлов с температурой до 650 °С. Цилиндрические каналы МГД-насосов изготавливаются из нержавеющей стали марки 12Х18Н10Т. Трехфазная обмотка индуктора изготовлена из термостойкого обмоточного провода ПОЖ.

Кроме этих крупных МГД-насосов институтом НИИЭФА им. Д.В. Ефремова разработана одна серия МГД-насосов с винтовым каналом для номинальных подач от 2,5 до 20 м³/ч с номинальными давлениями 0,4; 0,8 и 1,6 МПа и другая серия с цилиндрическим каналом для номинальных подач от 20 до 200 м³/ч [13].

Регулирование подачи от нуля до максимальной величины можно обеспечить изменением напряжения.

В качестве примера приводим некоторые энергетические и массо-габаритные показатели МГД-насоса типа ЦЛИН-4/20-2: номинальная подача 200 м³/ч; номинальное развиваемое дав-

ление 0,4 МПа; номинальное напряжение питания 3 ~ 220/380 В; потребляемый ток 300/173 А; потребляемая активная мощность 69 кВт; длина 1510 мм; диаметр 500 мм, масса 770 кг [13].

Цветная металлургия. По имеющимся данным впервые в мировой практике производства магния в 1966 году была начата эксплуатация индукционного МГД-привода [14], разработанного в ТПИ, для непрерывной подачи жидкого магния при температуре 720 °С из 12-тонной печи непрерывного рафинирования на литейный конвейер на Усть-Каменогорском титано-магниевом комбинате (УКМК). Этот МГД-привод имел номинальную подачу $1,4 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3/\text{с}$ и номинальное давление 100 кПа на основе плоского МГД-насоса типа ЭМН-7.

В 1970 г. на Калужском химико-металлургическом комбинате было внедрено одновременно шесть МГД-приводов, разработанных и изготовленных в ТПИ, для перекачки жидкого магния из печи непрерывного рафинирования на литейный конвейер.

На основе принципиально нового технологического процесса с применением МГД-приводов на Никитовском ртутном комбинате с 1967 г. впервые в мировой практике организовано при помощи Института физики Академии наук Латвийской ССР промышленное производство ртути высокой чистоты 99,99-99,9995 %, а с 1980 г. начат выпуск особо чистой ртути 99,999999 %.

В ртутном производстве и на производствах, связанных с использованием ртути, внедрено более 100 единиц МГД-оборудования, в основном МГД-насосы с винтовым каналом. При помощи МГД-насосов обеспечивается полная автоматизация основных технологических процессов по переработке ртути всех марок, транспортировке, химической и электролитической очистке, дистилляции, разливу и т.д.

Применение МГД-приводов в ртутном производстве позволило кардинально решить санитарно-гигиенические и экологические проблемы за счет герметичности оборудования.

Номенклатура внедренных МГД-приводов в цветной металлургии, включая многие разработки разных организаций СССР на алюминиевых заводах и комбинатах страны, разнообразна по конструкциям, мощностям и системам управления. Общим для этих приводов является их стационарность.

Литейное производство. В настоящее время в структуре заготовок, потребляемых народным хозяйством СССР, отливки составляют 40 %. В машиностроении и металлообработке эта цифра еще выше [15]. На II Всесоюзном съезде литейщиков среди основных достижений научно-технических разработок и их освоению положительно отметили разработку и начало серийного производства средств МГД-заливки цветных и черных сплавов.

Самые крупные результаты в этой области имеет Институт проблем литья Академии наук Украинской ССР. В институте под руководством В.П. Полищука разработан специальный класс МГД-машин (МДН-установки). С 1977 г. организовано малосерийное производство с выпуском 50 установок типа МДН в год. Эти установки предусмотрены для дозирования цветных сплавов (алюминий и цинк) и чугуна. Например, установка МДН-6 [16] имеет следующие основные технические данные (по алюминию): доза заливаемого металла 0,5-50 кг; емкость тигля 150 кг; скорость заливки 0,3-3 кг/с; потребляемая мощность при хранении металла 15 кВт, потребляемая мощность при заливке металла 25 кВт; напряжение на обмотках электромагнитных систем 30-80 В; сила тока в обмотках электромагнитных систем 150-400 А; габаритные размеры (при снятом гидротракте) 1740 x 660 x 1450 мм, масса 400 кг.

Совместно с Киевским заводом им. Лепсе [17] изготовлена установка МДН-12 для заливки чугунных деталей.

Установки МДН внедрены на нескольких заводах страны, как Конотопский завод "Красный металлист", Мценский завод алюминиевого литья, Уфимский и Запорожский моторостроительные производственные объединения и другие.

В ТПИ разработан, изготовлен и внедрен опытный образец передвижного МГД-привода как один из возможных элементов для создания гибкой автоматизации заливки литейных форм. Он предназначен для заливки магниевых и алюминиевых сплавов в изложницы, установленные на карусельную литейную машину или в литейные формы на формовочных линиях [18 и 19]. Основные технические данные: минимальная доза заливаемого металла 0,5 кг; диапазон регулирования подачи металла $(0,4-4) \cdot 10^{-3}$ м³/с; высота подъема жидкого металла 1,4 м; способ пуска МГД-привода - погружением МГД-двигателя в жидкий металл;

способ подогрева гидротракта - комбинированный; тип МГД-двигателя - цилиндрический ЦИНС-8/24; марка обмоточного провода - ПОЖ-600; охлаждение обмоток - принудительное, воздушное; управление подачей - напряжением; номинальное напряжение 3 ~ 220/380 В.

Тенденции развития

1. Развитие МГД-машин в сторону больших мощностей и высоких температур перемещаемых токопроводящих жидкостей (жидких металлов). Увеличение мощности МГД-машин является особо актуальным в атомной энергетике. Имеются уже проектные разработки цилиндрического индукционного МГД-насоса с подачей до $2 \cdot 10^3 \text{ м}^3/\text{ч}$. Гидромеханический к.п.д. таких машин находится в пределах от 40 до 50 %. Они предусмотрены для работы в основных контурах реакторов на быстрых нейтронах с целью замены ими механических насосов [20]. Одновременно требуется повышение надежности и срока службы существующих модификаций и типоразмеров МГД-машин.

2. Для изготовления МГД-машин с увеличенной мощностью и повышенной надежностью требуется промышленное освоение электроизоляционных материалов и обмоточных проводов, длительно работающих при напряжении 3-6 кВ и температуре 500-550 °С [20].

При транспорте и дозировании таких агрессивных жидких металлов, как алюминий, цинк и др. требуется разработка новых более коррозионно-стойких материалов для изготовления каналов МГД-машин и гидротрактов, а также технологии их изготовления.

3. Разработка новых высокоэффективных средств и систем управления МГД-приводами. В атомной энергетике требуются в основном системы управления МГД-приводами, которые стабилизируют подачу с высокой точностью. Аналогичная проблема существует и в цветной металлургии. В литейном производстве нужны системы программного управления, причем быстро переналаживаемые на новую программу.

4. Разработка многодвигательных передвижных (мобильных) МГД-приводов в основном для литейного производства. Полностью используются достоинства многодвигательных МГД-

приводов с применением микропроцессорного управления. Мобильность и микропроцессорное управление создают все предпосылки для разработки систем гибкого автоматизированного литейного производства.

5. Разработка литейных роботов с применением МГД-приводов в виде МГД-схвата. В этой области только что появились первые предложения [21].

6. Применение методов планирования эксперимента при исследовании и управлении МГД-приводами.

Л и т е р а т у р а

1. ГОСТ 16593-79. Электропривод. Термины и определения. Госстандарт СССР, М., 1979.

2. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. Л., Энергия, 1970.

3. Л и е л ь п е т е р Я.Я. Жидкометаллические индукционные МГД-машины. Рига, Зинатне, 1969.

4. К и р к о И.М. Жидкий металл в электромагнитном поле. М.-Л., Энергия, 1964.

5. О х р е м е н к о Н.М. Основы теории и проектирования линейных индукционных насосов для жидких металлов. М., Атомиздат, 1968.

6. В е р т е Л.А. Электромагнитный транспорт жидкого металла. М., Metallургия, 1965.

7. В е р т е Л.А. Электромагнитная разливка и обработка жидкого металла. М., Metallургия, 1967.

8. Л а у г и с Ю.Я., Т и й с м у с Х.А. О классификации методов регулирования МГД-насосов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1969, № 284.

9. Т и й с м у с Х.А., Л а у г и с Ю.Я. Автоматизированный МГД-привод. М., Энергия, 1980.

10. T i i s m u s H., R i s t h e i n E., L a u g i s J., L o i g o n V. Der MHD-Antrieb und seine Klassifizierung. - Elektrik, 1973, 27, H. 12.

II. Трубчатые электронагреватели ТЭН. Информэлектро. Каталог I2.I5.04-77.

12. Алексеев Р.А., Безгачев Е.А., Голованов М.М., Иванов В.В., Ильина С.И., Карасев Б.Г., Малков А.А., Спирченко Ю.В., Борисюк В.А., Кондратьев В.И., Смирнов А.М. Индукционный электромагнитный насос для реактора БОР-6. - Электротехника, 1983, № 7.

13. Проспект. Внешторгиздат. Изд. № I887ЭС ВТИ. Зак. 5208.

14. Байбеков М.К., Чалабаев И.А., Тийсмус Х.А. Промышленная эксплуатация электромагнитного насоса ЭМН-7. Цветные металлы, 1969, № 9.

15. Федоровский Г.Н. Состояние и перспективы развития литейного производства в СССР. Литейное производство, 1983, № 4.

16. Богдан К.С., Горбенко В.Н., Денисенко В.М., Каширин Ю.П. Средства и системы автоматизации литейного производства, М., Машиностроение, 1981.

17. Полищук В.П. Магнитодинамические насосы для литейного производства. - Литейное производство, 1978, № 2.

18. Laugis J. Komplexe Applikationen der Linear- und MHD-Antriebe. - Elektrie, 1982, 36, N. 10.

19. Лаугис Ю.Я., Оорн А.Ф., Петтай Э.Н. Передвижной магнитогидродинамический (МГД-) привод для заливки литейных форм. - Литейное производство, 1984, № 2.

20. Филиппов М.В. Второй Всесоюзный научно-технический семинар "Применение МГД-машин в народном хозяйстве". - Магнитная гидродинамика, 1982, № 4.

21. А.с. 988454 (СССР). Захватный орган манипулятора для заливки металла / Ю.Я. Лаугис, А.Ф. Оорн, Э.Н. Петтай, Е.А. Толстоухова, В.М. Белоног, Э.Г. Семенов. Оpubл. в БИ, 1983, № 2.

J. Laugis

Die modernen MHD-Induktionsantriebe
und die Tendenzen ihrer Entwicklung

Zusammenfassung

Im Artikel werden allgemeine Begriffe und Eigenschaften der MHD-Antriebe, aber auch einige Beispiele ihrer Verwendung betrachtet. Es sind die allgemeinen Tendenzen der Entwicklung der MHD-Antriebe angegeben.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПУСКОВОГО УСИЛИЯ
ЛИНЕЙНОГО ДВИГАТЕЛЯ И СТАТИЧЕСКОЙ СИЛЫ
СОПРОТИВЛЕНИЯ ПРИ НЕПОДВИЖНОЙ ВТОРИЧНОЙ СИСТЕМЕ

Задача экспериментального определения механических характеристик линейного электропривода возникает как в стадии проектирования ЛАД с целью экспериментальной проверки расчетных характеристик двигателя, так и при исследованиях и анализе работы привода в целом. В общем случае задача сложнее, чем при аналогичных исследованиях вращающихся машин. Дополнительные трудности вызваны, в основном, совмещенным характером вторичной системы (ВС) линейного двигателя и рабочего органа привода.

В электроприводах с вращающимися машинами широко применяется четкое теоретическое и относительно хорошо поддающееся экспериментальному определению понятие - вращающий момент, развиваемый двигателем на валу. В линейных электроприводах такая четкая граница между двигателем и рабочим органом обычно отсутствует. Поэтому в таких случаях теряется смысл говорить о выходном усилии, развиваемом двигателем, тем более, что физически невозможно его экспериментальное определение. В таких приводах целесообразно отнести вторичную систему двигателя полностью к рабочему органу и характеризовать линейный двигатель лишь электромагнитным развиваемым усилением.

Непосредственное измерение электромагнитного усилия, развиваемого линейным двигателем, как уже отмечалось, невозможно. Минуя здесь методы экспериментального определения электромагнитного усилия, основанные, например, на измерениях магнитного потока в немагнитном зазоре двигателя, можно утверждать, что измеренные любым способом силы, дей-

ствующие на вторичную систему, содержат неизбежно кроме электромагнитной силы и составляющие статической силы сопротивления, т.е. информация об электромагнитной силе, развиваемой двигателем, смешана с информацией о статической силе сопротивления. Учет этого обстоятельства становится особенно значимым, когда привод работает на преодоление сил трения. Тогда часто окажется невозможным проведение испытаний с изменением нагрузки двигателя с целью получения дополнительной информации о действующих в приводе силах. Крайне сложным может оказаться вообще измерение любых усилий, действующих в системе.

Вышесказанное относится в равной степени к испытаниям линейных электроприводов как с неподвижной, так и с движущейся вторичной системой. Проведение измерений действующих в приводе усилий при неподвижной вторичной системе обычно не представляет непреодолимых трудностей и в литературе описано немало соответствующих способов, однако часть из них основывается на применении сложной дополнительной аппаратуры и пригодны лишь в лабораторных условиях при проведении испытаний на лабораторных стендах. В случае необходимости проведения испытаний с приводом со сложной конструкцией и при отсутствии при этом возможности применять специальную аппаратуру или изменять во время испытаний структуру привода, необходимо прибегать к крайне простым методам испытаний, несмотря на некоторое снижение точности измерений. Однако отсутствие или недоработанность таких методов неоднократно упоминается и в литературе [1, 2]. В данной статье предлагается простой метод экспериментального определения как электромагнитного пускового усилия (далее для сокращения слово "электромагнитное" будет опущено) линейного двигателя, так и статической силы сопротивления и приводится краткий анализ возможностей его применения.

В экспериментальных исследованиях линейных электроприводов часто выдвигается задача - определить пусковое усилие, развиваемое двигателем в различных режимах питания индуктора и при различных положениях вторичной системы. Проведение такого эксперимента кажется на первый взгляд простым - достаточно лишь иметь любой динамометрический прибор достаточной точности, закрепить его одним концом к не-

подвижной опоре и другим - к вторичной системе привода и произвести регистрацию показания прибора F_{np} . Однако измеренная таким образом сила будет равняться сумме или разнице пускового усилия, развиваемого двигателем F и суммарной статической силы сопротивления F_c , действующей на вторичную систему.

$$F_{np} = F + F_c. \quad (I)$$

Очевидно, что пусковое усилие может считаться равным измеренному значению $F = F_{np}$, когда $F_c \ll F$ и обеспечивается требуемая точность измерений. В противном случае (когда F_c соизмеримо с F) необходимо организовать испытания таким образом, чтобы оказалось возможным определить из опытных данных пусковое усилие и статическую силу сопротивления (или ее составляющих).

Знак статической силы сопротивления F_c в (I) зависит от ее характера и от условий проведения испытаний. В общем случае

$$F_c = \pm F_{ca} \pm F_{cp}, \quad (2)$$

где F_{ca} - активная сила сопротивления,

F_{cp} - реактивная сила сопротивления, обусловленная обычно силами трения.

В простейшем случае $F_{ca} = 0$, т.е. в приводе действуют силы сопротивления, вызванные только силами трения. Как известно, направление сил трения зависит от направления движения вторичной системы. Это свойство приводит к простой методике организации испытаний, основанной на возможности разделения пускового усилия двигателя от реактивной силы сопротивления. На фиг. I изображены два эскиза испытуемого привода, где указаны направления действующих сил.

Измерения следует провести следующим образом. На ВС, с помощью специального устройства или рукой (если силы небольшие) прилагают дополнительную F_g , выводя этим систему из положения равновесия. Затем медленно уменьшают F_g так, чтобы возникающая при движении ВС динамическая сила была незначительной и не влияла на результаты измерений. Стрелой χ на фиг. I указано направление движения ВС к устойчивому положению равновесия при уменьшении F_g . Если сила F_g действует в направлении силы F , то после возвращения ВС в положение равновесия динамометр будет измерять величину

$$F_{np,max} = F + F_h, \quad (3)$$

а в случае действия F_g в сторону силы F_{np} - величину

$$F_{np,min} = F - F_h. \quad (4)$$

На основе (3) и (4) можно получить искомые силы

$$F = \frac{F_{np,max} + F_{np,min}}{2} \quad (5)$$

и

$$F_h = \frac{F_{np,max} - F_{np,min}}{2}. \quad (6)$$

Однако не всегда удается организовать испытания так, чтобы на ВС действовали только знакопеременные силы трения. Если сумма остальных действующих в приводе статических сил F'_c будет иметь при проведении одного опыта (одной пары измерений) постоянное направление, то к ней будет примешана информация о развиваемом двигателем усилий F , а если направление F'_c зависит, подобно силе трения, от направления движения ВС к точке равновесия, то к ней будет примешана информация о силах трения F_h . В случае наличия точной информации о величине F'_c (например, при проведении испытаний с вертикально расположенной ВС силы F'_c может определяться точно измеряемым весом ВС) дополнительных трудностей не возникает, но в противном случае необходимо проведение дополнительных испытаний.

При действии сил F'_c в одном направлении уравнение (5) приобретает в общем случае вид

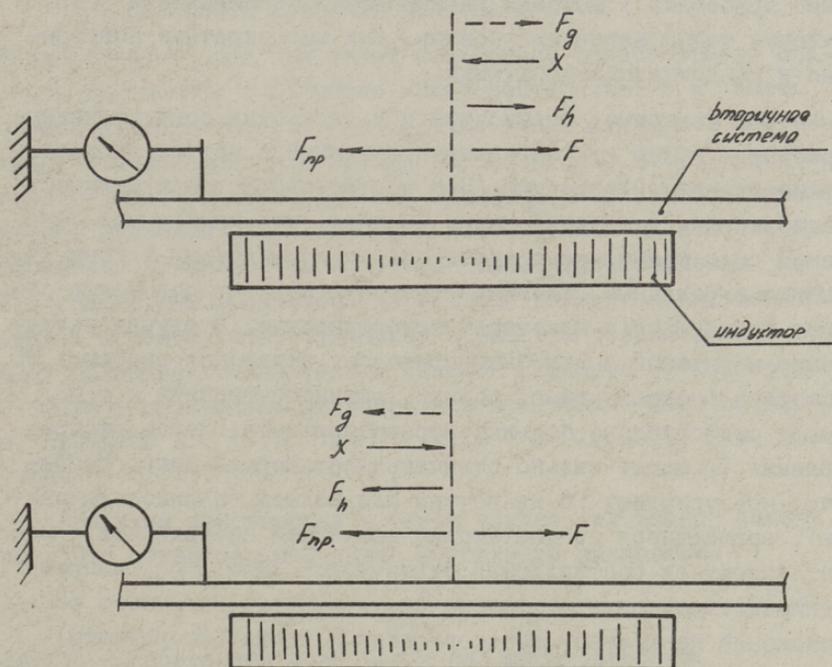
$$\pm F \pm F'_c = \frac{F_{np,max} + F_{np,min}}{2}, \quad (7)$$

где знаки перед F и F'_c определяют соответственно их направления. Если силы F и F'_c действуют в направлении, противоположном направлению действия силы F_{np} , то принимается знак "плюс", а в противном случае знак "минус". Из сказанного следует, что для разделения сил F и F_{np} необходимо провести два опыта, изменяя в разных опытах направления действия одной из них. Однако такая организация испытаний не всегда может оказаться возможной. Например, если силы F'_c изменяется на неизвестную величину при изменении направления ее действия, или вообще нет возможности изменять ее направление, и при этом $F > F'_c$ (т.е. не сохраняется условие равновесия сил при неподвижной ВС), то проведение дополнительных испытаний невозможно.

При действии сил F'_c в одном опыте в разных направлениях, уравнение (6) приобретает в общем случае вид

$$F_h \pm F'_c = \frac{F_{np,max} - F_{np,min}}{2}, \quad (8)$$

где знак перед силой F'_c принимается в соответствии с ее направлением по отношению к силе трения F_h . Если направления действия этих сил совпадают, то они складываются, а в противном случае вычитаются.



Фиг. 1. К определению сил при неподвижной вторичной системе ЛАП.

Вышеприведенная методика определения пускового усилия линейного двигателя и действующих на неподвижную ВС сил сопротивления относительно проста и осуществима в исследованиях большинства реальных линейных электроприводов. Однако при проведении испытаний линейного привода по указанной методике следует учесть статистический характер сил трения. Это обстоятельство накладывает некоторые особенности на практическую организацию испытаний и на дальнейшую обработку экспериментальных данных. Несмотря на то,

что сила F_{np} может быть измерена практически любой точностью, в нее во всех измерениях входят силы трения F_h , являющиеся вероятностными величинами. Этот фактор принуждает не только к применению методов статистического анализа при обработке данных, но и к соответствующей организации самих испытаний. Даже при однофакторных задачах (например, при исследованиях зависимостей пускового усилия двигателя от положения ВС или от напряжения питания двигателя) необходимо прибегать к методам планирования эксперимента [3], включая такие известные приемы, как многократные повторения и рандомизация испытаний.

Как известно, статистическая обработка опытных данных требует в общем случае наличия сведений о законе распределения случайной величины. При достаточно большом количестве повторных испытаний можно считать, что измеренные значения силы трения распределяются по нормальному закону [4]. Однако в реальных условиях испытаний к этому положению следует относиться с некоторой осторожностью. В случае проведения испытаний с линейным приводом, подвесная система ВС которого (направляющие, ролики, шарикоподшипники и т.п.) имеет относительно большие неравномерности, закон распределения F_h может сильно отличаться от нормального. Например, при упирании ВС на ролики или колеса (шарикоподшипники), вращающиеся по достаточно негладкой поверхности, может появиться составляющая статической силы F'_c , направление которой зависит только от случайного взаимного расположения конкретной шероховатости и точки (координаты) равновесия остальных действующих сил. Следовательно, эта сила может иметь в конкретном опыте любую величину и любой знак, вследствие чего результат опыта описывается либо формулой (7), либо формулой (8), а числовое значение силы может при этом быть соизмеримым с силой трения F_h . Простыми геометрическими выкладками можно показать, что при вращении жесткого колеса с радиусом R на упоре с высотой Δ максимальный сдвиг точки равновесия (координаты x) определяется выражением

$$e = \Delta \sqrt{2\eta - 1} \approx \Delta \sqrt{2\eta}, \quad (9)$$

где $\eta = \frac{R}{\Delta}$.

Максимальное значение силы F'_c зависит при этом от нескольких параметров движущейся части привода, но не может превышать величин

$$F'_c \leq c \Delta \sqrt{2\eta - 1}, \quad (I0)$$

$$F'_c \leq F_n \sqrt{\frac{2}{\eta - 1}}, \quad (II)$$

где c - жесткость динамометрического прибора;
 F_n - сила, действующая на колесо перпендикулярно к плоскости вращения колеса.

Отсюда следует, что при таких измерениях целесообразно применять динамометр с возможно малой жесткостью c и иметь большой диаметр колеса. При наличии такой случайной составляющей статической силы проведение испытаний может существенно усложняться. Так как она входит в результаты измерений со случайным направлением и непостоянной величиной, то невозможно организовать испытания так, чтобы значение F'_c непосредственно вычиталось из опытных данных. Единственным выходом остается статистическая обработка результатов, но ввиду возможной относительно большой величины F'_c необходимо большое количество многократных испытаний. Действительно, принимая $\Delta = 1 \cdot 10^{-4}$ м, $R = 2 \cdot 10^{-2}$ м, $c = 5 \cdot 10^4$ Н/м, получаем по (I0) $F'_{c, \max} \approx 70$ Н.

Анализом действующих в таком случае сил можно показать, что относительный сдвиг координаты равновесия

$$\Theta = \frac{x_1 - x}{x_1}, \quad (I2)$$

где x_1 - координата равновесия без шероховатости;
 x - координата равновесия при наличии шероховатости определяется формулой

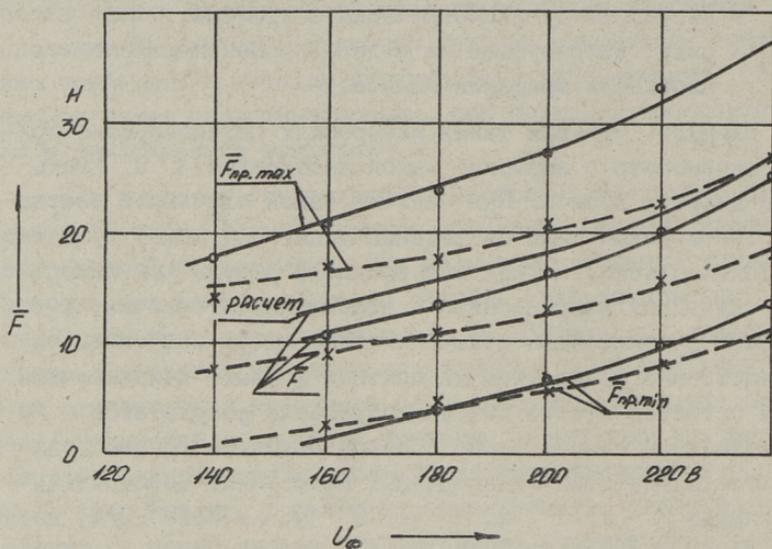
$$\Theta = \frac{\varkappa(1 - i)}{i(1 - \varkappa)}, \quad (I3)$$

где $i = \frac{x_1}{l}$
 $\varkappa = \frac{F_n c}{R - \Delta}$.

Областью определения при этом являются интервалы $\Theta = 0 \dots 1$, $i = 0 \dots 1$, $\varkappa = 0 \dots \infty$. Возникающая при относительном сдвиге сила равна

$$F'_c = c x_1 \Theta. \quad (I4)$$

Если полагать, что закон распределения вероятности попадания координаты x_1 в область максимального сдвига ℓ является равномерным, то уравнения (I3) и (I4) представляют собой закономерность распределения силы F'_c , сильно отличающуюся от нормальной.



Фиг. 2. Пусковое усилие двухдвигательного ЛАП при симметричном питании.

— с нулевым проводом
 - - - без нулевого провода

На фиг. 2 и в таблице приведены некоторые результаты экспериментального определения пускового усилия F и статической силы сопротивления F_c на линейном асинхронном приводе манипулятора рентгеноконтроля MR-1600DM3, имеющем ВС в виде жесткой поворотной платформы. На приводе были установлены два идентичных параллельно работающих плоских трехфазных линейных двигателя ПЛАД I3/37II-6.

В связи с тем, что одной из целей испытаний было выяснение наилучшего режима совместной работы двух линейных двигателей в отношении удобства и плавности их управления, испытания проводились в различных режимах питания двигателей. Во время испытаний изменяли напряжение питания двигателей, а также положение ВС. Каждое измерение повторялось 3 раза. Суммарное пусковое усилие двух двигателей на фиг. 2

представляется как среднее по трем положениям ВС, а статистические характеристики силы сопротивления в табл. 2 - общими для разных положений ВС и напряжений питания двигателей. В исследуемом приводе статическая сила являлась силой трения. Предполагалось, что F_h имеет нормальный закон распределения. При этом определялись следующие статистические характеристики для F и F_h [3, 5].

Т а б л и ц а

Статистические характеристики статической силы сопротивления

Величина	Режим работы двигателей					
	1	2	3	4	5	6
N	15	17	28	28	104	18
\bar{F}_c, H	10,6	7,37	8,48	6,91	8,50	12,4
$\Delta F_c, H$	0,98	0,38	0,40	0,49	0,33	0,82
s^2, H^2	3,11	0,53	1,08	1,61	3,03	2,45
s, H	1,76	0,73	1,04	1,27	1,74	1,56
$\sigma \geq, H^2$	1,66	0,30	0,65	1,01	2,34	0,88
\leq, H^2	7,74	1,24	1,92	2,99	4,07	3,52

1. Оценка среднего значения силы сопротивления

$$\bar{F} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N F_j, \quad (15)$$

где N - количество испытаний в выборе (в данной серии испытаний).

2. Оценка среднеквадратичного отклонения

$$s = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{j=1}^N (F_j - \bar{F})^2}, \quad (16)$$

где $N-1=f$ - число степеней свободы.

3. Доверительный интервал среднего значения

$$\Delta F = \frac{t_{1-\alpha/2}(f) s}{\sqrt{N}}, \quad (17)$$

где $t_{1-\alpha/2}(f)$ - квантиль распределения Стьюдента на уровне значимости $\alpha = 0,05$.

4. Доверительные пределы дисперсии

$$\frac{(N-1)s^2}{\chi_{\alpha/2}^2(f)} \leq \sigma \leq \frac{(N-1)s^2}{\chi_{1-\alpha/2}^2(f)}, \quad (18)$$

где $\chi_{\alpha/2}(f)$ и $\chi_{1-\alpha/2}(f)$ - квантили распределения Пирсона на уровне значимости $\alpha = 0,05$.

На фиг. 2 приведены результаты измерений пускового усилия при симметричном питании двух двигателей с нулевым проводом и без него. Там же показана расчетная зависимость суммарного пускового усилия двух двигателей.

В таблице приведены сводные результаты определения и статистического анализа статической силы сопротивления F_c . Номерам режимов в таблице соответствуют следующие режимы питания параллельно работающих двух двигателей:

- 1 - симметричное питание с нулевым проводом;
- 2 - симметричное питание без нулевого провода;
- 3 - несимметричное питание с нулевым проводом;
- 4 - несимметричное питание без нулевого провода.

Под номером 5 в таблице приведены сводные результаты статистической обработки результатов измерения всех испытаний (кроме указанных режимов питания 1..4 проводились еще испытания в однодвигательных режимах работы привода). Для сравнения статическая сила определялась также без включения двигателей путем вращения поворотной платформы рукой и фиксации силы при трогании с места. Статические характеристики этих испытаний приведены в таблице под номером 6.

Накопленный опыт дает основание утверждать, что определение пусковых усилий линейного привода и статической силы сопротивления по предлагаемой в данной работе методике, по простоте и точности вполне удовлетворяет требованиям практики. При этом необходимо четко следить за правильной организацией опытов, с учетом требований теории планирования эксперимента, среди которых в данном случае можно подчеркнуть требование о случайном характере проведения конкретных измерений, т.е. рандомизацию серии испытаний. Важно, чтобы все измерения проводились по одинаковой методике, например, чтобы перемещение ВС с дополнительной силой F_g в одну и в другую сторону от положения равновесия выполнялось всегда одинаково и в равное количество раз.

Л и т е р а т у р а

1. L a i t w a i t e E.R., N a s a r S.A. Linear-motion electrical machines. - Proceedings IEEE, 1970, 58, N 4, p. 531-542.

2. С в е ч а р н и к Д.В. Линейный электропривод. - М., Энергия, 1979. 152 с.

3. И в о б о т е н к о Б.А., И л ь и н с к и й Н.Ф., К о п ы л о в И.П. Планирование эксперимента в электромеханике. М., Энергия, 1975. 184 с.

4. К р а г е л ь с к и й И.В., В и н о г р а д о - в а Н.Э. Коэффициенты трения. М., Машгиз, 1962.

5. К о р н Г.А., К о р н Г.М. Справочник по математике. М., Наука, 1973. 928 с.

A. Arusoo

Die experimentelle Bestimmung der
Anlassleistung des Linearmotors und
der statischen Gegenkräfte beim nicht-
bewegenden Sekundärssystem

Zusammenfassung

Es wird eine einfache Methode zur experimentellen Bestimmung der Anlassleistung des Linearmotors und der statischen Gegenkräfte beim nichtbewegenden Sekundärssystem vorgestellt. Die Methode wird in den Linearantrieben mit dem einfachen Struktur in Verbindung des Sekundärsystems mit dem Arbeitsgegenstand verwendet. Es sind die Ergebnisse der statischen Analyse der experimentellen Untersuchung der Linearantriebe des Drehgestells angegeben.

О МЕТОДИКЕ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ
МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЛИНЕЙНОГО ПРИВОДА

В исследованиях линейных асинхронных электроприводов (ЛАП) нередко появляется необходимость экспериментального определения механической характеристики двигателя. Такая задача может возникать как в стадии проектирования линейного асинхронного двигателя (ЛАД) с целью экспериментальной проверки расчетных характеристик двигателя, так и в ходе эксплуатации с целью анализа работы привода. Как отмечается в [1, 2, 3] задача точного и непосредственного экспериментального определения действующих в линейном приводе сил может представить значительные трудности, связанные в основном с совмещенным характером вторичной системы (ВС) линейного двигателя и рабочего органа привода. Такая свойственная к линейному приводу структура ВС приводит к невозможности прямого измерения всех действующих в приводе сил, т.е. информация об электромагнитной силе, развиваемой двигателем, будет неизбежно смешана с информацией о статической силе сопротивления.

Вышеуказанные трудности становятся более значительными при проведении испытаний с движущейся вторичной системой, т.е. при экспериментальном определении механической характеристики линейного привода. Сложность экспериментального определения механической характеристики линейного привода может оказаться столь непреодолимой, что часто приходится вообще отказываться от экспериментального определения механической характеристики привода и ограничиваться контрольными измерениями лишь в режиме $s = 1$.

Точное экспериментальное определение механической характеристики ЛАД наталкивается на большие трудности, если в приводе окажется невозможным измерение статической силы со-

противления при движении ВС или ее преднамеренное изменение на известную величину, например, путем применения специального нагрузочного устройства. Такая ситуация часто встречается в линейных приводах, в которых владеющими статическими силами сопротивления являются силы трения. Однако часто не выдвигают высоких требований к точности определения механической характеристики и в таком случае может быть применена излагаемая в данной статье простая методика определения механической характеристики ЛАД. Единственным условием применимости этого метода является возможность осуществления на исследуемом линейном приводе режимов работы с установившимися скоростями движения ВС. Необходимо также иметь сведения о характере статической силы (желательно $F_c = \text{пост.}$), так и о значении F_c хоть в одной точке в диапазоне изменения скорости (обычно при скорости $v = 0$).

Идея предлагаемой методики определения механической характеристики ЛАД проста и основывается на следующих предпосылках. Полагается, что зависимость развиваемого двигателем усилия от напряжения питания двигателя имеет вид

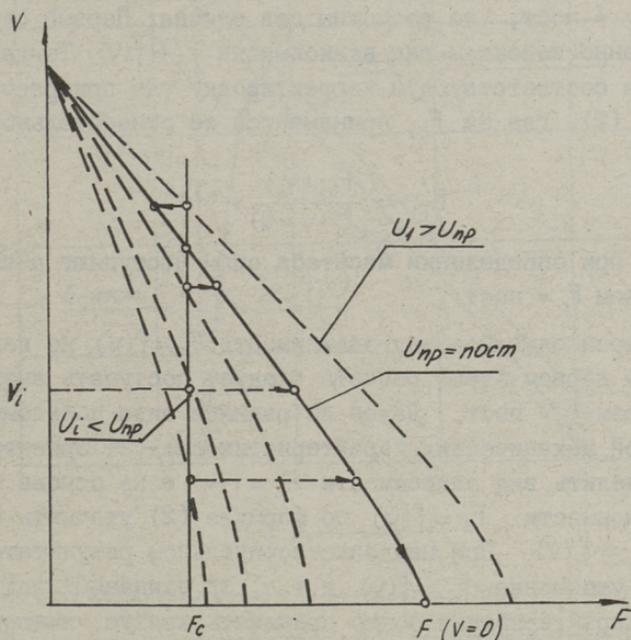
$$F = f(U^m), \quad (I)$$

где показатель степени m зависит от изменения насыщенности магнитной цепи в диапазоне изменения напряжения питания. Точное определение показателя степени m экспериментальным путем для неподвижной ВС представляет определенные трудности, связанные, в основном, с возможной точностью определения F [3]. Точность расчетного определения зависимости (I) также, по известным причинам, не может быть высокой. Однако для практических целей обычно достаточно принимать $m = 2$. Далее полагается, что зависимость (I) сохраняется и при движении ВС. Приведенные допущения при небольших изменениях напряжения питания незначительны, особенно в случае линейных двигателей, имеющих относительно большой немагнитный зазор и слабую электромагнитную связь между первичной и вторичной системами.

На основании (I) и сделанных допущений можно для установившегося режима написать

$$F_i = F_{ci} \left(\frac{U_{np}}{U_i} \right)^2, \quad (2)$$

где F_i - приведенная к напряжению U_{np} сила, развиваемая двигателем;
 F_{ci} - статическая сила сопротивления, соответствующая скорости движения ВС v_i ;
 U_i - напряжение питания двигателя.



Фиг. 1. К определению механической характеристики линейного электропривода.

Фиг. I иллюстрирует сущность идеи рассматриваемой методики определения механической характеристики ЛАД. Двигатель может подключаться к разным напряжениям $U_i = \text{const}$, на которых производится регистрация соответствующей установившейся скорости v_i . Далее по зависимости (I) при известной F_{ci} вычисляется сила F_i , соответствующая напряжению питания двигателя U_{np} и скорости v_i .

Для выполнения расчетов по (2) необходимо иметь качественные сведения о зависимости $F_c = f(v)$ и знать (или определить) значение F_{ci} хоть в одной точке. В простейшем случае, когда $F_c = \text{const}$, можно поступить следующим образом: сначала сила F_{ci} в (2) принимается равной безразмерной величине с условным значением $F_{ci} = 1$. Далее строится зависимость $F = f(v)$ аналогично приведенной на фиг. I, но на оси

абсцисс указывают расчетную силу F_i/F_{ci} . Расчетные точки соединяют кривой, которую экстраполируют до пересечения с осью абсцисс. В этой точке ($v = 0$) пусковое усилие, развиваемое двигателем, поддается относительно хорошо определению, например, методом, приведенным в источнике [3]. На основе этой точки легко определяется искомый масштаб силы. Если $F_c \neq \text{пост}$, то возможны два случая. Первый случай — качественно известен вид зависимости $F_c = f(v)$. Тогда следует вести соответствующую корректировку уже при расчете по формуле (2), где за F_{ci} принимается ее относительное значение

$$F'_{ci} = \frac{F_{ci}(v_i)}{F_c(v=0)}, \quad (3)$$

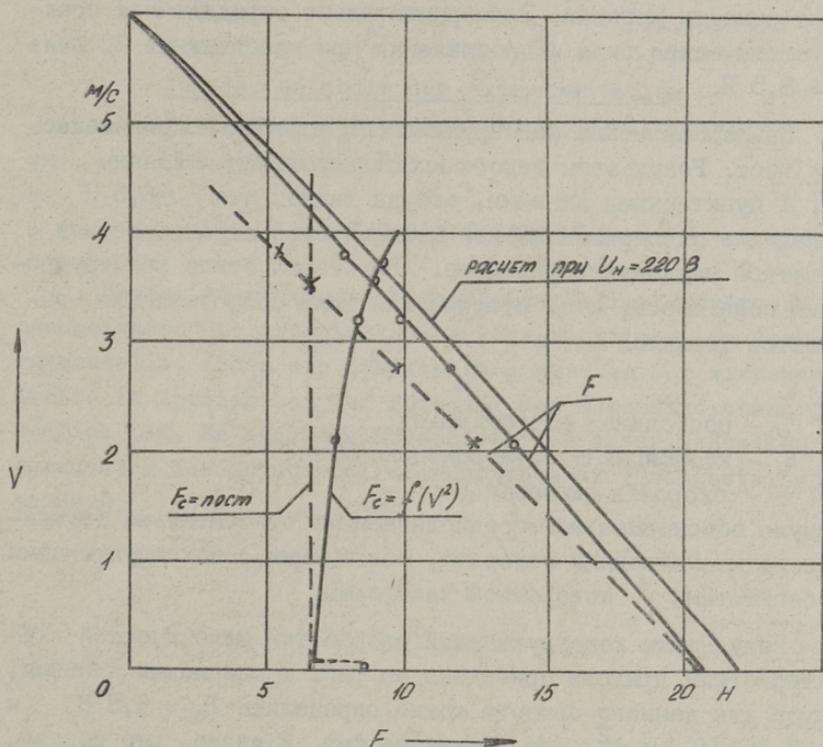
а далее при определении масштаба силы поступают аналогично со случаем $F_c = \text{пост}$.

Второй случай — вид зависимости $F_c = f(v)$ не известен. Тогда на первом этапе расчета следует поступать аналогично со случаем $F_c = \text{пост}$. Далее по разнице вида полученной и ожидаемой механических характеристик следует ориентировочно определить вид зависимости $F_c = f(v)$ и на основе полученной зависимости $F_c = f(v)$ по формуле (2) уточнить определение $F = f(v)$. При неудовлетворительном результате повторяют уточнение $F_c = f(v)$ и т.д. За ожидаемый вид механической характеристики можно принимать кривую, имеющую форму полученной $F = f(v)$, но проходящую через две точки — через точку идеального холостого хода и через известную точку $F_c(v=0)$ на оси абсцисс.

На фиг. 2 отражены результаты экспериментального определения механической характеристики линейного асинхронного электропривода манипулятора для рентгеноконтроля MR-I600DM3, имеющего дискообразную ВС и два идентичных плоских линейных двигателя ПЛАД I3/37II-6, работающих параллельно. В приводе статическая сила сопротивления образовалась в основном от сил трения F_h в опорных подшипниках поворотной платформы и от аэродинамической составляющей $F_{aэ}$

$$F_c = F_h + F_{aэ}. \quad (4)$$

Все результаты испытаний подвергались статической обработке; при этом полагалось, что вероятностная плотность статической силы распределяется по нормальному закону.



Фиг. 2. Механическая характеристика ПЛАД 13/7515-15.

Для определения механической характеристики ЛД во время испытаний изменялось напряжение при симметричном питании двигателей и регистрировалось установившееся значение скорости движения ВС. Измерения выполнялись с фазными напряжениями питания 160, 180, 200, 220 и 240 В. Обработка результатов проводилась по изложенной в [3] методике.

На фиг. 2 показаны полученные суммарные механические характеристики двигателей, приведенных к напряжению питания $U_{\phi} = 220$ В и зависимости статической силы сопротивления от скорости.

Установленные на приводе линейные двигатели типа ПЛАД имели синхронную скорость $v_0 = 6$ м/с и расчетное пусковое усилие при $U_{\phi} = 220$ В $F_{\text{пуск}} = 22$ Н. Экспериментально определенное пусковое усилие при $U_{\phi} = 220$ составляло $F_{\text{пуск}} = 20,6$ Н. Совпадение расчетного и экспериментального пусковых усилий

можно считать хорошим. Экспериментально определенная средняя статическая сила сопротивления при неподвижной ВС была $F_c = 8,5 \text{ Н}$.

На первом этапе конструктивной разработки принималась $F_c = \text{пост}$. Результаты такого конструирования показаны на фиг. 1 пунктирными линиями, откуда видно, что $F_c \approx 6,6 \text{ Н}$ и совпадение экспериментальной механической характеристики с расчетной неудовлетворительно. На втором этапе конструирования полагалось, что статическая сила сопротивления выражается формулой

$$F_c = F_{c0} + kV^2, \quad (5)$$

где F_{c0} — постоянная составляющая;

k — коэффициент пропорциональности;

V — скорость движения ВС.

Формула обосновывалась предполагаемыми относительно большими аэродинамическими потерями, связанными с конструктивными особенностями поворотной платформы.

Результаты конструктивной разработки механической характеристики привода приведены на фиг. 2 сплошными линиями, откуда для данного привода можно определить $F_{c0} = 6,8 \text{ Н}$ и $k = 0,16 \text{ Н}/(\text{м.с.})^2$. Из кривых на фиг. 2 видно, что совпадение расчетной и экспериментальной механической характеристик испытуемого линейного привода может считаться хорошим.

Л и т е р а т у р а

1. Соколов М.М., Сорокин Л.К. Электропривод с линейными асинхронными двигателями. — М., Энергия, 1974. 136 с.

2. Электропривод с линейными электродвигателями / Труды Всесоюзной конференции по электроприводам с линейными электродвигателями Ч. I...3. — Киев, 1976.

3. Арусоо А.К. Экспериментальное определение пускового усилия линейного двигателя и статической силы сопротивления при неподвижной вторичной системе. — Тр. Таллинск. политехн. ин-та, см. наст. сб. с. 17.

Von der Methodik der experimentellen
Festlegung der mechanischen Charakteristik
des Linearantriebs

Zusammenfassung

Es ist die Methode der experimentellen Bestimmung der mechanischen Charakteristik des Linearantriebs im Zustand vorgestellt, inden die unmittelbare Messung der wirkenden Kräfte im Antrieb bei der Bewegung des Sekundärsystems nicht möglich ist. Es sind die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung des Asynchroneantriebs des Drehgestells angegeben.

О ФОРМУЛЕ МЕХАНИЧЕСКОЙ ХАРАКТЕРИСТИКИ АСИНХРОННОГО КОРОТКОЗАМКНУТОГО ДВИГАТЕЛЯ

В расчетах пусковых и других электромеханических переходных процессов асинхронных электроприводов требуется знать механическую характеристику асинхронного двигателя — зависимость вращающего момента от скольжения $M = f(s)$, которая может быть задана либо в виде аналитической формулы, либо в виде графика или таблицы. В настоящее время, когда расчеты стремятся проводить при помощи цифровых вычислительных средств (ЭВМ, программируемых микрокалькуляторов и т.п.), повысился интерес к аналитическим формулам этой характеристики, так как числовые массивы (s, M) потребовали бы чрезмерно большого числа регистров памяти.

Первую аналитическую формулу механической характеристики асинхронной машины дал М. Клосс в 1916 г. в виде [1]

$$M = \frac{2M_k}{\frac{s}{s_k} + \frac{s_k}{s}}, \quad (1)$$

где M — вращающий момент машины,

M_k — максимальный (критический) вращающий момент,

s — скольжение,

s_k — критическое скольжение (при $M = M_k$).

Формула справедлива в случае независимости параметров машины от скольжения, причем активное сопротивление обмотки статора принято равным нулю. Более точная формула (с учетом активного сопротивления статора) выводится (напр., в [2] и [3]) из круговой диаграммы Гейланда [4] и представляется в виде

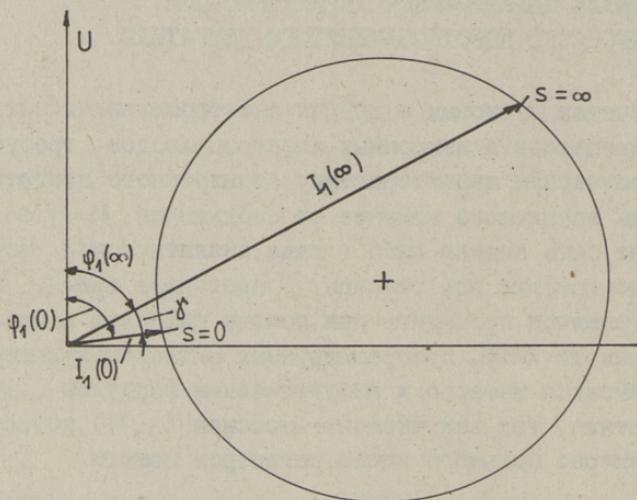
$$M = \frac{2M_k(1 + \sin\gamma)}{\frac{s}{s_k} + \frac{s_k}{s} + 2\sin\gamma}; \quad (2)$$

характерный угол γ определяется из круговой диаграммы (см. фиг. 1), как

$$\gamma = \varphi_1(\infty) - \varphi_1(0), \quad (3)$$

где $\varphi_1(\infty)$ - фазовый угол тока статора I_1 при $s = \infty$ (при идеальном коротком замыкании),

$\varphi_1(0)$ - то же, при $s = 0$ (при идеальном холостом ходе).



Фиг. 1. К определению характерного угла γ из круговой диаграммы асинхронной машины. U - приложенное напряжение, $I_1(0)$ - ток идеального холостого хода, $I_1(\infty)$ - ток идеального короткого замыкания.

Через параметры машины постоянная $\sin \gamma$ определяется формулой

$$\sin \gamma = \frac{\alpha}{\sigma} \frac{1 - \sigma}{\sqrt{(1 + \alpha^2)(1 + \frac{\alpha^2}{\sigma^2})}}, \quad (4)$$

где $\alpha = R_1 / X_1$ - отношение активного сопротивления статора R_1 к индуктивному X_1 ;

$\sigma = 1 - \frac{X_{12} X_{21}}{X_1 X_2}$ - коэффициент полного рассеяния по [5];

X_2 - приведенное индуктивное сопротивление ротора;

X_{12} и X_{21} - взаимные индуктивные сопротивления статора и ротора.

Формула (4) приводится также, с заменой обозначения $\sin \gamma$ на обозначение ε [2] или на произведение αs_{κ} [6], в виде

$$\varepsilon = \alpha s_k = \frac{R_1}{\sqrt{R_1^2 + X_\sigma^2}} \approx \frac{R_1}{X_\sigma}, \quad (5)$$

где X_σ — индуктивное сопротивление рассеяния ("короткого замыкания")

$$X_\sigma = X_{1\sigma} + X_{2\sigma} = \frac{\sigma}{1-\sigma} X_1. \quad (6)$$

В [2] указывается, что для ориентировки можно принять

$$\varepsilon \approx 5 s_{\text{ном}}, \quad (7)$$

где $s_{\text{ном}}$ — номинальное скольжение двигателя.

Встречаются и другие упрощающие рекомендации, например

$$\varepsilon \approx s_k. \quad (8)$$

Легко заметить, что в случае $R_1 = 0$ формула (2) превращается в (1).

Формула (2) также справедлива только для машин, параметры которых не зависят от скольжения. Поэтому реальные механические характеристики короткозамкнутых асинхронных двигателей с глубоким пазом или с двойной беличьей клеткой могут существенно отличаться от рассчитанных по (2). В качестве примера на фиг. 2 приведены механические характеристики двух двигателей единой серии 4А основного исполнения [7] и характеристики, рассчитанные по приведенным в [7] значениям s_k , M_k и ε .

Фиг. 2 достаточно наглядно показывает, что формулы (1) и (2) намного отличаются от реальных механических характеристик серийных асинхронных двигателей. В частности, вместо плавного убывания при $s > s_k$, вращающий момент реальных двигателей имеет в интервале $s_k < s < 1$ явно выраженный минимум. Поэтому на практике вместо формул (1) или (2) продолжают применяться графоаналитические методы расчета электромеханических переходных процессов, основанные на графическом представлении механической характеристики двигателя; одной из первых можно назвать методику, изложенную в [8].

В 1976 г. Н.Н. Буторин [9] предложил откорректировать упрощенную с учетом (8) формулу механической характеристики асинхронного двигателя путем ввода в нее дополнительной слагающей:

$$M = \left[\frac{2(1+s_k)(1-bs_k)}{\frac{s}{s_k} + \frac{s_k}{s} + 2s_k} + bs \right] M_k, \quad (9)$$

где b — поправочный множитель, учитывающий, что с ростом скольжения, из-за увеличения активного сопротивления ротора, появляется как бы дополнительный вращающий момент, возрастающий, по предположениям [9], приблизительно пропорционально скольжению.

Поправочный множитель b должен быть выбран так, чтобы при $s = 1$ вращающий момент двигателя был равен каталожному пусковому моменту M_n . Это условие выполняется, когда

$$b = \frac{M_n - M_n'}{M_k - s_k M_n'}, \quad (10)$$

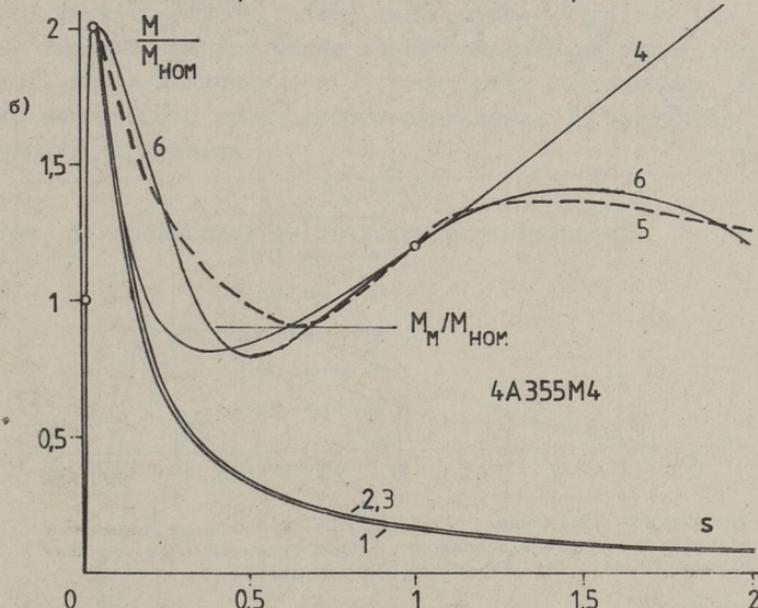
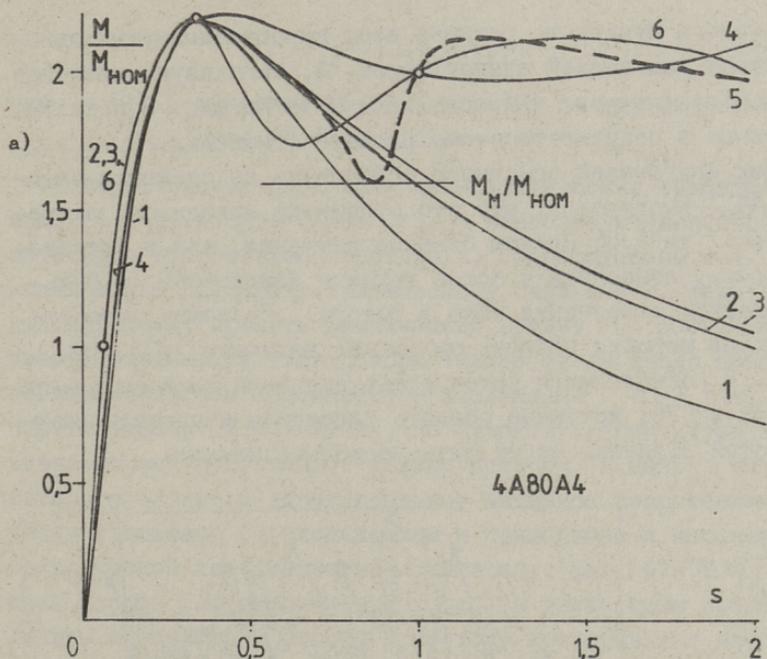
где M_n — пусковой момент двигателя,

M_n' — пусковой момент по (9) в случае $b = 0$.

Однако и формула (9), как показывает фиг. 2, не совпадает с фактической механической характеристикой реальных асинхронных двигателей. В частности, формула не позволяет учитывать минимума вращающего момента в области $s_k < s < 1$ и дает неверное представление о характеристике при $1 < s < 2$ (в режиме реверса). Поэтому необходимо продолжить поиск других формул, в большей степени учитывающих ход механической характеристики реальных асинхронных двигателей.

На фиг. 2 показано, что до критического скольжения ($0 < s < s_k$) формула (2) намного лучше представляет механическую характеристику реальных двигателей, чем формулы (1) и (9); в частности, рассчитанный по этой формуле вращающий момент при номинальном скольжении отличается от номинального не более, чем на $\pm 5\%$. Направивается вывод, что структура этой формулы, справедливая для двигателей с неизменными параметрами, должна быть сохранена и в случае нелинейных двигателей, но для учета нелинейности, проявляющейся особенно при скольжениях $s > s_k$, величины M_k , s_k и ε , как функции параметров двигателя, должны считаться зависимыми от скольжения.

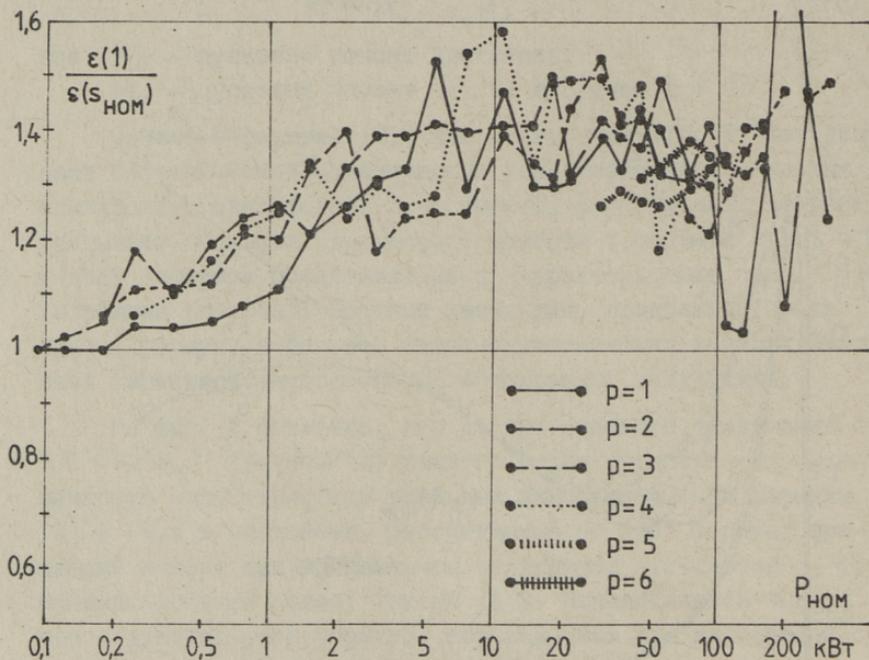
Для выявления зависимости $\varepsilon = f(s)$, по упрощенному варианту формулы (5) был проведен расчет величины ε для но-



Фиг. 2. Механические характеристики четырехполюсных асинхронных короткозамкнутых двигателей единой серии 4А основного исполнения.

а - двигатель 4А80А4 (1,1 кВт), б - двигатель 4А355М4 (315 кВт). 1 - по формуле (1); 2 - по формуле (2) с учетом (5); 3 - то же, при упрощенном варианте формулы (5); 4 - по формуле (9); 5 - предполагаемые характеристики по заданным в [7] точкам ($s_{НОМ}$, $M_{НОМ}$), (s_K , M_K), (I , $M_{П}$) и минимальному вращающему моменту M_M ; 6 - по формуле (13).

минального и пускового режимов всех короткозамкнутых односкоростных двигателей единой серии 4А, используя числовые значения параметров, приведенные в [7]. На фиг. 3 показаны полученные в результате этого расчета отношения $\varepsilon(1)/\varepsilon(s_{\text{НОМ}})$ для всех двигателей основного исполнения со степенью защиты IP 44. Выявляется, что это отношение находится в пределах от 1 до 1,6, причем большие значения, как и следовало ожидать, относятся к более крупным двигателям (с большим эффектом вытеснения тока в роторе). Возможно, что относительно широкая область рассеяния величины $\varepsilon(1)/\varepsilon(s_{\text{НОМ}})$ на фиг. 3 объясняется неточностью значений параметров, приведенных в [7]; истинные область рассеяния и пределы изменения этой величины могут быть несколько меньше.



Фиг. 3. Зависимость отношения $\varepsilon(1)/\varepsilon(s_{\text{НОМ}})$ от номинальной мощности двигателей основного исполнения единой серии 4А (при степени защиты IP 44). p — число пар полюсов двигателя.

Изменение величины $\varepsilon = f(s)$ в пределах 1,6:1, как показали расчеты, настолько мало влияет на рассчитанную по (2) механическую характеристику двигателя, что эта величина в практических расчетах вполне может считаться равной

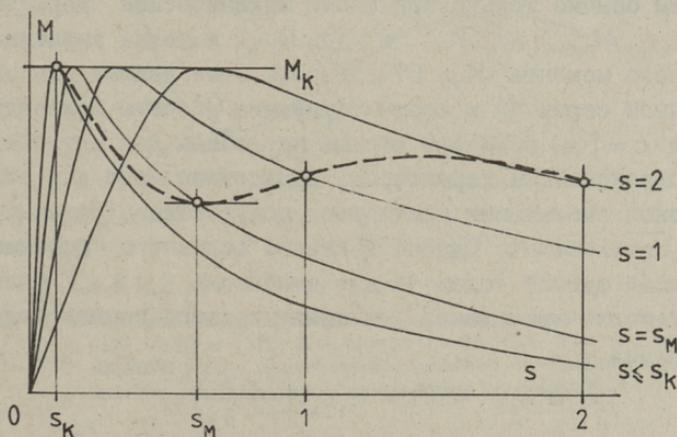
$$\varepsilon = \varepsilon(1) = \text{const.}, \quad (\text{II})$$

где $\varepsilon(1)$ — значение коэффициента ε по неупрощенной формуле (5) при скольжении $s = 1$.

Из остальных двух величин — критических вращающего момента M_K и скольжения s_K — наибольшую зависимость от активного сопротивления ротора и, следовательно, от скольжения можно ожидать у критического скольжения. Если, в целях простоты, принять критический момент M_K постоянным и учесть вытеснение тока ротора только путем ввода некоторого изменяющегося критического скольжения $s'_K = f(s)$, то короткозамкнутый двигатель, по существу, приводится к эквивалентному двигателю с фазным ротором, в цепь ротора которого вводится дополнительное активное сопротивление, увеличивающееся со скольжением и приводящее к изменению механической характеристики двигателя (фиг. 4). Такая замена хорошо соответствует упрощенным физическим представлениям процессов в роторе и поэтому представляет несомненный интерес вопрос, может ли формула (2) достаточно хорошо выражать механические характеристики реальных двигателей, когда величины ε и M_K считаются постоянными, а вместо неизменного критического скольжения s_K вводится изменяющаяся величина

$$s'_K = cs, \quad (\text{I2})$$

где c — зависящий от скольжения коэффициент.



Фиг. 4. Изменение механической характеристики двигателя при увеличении критического скольжения с увеличением скольжения.

Формулу (2) можно тогда записать в виде

$$M = \frac{2M_k(1+\varepsilon)}{c + \frac{1}{\varepsilon} + 2\varepsilon}. \quad (I3)$$

Если вращающий момент M для какого-либо скольжения s известен, то эта же формула может использоваться для определения коэффициента c . Для этого (I3) преобразуется в квадратичное уравнение

$$c^2 - 2 \left[\frac{M_k}{M}(1+\varepsilon) - \varepsilon \right] c + 1 = 0. \quad (I4)$$

откуда при $s \geq s_k$

$$c = \frac{M_k(1+\varepsilon) - \varepsilon - \sqrt{\left[\frac{M_k}{M}(1+\varepsilon) - \varepsilon \right]^2 - 1}}{1}. \quad (I5)$$

В случае $s \leq s_k$, как уже указывалось, формула (2) может использоваться без изменений; другими словами, в формуле (I3) можно принять

$$c = s_k / s. \quad (I6)$$

По (I5) легко заметить, что при $M = M_k$, как и должно быть, $c = 1$, а в случае $M = \text{const} \neq f(s)$ получается $c = \text{const}$.

Наиболее точно и полно функция $c = f(s)$ может определяться по экспериментально снятой механической характеристике двигателя. Большой практический интерес представляет, однако, определение этой функции по справочным данным, содержащим обычно только три точки механической характеристики - $(s_{\text{ном}}, M_{\text{ном}})$, (s_k, M_k) и $(1, M_n)$, а также значение минимального момента M_m [7]. Анализ этих данных для двигателей единой серии 4А и соответствующие расчеты показали, что функция $c = f(s)$ обладает весьма неудобным для математической аппроксимации характером, вследствие чего для разных диапазонов скольжения приходится пользоваться разными формулами приближения. Однако в случае основного исполнения двигателей единой серии 4А для диапазона $s_k \leq s \leq 1$ была получена вполне приемлемая для практического применения аппроксимация

$$c = c_1 s + (1 - c_1 s_k) \left(\frac{1-s}{1-s_k} \right)^k, \quad (I7)$$

где c_1 - значение коэффициента c при $s = 1$, легко вычисляемое по формуле (I5);

k – показатель степени, зависящий от соотношения минимального и пускового моментов $M_{\text{м}}/M_{\text{п}}$.

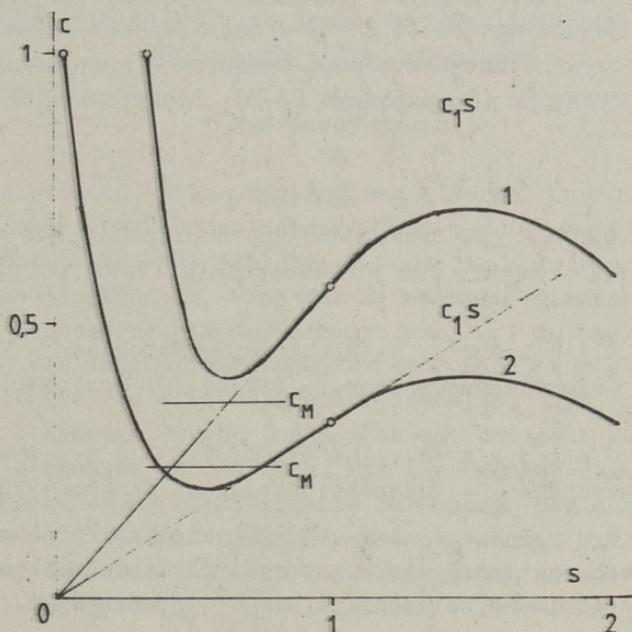
У рассматриваемого типа двигателей соотношение $M_{\text{м}}/M_{\text{п}}$ колеблется в пределах от 0,7 до 0,9, а показатель степени k , как показали проведенные расчеты, в пределах от 4 до 6. Когда минимальный момент по формуле (13) допускается определять с погрешностью порядка +5 %, то в формуле (17) достаточно принять

$$k \approx 5. \quad (18)$$

Для диапазона скольжений $1 \leq s \leq 2$ получена усредненная аппроксимирующая зависимость

$$c = c_1 s - (2c_1 - c_2)(s - 1)^2, \quad (19)$$

где c_2 – вычисленное по (15) значение коэффициента c при известном вращающем моменте реверса (при $s = 2$).



Фиг. 5. Зависимость коэффициента $c = s_{\text{к}}'/s$ от скольжения по формулам (17), (18) и (19). 1 – двигатель 4А80А4, 2 – двигатель 4А355М4. $c_{\text{м}}$ – минимальное значение коэффициента c , соответствующее минимальному вращающему моменту $M_{\text{м}}$.

На фиг. 5 в качестве примера показаны полученные для двигателей 4А80А4 и 4А355М4 зависимости $c = f(s)$, вычис-

ленные по формулам (I7) (с упрощающим предположением $k = 5$) и (I9) (с упрощающим предположением $c_2 = c_1$). На фиг. 2 (кривые 6) представлены полученные по этой методике механические характеристики этих двигателей. По сравнению с другими (с кривыми 1, 2, 3 и 4), полученные характеристики заметно ближе к реальным и могут, при более тщательном подборе показателя степени k в формуле (I7), по минимальному моменту точно подгоняться к реальным характеристикам.

Проведенная работа показывает, что при расчете электромеханических переходных процессов (пуска, реверса и т.п.) асинхронных электроприводов при помощи ЭВМ или других программируемых вычислительных средств, механические характеристики асинхронных короткозамкнутых двигателей могут аппроксимироваться комплексом вышеприведенных формул (I3), (I6), (I7) и (I9). Формулы настолько просты, что для расчета переходных процессов могут использоваться простейшие широко доступные вычислительные средства - программируемые микрокалькуляторы (Электроника БЗ-34, Электроника МК-56 и др.).

Л и т е р а т у р а

1. К л о в М. Drehmoment und Schlüpfung des Drehstrommotors. - Archiv für Elektrotechnik, 1916, 5, Н. 3, S. 53-87.
2. R i c h t e r R. Elektrische Maschinen / Vierter Band. Die Induktionsmaschinen. - Berlin, J. Springer, 1936. 442 S.
3. J o r d a n H., K l i m a V., K o v a c s K.P. Asynchronmaschinen. - Budapest, Akadémiai Kiadó, 1975. 532 S.
4. Н е у л а н д А.Н. Ein graphisches Verfahren zur Vorausberechnung von Transformatoren und Mehrphasenmotoren. - Elektrotechnische Zeitschrift, 1894, 15, Н. 41, S. 561 - 564.
5. В е h n - Е s c h e n b u r g H. Theoretisches über Wechselstrommotoren. - Elektrotechnische Zeitschrift, 1894, 15, Н. 12, S. 178-182.
6. Ч и л и к и н М.Г., К л ю ч е в В.И., С а н д л е р А.С. Теория автоматизированного электропривода. - М., Энергия, 1979. 616 с.

2. Асинхронные двигатели серии 4А. Справочник. - М., Энергоиздат, 1982. 504 с.

8. W o o d r u f f E.C. Graphic method for speed-time and distance-time curves. - Proceedings of the AIEE, 1914, p. 1689.

9. Б у т о р и н Н.Н. Способ построения механической характеристики асинхронного двигателя. - Электричество, 1976, № 4, с. 79-80.

E. Risthein

Über die Formel der Drehmomentkennlinie des Käfigläufer-Asynchronmotors

Zusammenfassung

Wie bekannt, gilt die klassische Formel der Drehmomentkennlinie des Asynchronmotors $M = 2M_k(1 + \varepsilon) / (s_k/s + s/s_k + 2\varepsilon)$ (M - Drehmoment, s - Schlupf, M_k und s_k - kritische Drehmoment und Schlupf, ε - von der Parameter der Maschine abhängige Konstante), in der die Grössen M_k , s_k und ε als unabhängig vom Schlupf angesehen werden, nicht für die Käfigläufermotoren. Es wird vorgeschlagen, statt s_k/s eine vom Schlupf abhängige Grösse c einzuführen, die nach zugefügten Formeln berechnet werden kann. Als Anwendungsbereich der vorgeschlagenen Formeln wird die Berechnung der Ausgleichsvorgänge in Käfigläuferasynchronmotorantrieben mit Hilfe von elektronischen Rechnern (incl. programmierbare Taschenrechner) angegeben.

ОБ УЧЕТЕ ПУСКОВЫХ ТОКОВ АСИНХРОННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ
ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ ПИКОВЫХ ТОКОВЫХ НАГРУЗОК
ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

При проектировании систем электроснабжения промышленных предприятий часто приходится проверять потери напряжения и отстройку защиты от кратковременного (пикового) тока, возникающего при пуске одного (обычно наиболее мощного) асинхронного двигателя заданной группы электроприемников. Чаще всего такая группа является чисто двигательной и состоит из 5...100 асинхронных двигателей различной номинальной мощности; могут, однако, встречаться и другие составы группы (электродвигатели с электронагревательными установками, с электрическим освещением, с конденсаторными батареями и т.д.).

В литературе по электроснабжению промышленных предприятий ([1], [2] и др.) этот вопрос решается упрощенно — пусковой ток запускаемого двигателя арифметически складывается либо с полным расчетным током данной группы по формуле

$$I_{p.n} = I_p + I_{п.наиб}, \quad (1)$$

либо с расчетным током, определенным за исключением рассматриваемого двигателя, т.е. по формуле

$$I_{p.n} = I_p - K_{и} I_{ном.наиб} + I_{п.наиб}. \quad (2)$$

В этих формулах

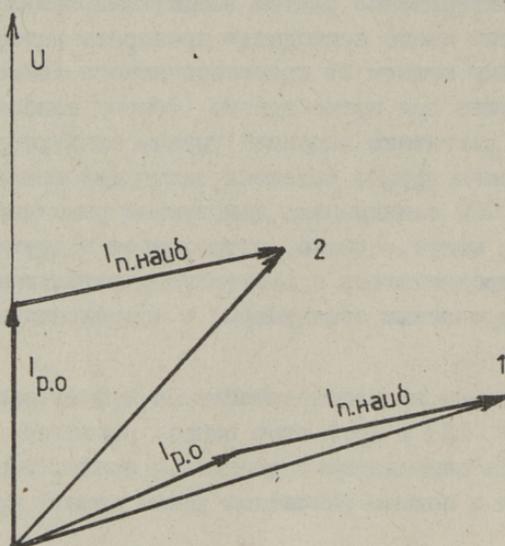
$I_{p.n}$ — расчетный пиковый ток, вызванный пуском двигателя с наибольшим пусковым током в данной группе;

I_p — расчетный (обычно максимальный получасовой) ток данной группы, определяемый обычно по [3]; аналитические формулы для этого расчета приведены в [4];

- $I_{п.наиб}$ - наибольший из пусковых токов двигателей данной группы;
- $I_{ном.наиб}$ - номинальный ток двигателя с наибольшим пусковым током;
- k_i - коэффициент использования активной мощности этого же двигателя (отношение средней активной мощности к номинальной).

Основным недостатком простых формул (1) и (2) является погрешность от несовпадения фаз токов I_p и $I_{п.наиб}$; нетрудно показать, что наибольшие погрешности могут ожидать в случае приблизительного равенства модулей этих токов

$$I_p \approx I_{п.наиб} \quad (3)$$



Фиг. 1. Векторная диаграмма токов при пуске одного асинхронного электродвигателя в группе электроприемников. 1 - при коэффициенте мощности остальной нагрузки $\cos \varphi_{р.о} = 0,4$; 2 - при $\cos \varphi_{р.о} = 1$. $I_{п.наиб}$ - наибольший из пусковых токов двигателей, $I_{р.о}$ - расчетный ток остальной нагрузки.

Так как коэффициент мощности электродвигательной нагрузки обычно лежит в пределах от 0,4 до 0,7 [2] и при компенсации реактивной мощности доходит до 1, а коэффициент мощности во время пуска асинхронного двигателя в среднем

составляет 0,2, то угол между векторами токов \dot{I}_p и $\dot{I}_{п.наиб}$ в условиях (3) может быть от 12 до 78° (фиг. 1). В первом случае погрешность относительно мала (порядка 2 %) и формулы арифметического сложения могут считаться вполне приемлемыми; во втором случае погрешность может достигать до 22 %, что обычно неприемлемо. Дополнительная, но не столь существенная погрешность возникает от упрощенного учета остальной нагрузки, особенно в случае формулы (1).

В недалеком прошлом, когда расчеты проводились одними только ручными средствами (логарифмической линейкой, непрограммируемыми микрокалькуляторами), уточнение и соответствующее усложнение расчетных формул были бы бесцельными, так как это приводило бы к неоправданному увеличению затрат времени при выполнении расчетов. Однако в настоящее время широко могут использоваться программируемые вычислительные средства (ЭВМ и программируемые микрокалькуляторы), которые одновременно со значительным уменьшением затрат человеческого труда могут вести расчет по намного более точным методам. Это позволяет и в рассматриваемом случае перейти к более точным формулам и избегать, благодаря этому, ошибок, которые могли бы привести к завышению сечений проводников и уставок защитных аппаратов. Уточнение расчета имеет в нашем случае, следовательно, несомненный экономический эффект.

Для более точного расчета пиковых нагрузок можно было бы пользоваться формулой

$$I_{p.n} = \frac{S_{p.n}}{\sqrt{3} U_{ном}} = \frac{\sqrt{P_{p.n}^2 + Q_{p.n}^2}}{\sqrt{3} U_{ном}}, \quad (4)$$

где $S_{p.n}$ - расчетная пиковая полная мощность, кВА;
 $P_{p.n}$ - расчетная пиковая активная мощность, кВт;
 $Q_{p.n}$ - расчетная пиковая реактивная мощность, квар;
 $U_{ном}$ - номинальное напряжение рассматриваемой группы электроприемников, кВ (единицы мощностей и напряжения приведены для случая, когда ток $I_{p.n}$ выражается в амперах).

При этом

$$\left. \begin{aligned} P_{p.n} &= P_{п.наиб} + P_{p.o} \\ Q_{p.n} &= Q_{п.наиб} + Q_{p.o} \end{aligned} \right\}, \quad (5)$$

где $P_{п.наиб}$ и $Q_{п.наиб}$ - активная и реактивная составляющие пусковой мощности двигателя с наибольшим пусковым током;

$P_{р.о}$ и $Q_{р.о}$ - расчетные активная и реактивная мощности остальных электроприемников группы.

Задача, таким образом, делится на две части:

1) определение $P_{п.наиб}$ и $Q_{п.наиб}$,

2) определение $P_{р.о}$ и $Q_{р.о}$.

Так как для определения расчетных мощностей $P_{р.о}$ и $Q_{р.о}$ имеется хорошо проработанная нормативная методика [3], то основной интерес представляет определение пусковой мощности асинхронного двигателя.

Активная и реактивная составляющие пусковой мощности асинхронного двигателя могут определяться формулами

$$\left. \begin{aligned} P_n &= S_n \cos \varphi_n \\ Q_n &= S_n \sin \varphi_n \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где полная пусковая мощность

$$S_n = \frac{I_{п*} P_{ном}}{\eta_{ном} \cos \varphi_{ном}} \quad (7)$$

Здесь $I_{п*}$ - относительный пусковой ток двигателя;

$\eta_{ном}$ - номинальный к.п.д.;

$\cos \varphi_{ном}$ - номинальный коэффициент мощности;

$\cos \varphi_n$ - пусковой коэффициент мощности.

Величины $I_{п*}$, $\eta_{ном}$ и $\cos \varphi_{ном}$ приведены в каталогах и на заводских табличках двигателей. Во время проектирования электроснабжения, однако, тип двигателя часто неизвестен и поэтому представляет интерес вопрос, могут ли эти величины, в пределах допускаемых погрешностей, достаточно просто вычисляться по заданной номинальной мощности двигателя.

Величины $\cos \varphi_n$ и $\sin \varphi_n$ могут определяться из опыта короткого замыкания или по параметрам схемы замещения двигателя. Для двигателей серии 4А эти параметры приведены, в частности, в специальном справочнике [5]. И для этих величин представляет интерес возможность их выражения в качестве функции номинальной мощности двигателя $P_{ном}$.

Для сокращения дальнейших записей введем относительные величины

$$S_{п*} = S_{п} / P_{ном}, \quad P_{п*} = P_{п} / P_{ном}, \quad Q_{п*} = Q_{п} / P_{ном}, \quad (8)$$

где относительная пусковая полная мощность

$$S_{п*} = \frac{I_{п*}}{\eta_{ном} \cos \varphi_{ном}}. \quad (9)$$

Для определения угла $\varphi_{п}$ могут использоваться приведенные в [5] относительные активные и реактивные сопротивления в режиме короткого замыкания $R_{кп}$ и $X_{кп}$, а также индуктивное сопротивление цепи намагничивания X_{μ} . Пренебрегая потерями в стали, можно написать, что

$$\varphi_{п} = \arctg \frac{Y_{кп} \cos \varphi_{кп}}{Y_{кп} \sin \varphi_{кп} + \frac{1}{X_{\mu}}}, \quad (10)$$

где

$$Y_{кп} = \frac{1}{\sqrt{R_{кп}^2 + X_{кп}^2}}, \quad \varphi_{кп} = \arctg \frac{X_{кп}}{R_{кп}}. \quad (11)$$

На основании (9), (10) и (11) легко определить

$$\left. \begin{aligned} P_{п*} &= S_{п*} \cos \varphi_{п} \\ Q_{п*} &= S_{п*} \sin \varphi_{п} \end{aligned} \right\}. \quad (12)$$

Для выявления закономерностей $P_{п*} = f(P_{ном})$ и $Q_{п*} = f(P_{ном})$ были, по формулам (9)...(12), определены значения $P_{п*}$ и $Q_{п*}$ двигателей единой серии 4А основного исполнения со степенью защиты IP 44 и с синхронной частотой вращения 1500 I/мин для всех приведенных в каталоге номинальных мощностей - от 0,06 до 315 кВт; число двигателей в этом диапазоне составляло 31. Результаты расчета представлены на фиг. 2.

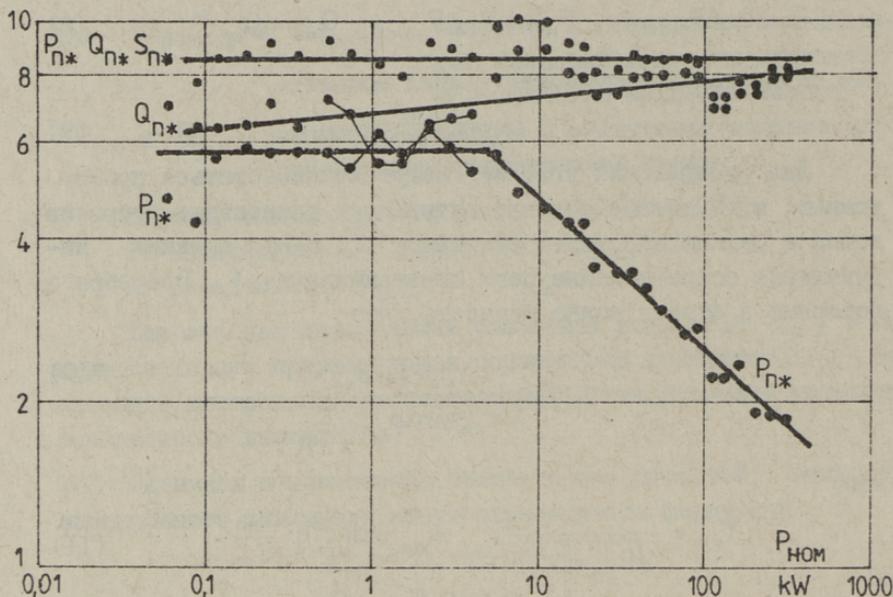
Регрессионный анализ методом наименьших квадратов показал, что относительная пусковая активная мощность может в случае $P_{ном} > 5$ кВт выражаться формулой

$$P_{п} = 8,95 P_{ном}^{-0,28} \approx 9 P_{ном}^{-0,28} \quad (13)$$

при квадрате коэффициента корреляции 0,978, что может считаться хорошим показателем приближения. При $P_{ном} \leq 5$ кВт можно считать, что

$$P_{п*} = 5,7 = \text{const}. \quad (14)$$

Отклонение формул (13) и (14) от значений, полученных после расчета на основании [5], не превышает +5 %.



Фиг. 2. Зависимость относительных активной, реактивной и полной пусковой мощности асинхронных двигателей серии А4 основного исполнения со степенью защиты IP 44, с синхронной частотой вращения 1500 1/мин. Точками показаны результаты расчета по [5], сплошные линии соответствуют формулам (13), (14), (15) и (16).

Таким же методом для относительной пусковой реактивной мощности получена формула

$$Q_{п*} = 6,76 P_{ном}^{0,026} \approx 6,7 P_{ном}^{0,03} \quad (15)$$

при квадрате коэффициента корреляции 0,325 и при отклонениях от значений, полученных по [5], до +10 %.

Выявлено также, что относительная пусковая полная мощность, если допускать отклонения от расчета по [5] до +15 %, может считаться равной

$$S_{п*} = 8,4 = \text{const.} \quad (16)$$

Таким образом, формулы (13), (14) и (15) могут считаться вполне пригодными для расчета пиковых нагрузок, вызванных пуском асинхронных электродвигателей, а также для расчета потерь напряжения в этом режиме. Формула (16) может применяться для ориентировочного определения пускового тока двигателя при отсутствии каталожных данных.

Полученные выводы относятся, строго говоря, только к четырехполюсным короткозамкнутым асинхронным двигателям

серии 4А основного исполнения со степенью защиты IP 44. Однако по изложенной методике аналогичные расчеты могут быть проведены также для других серий и исполнений, после чего можно получить обобщенные рекомендации по расчету рассматриваемых пиковых нагрузок. Структура полученных формул при таком обобщении, по всей вероятности, не изменится. Что касается практического применения формул, то они настолько просты, что позволяют использовать для расчета даже самые простые программируемые вычислительные средства, включая программируемые микрокалькуляторы любого типа. Применение изложенной методики расчета может существенно упростить программы систем автоматического проектирования электрических сетей.

Л и т е р а т у р а

1. М у к о с е е в Д.Л. Электроснабжение промышленных предприятий. М., Энергия, 1973. 584 с.

2. Справочник по электроснабжению промышленных предприятий. Промышленные электрические сети / Под ред. А.А. Федорова и Г.В. Сербиновского. М., Энергия, 1980. 576 с.

3. Указания по определению электрических нагрузок в промышленных установках. - Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок, 1968, № 6, с. 3-17.

4. Р и с т х е й н Э.М. О расчете активных электрических нагрузок с применением вычислительных средств. - Промышленная энергетика, 1980, № 10, с. 22-23.

5. Асинхронные двигатели серии 4А. Справочник. М., Энергоиздат, 1982. 504 с.

Über die Berücksichtigung des Anlassstromes
der Asynchronmotoren bei Vorausberechnung
der Spitzenstrombelastungen in elektrischen
Netzen

Zusammenfassung

Es wird nachgewiesen, dass die vereinfachten Verfahren, die gegenwärtig beim Entwurf von industriellen Elektrizitätsversorgungsnetzen zur Berechnung von durch Anlass der Asynchronmotoren hervorgerufenen Spitzenstrombelastungen gebraucht werden, zur Überdimensionierung der Leiterquerschnitte und zur Vergrößerung der Schutzeinrichtungen führen kann. Es werden genauere Formeln vorgeschlagen, die bei der rechnergestützten Projektierung der Industriernetze angewendet werden können.

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ПЛОТНОСТИ ТОКА И СОПРОТИВЛЕНИЕ ТНС

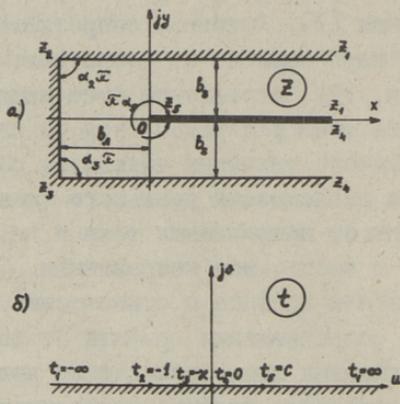
В работах [1, 2] было рассмотрено распределение магнитного поля трехфазного нагревателя сопротивления (далее ТНС) из графита для установок выращивания монокристаллов по методу Чохральского. Для расчета и анализа режимов работы ТНС как источника тепла и индуктора вращающегося магнитного поля нужно уметь определить сопротивление ТНС.

Рассматриваемый ТНС выполнен в виде полого цилиндра из графита с продольными прорезами для направления токов в аксиальном направлении [1]. Активное сопротивление такого ТНС в значительной мере зависит от сопротивления торцовых участков нагревателя, где направление тока изменяется на обратное, а плотность тока распределяется по сложному закону. Определение точного значения активного сопротивления ТНС затруднено из-за зависимости удельного электрического сопротивления графита от направления тока и неравного нагрева элементов его в аксиальном направлении. Однако ввиду хорошей теплопроводности графита и относительно малой зависимости удельного сопротивления графита от температуры, можно в первом приближении пренебречь этими явлениями, принимая удельное сопротивление графита постоянной величиной. Влияние зависимости удельного сопротивления графита от направления тока можно учесть при помощи поправочного коэффициента, определяемого опытным путем.

Удельное электрическое сопротивление графита, применяемого в ТНС, находится при рабочей температуре в пределах $\rho_r = 10 \dots 13$ мк.Ом.м. Следовательно, при промышленной частоте тока глубина проникновения электромагнитного поля в материал ТНС составляет $0,23 \dots 0,26$ м, что намного больше поперечных размеров элементов нагревателя. Ввиду этого можно пренебречь также явлением поверхностного эффекта в

элемента нагревателя и рассматривать распределение плотности тока в ТНС при промышленной частоте практически совпадающим с распределением плотности постоянного тока. Это позволяет использовать для определения распределения плотности тока в торцовых участках ТНС аналогию между полем постоянного тока и электростатическим полем с использованием метода конформных отображений [3]. По этому методу определение интегральных параметров (сопротивление, проводимость) по картине сложного поля заменяется определением тех же параметров по картине поля простой конфигурации на конформно-отображенной плоскости.

Конформное отображение верхней полуплоскости на плоскость торца нагревателя. Для определения распределения тока в торцовом участке ТНС считаем элемент торца ТНС плоским, и имеющим симметрию относительно оси x , направленной по середине прореза между двумя сторонами (фиг. 1 а). Из-за



Фиг. 1. Конформное отображение области элемента ТНС на верхнюю полуплоскость t .

относительной малости прореза, шириной его можно пренебречь, а длину принимать бесконечно большой. В таком случае торцовую зону элемента ТНС можно представить в виде "многоугольника", изображенного на фиг. 1 а, с вершинами z_1, z_2, z_3, z_4, z_5 , причем вершины z_1 и z_4 находятся в бесконечности. Зададим точкам верхней полуплоскости $t = u + jv$

(фиг. I б), соответствующие вершинам "многоугольника" на плоскости $z = x + jy$ значения: $t_1 = \pm \infty$, $t_2 = -1$, $t_3 = \infty$, $t_4 = 0$, $t_5 = c$, где значения ∞ и c зависят от ширины элемента b_s и ширины торцовой части элемента b_n . Учитывая, что $\alpha_1 = \alpha_4 = 0$, $\alpha_2 = \alpha_3 = 1/2$ и $\alpha_5 = 2$, можно написать конформное отображение плоскостей по формуле Кристоффеля-Шварца [3] в виде

$$z = C_1 \int \prod_{k=2}^5 (t-t_k)^{\alpha_k-1} dt + C_2 = C_1 \int \frac{(t-c) dt}{t\sqrt{(t+1)(t+\infty)}} + C_2. \quad (I)$$

Для определения постоянной C_1 используем условие, что при обходе точки $t_4 = 0$ по окружности бесконечно малого радиуса r ($t = r e^{j\varphi}$) функция $z(t)$ по формуле (I) получает приращение $\Delta z = -j C_1 \pi \frac{c}{\sqrt{\infty}}$, чему на плоскости z соответствует значение приращения $\Delta z = -j b_s$. Отсюда получаем

$$C_1 = \frac{b_s \sqrt{\infty}}{\pi}. \quad (2)$$

Обойдя точку $t_4 = 0$ по окружности бесконечно большого радиуса r , функция $z(t)$ получает приращение $\Delta z = j C_1 \pi$, чему на плоскости z соответствует $\Delta z = j b_s$. Отсюда следует, что

$$C_1 = \frac{b_s}{\pi}. \quad (3)$$

Приравнивая (2) и (3), получим

$$c = \sqrt{\infty}. \quad (4)$$

Интегрируя уравнение (I) с учетом (3) и (4), получим

$$z = \frac{b_s}{\pi} \left[\ln(2\sqrt{R} + 2t + \infty + 1) + \ln \frac{2\sqrt{\infty}R + (\infty + 1)t + 2\infty}{t} \right] + C_2, \quad (5)$$

где

$$R = \sqrt{(t+1)(t+\infty)}. \quad (6)$$

Используя соответствие точек $z_2 = -b_n + j b_s$ и $t_2 = -1$, получим

$$C_2 = -b_n - b_s \frac{2}{\pi} \ln(1-\infty). \quad (7)$$

Определив постоянную C_2 , можно формулу конформного отображения записать в виде

$$z = \frac{b_s}{\pi} \left\{ \ln \left[2\sqrt{(t+1)(t+\infty)} + 2t + \infty + 1 \right] + \ln \frac{2\sqrt{\infty} \sqrt{(t+1)(t+\infty)} + (\infty + 1)t + 2\infty}{(1-\infty)^2 t} \right\} - b_n. \quad (8)$$

Выражение (8) может быть получено также, как частный случай, из формулы на с. 358 в [4].

Из соответствия точек $z_5 = 0$ и $t_5 = c$ получим формулы для определения параметра c

$$b_l^* = \frac{b_l}{b_5} = 2 \ln \frac{1+\sqrt{c}}{1-\sqrt{c}}. \quad (9)$$

откуда

$$c = \sqrt{\kappa} = \text{th}^2(b_l^* \frac{\pi}{4}). \quad (10)$$

Определение плотности тока в торцовых зонах ТНС. При постоянном токе распределение плотности тока в элементах ТНС определяется распределением потенциала поля U . При конформных отображениях потенциалы соответствующих точек плоскостей z и t равны, что позволяет относительно просто определить поле в плоскости t . Задавая потенциалы для точек плоскости z , расположенных в бесконечности (где $z = z_1$ и $z = z_4$) мы тем самым зададим потенциалы для точки $t_4 = 0$ и дуги полуокружности с радиусом $r = |t_1| = \infty$ плоскости t . Такому распределению потенциалов на плоскости t соответствует картина электростатического поля, создаваемого заряженной осью, расположенного в начале координат плоскости t . Согласно [5] такое поле описывается комплексным потенциалом

$$W = V + jU = jA \ln t + K, \quad (11)$$

где V и U - функция потока и потенциальная функция;

A - вещественная постоянная;

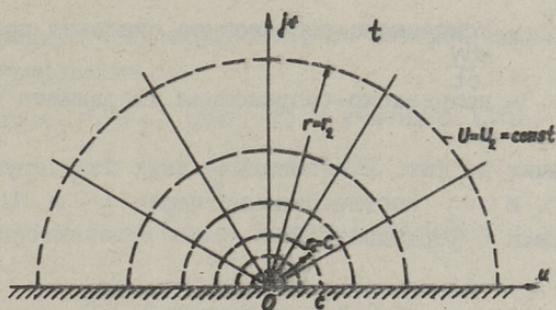
$K = K_1 + jK_2$ - комплексная постоянная.

Выражая точки плоскости t в полярных координатах (r , φ), получим

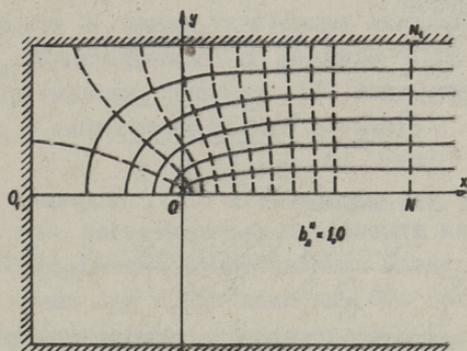
$$V = -A \cdot \varphi + K_1, \quad (12)$$

$$U = A \ln r + K_2. \quad (13)$$

Отсюда следует, что на плоскости t линии напряженности электрического поля являются лучами ($\varphi = \text{const}$), исходящими из начала координат, а эквипотенциальные линии ($r = \text{const}$) - полуокружностями с центром в начале координат (фиг. 2). При конформном отображении этих линий на плоскость z получим картину поля у торца элемента ТНС, изображенную на фиг. 3.



Фиг. 2. Распределение электрического поля в плоскости t .



Фиг. 3. Распределение электрического поля в торцевой части элемента ТНС при $b_3^* = 1$.

При этом линии напряженности электрического поля (сплошные кривые) являются также линиями плотности тока.

Как видно из кривых на фиг. 3, поле тока значительно неоднородно в торцевом участке элемента нагревателя, а в участках, где $x > b_3$, становится однородным.

Напряженность электрического поля в плоскости t определяется формулой [3]

$$\vec{E}_t = -j \left(\frac{d\bar{W}}{dt} \right) = \frac{A}{t} = \frac{A}{r} e^{j\varphi}, \quad (14)$$

где $\left(\frac{d\bar{W}}{dt}\right)$ - комплексно-сопряженное значение производной $\frac{dW}{dt}$;
 \bar{t} - комплексно-сопряженная координата плоскости t .

Обозначим на фиг. 2 потенциалы двух полуокружностей с радиусами r_1 и r_2 соответственно через U_1 и U_2 . Тогда в соответствии с формулой (I3)

$$U_1 = A \ln r_1 + K_2, \quad U_2 = A \ln r_2 + K_2, \quad (I5)$$

откуда

$$A = -\frac{U_1 - U_2}{\ln \frac{r_2}{r_1}}, \quad K_2 = U_1 - A \ln r_1. \quad (I6)$$

Напряженность электрического поля в плоскости z определяется формулой

$$\vec{E}_z = -j \left(\frac{d\bar{W}}{dz} \right) = \vec{E}_t \left(\frac{dt}{dz} \right). \quad (I7)$$

Согласно (I) и (3)

$$\left(\frac{dt}{dz} \right) = \frac{\pi}{b_s} \frac{t \sqrt{(\bar{t}+1)(\bar{t}+\alpha)}}{(\bar{t}-c)}.$$

Подставляя это выражение в (I7), получим

$$\vec{E}_z = E_x + j E_y = -\frac{(U_1 - U_2) \pi}{\ln \frac{r_2}{r_1} b_s} \frac{\sqrt{(\bar{t}+1)(\bar{t}+\alpha)}}{(\bar{t}-c)} = E_p \cdot f(\bar{t}), \quad (I8)$$

где E_p - т.н. расчетное значение напряженности электрического поля, получаемое из (I8) при $t \rightarrow \infty$, т.е. при $x \gg b_s$

$$E_p = \frac{U_2 - U_1}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \frac{\pi}{b_s}. \quad (I9)$$

Сопротивление элемента нагревателя. Поскольку комплексный потенциал поля и емкость между электродами при конформных отображениях не изменяются, то на основе аналогии поля постоянного тока с электростатическим полем [5] не изменяется также сопротивление постоянному току. Это позволяет определить сопротивление элемента нагревателя вместо плоскости z на плоскости t .

Ток в плоскости t (равное току плоскости z) определяется формулой

$$I = \delta \int_0^{\pi} \frac{1}{\rho_r} |E_t| r d\varphi = \frac{1}{\rho_r} \delta \pi A, \quad (20)$$

где δ - толщина элемента нагревателя;

r - радиус полуокружности, по которой ведется интегрирование.

Принимая $r_1 = c$ (фиг. 2) и учитывая (16), получим

$$I = \frac{1}{\rho r} \delta \pi \frac{U_1 - U_2}{\ln \frac{r_2}{c}}, \quad (21)$$

откуда сопротивление между полуокружностями с радиусами $r_1 = c$ и r_2

$$R_{12} = \frac{U_1 - U_2}{I} = \frac{\rho r}{\pi \delta} \ln \frac{r_2}{c}. \quad (22)$$

Полуокружностям с радиусами $r_1 = c$ и r_2 на плоскости z соответствуют линии O_1O и N_1N на плоскости z (фиг. 3).

На основе свойств конформных отображений сопротивление на плоскости z между указанными линиями равно сопротивлению R_{12} , определяемому по формуле (22). С другой стороны, сопротивление элемента ТНС между линиями O_1O и N_1N на фиг. 3 можно представить в виде

$$R_{12} = \rho r \frac{l_{p12}}{\delta b_s}, \quad (23)$$

где l_{p12} - т.н. расчетная длина элемента нагревателя для определения сопротивления между указанными линиями при предположении, что поле является равномерным с напряженностью $|E_z| = E_p$.

Из равенства формул (22) и (23) следует

$$l_{p12} = \frac{b_s}{\pi} \ln \frac{r_2}{c} = l_1 + \Delta l_T = l_1 + \beta b_s, \quad (24)$$

где l_1 - расстояние от начала координат до линии N_1N (фиг. 3);

Δl_T - эквивалентная расчетная длина, учитывающая торцовую часть элемента нагревателя и неоднородность поля;

β - т.н. коэффициент учета влияния торца.

Из (24) получим

$$\Delta l_T = \beta b_s = \frac{b_s}{\pi} \ln \frac{r_2}{c} - l_1. \quad (25)$$

Длине l_1 соответствует средняя координата линии N_1N на фиг. 3. Поскольку $l_1 > b_s$, то ее можно выражать через формулу (8), принимая $t = r_2 = u_2$. Тогда для определения коэффициента β получается зависимость

$$\beta = \frac{\Delta l_T}{b_s} = b_n^* + \frac{1}{\pi} \left\{ 2 \ln \frac{1-\varepsilon}{\sqrt{c}} - \ln \left[2 \sqrt{\left(1 + \frac{1}{u_2}\right) \left(1 + \frac{\varepsilon}{u_2}\right)} + 2 \frac{\varepsilon+1}{u_2} \right] - \right. \\ \left. - \ln \left[2 \sqrt{\varepsilon} \sqrt{\left(1 + \frac{1}{u_2}\right) \left(1 + \frac{\varepsilon}{u_2}\right)} + \frac{2\varepsilon}{u_2} + \varepsilon + 1 \right] \right\}. \quad (26)$$

Устремляя u_2 к бесконечности, и проводя некоторые преобразования, получим

$$\beta = b_n^* - \frac{2}{\pi} \ln \operatorname{sh} \left(b_n^* \frac{\pi}{2} \right). \quad (27)$$

При $l_1/b_s > 1,25$ погрешность от перехода к $u_2 = \infty$ будет менее 1%. Следовательно, для определения коэффициента β вместо формулы (26) можно воспользоваться более простой формулой (27).

Учитывая изложенное, можно фазное сопротивление ТНС определить формулой

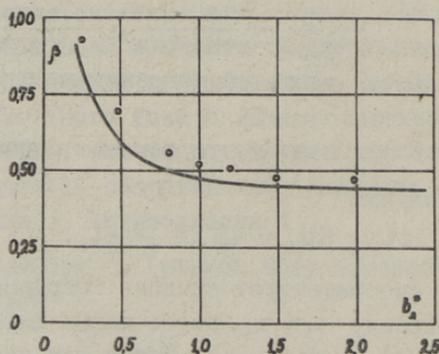
$$R_\phi = \rho_\pi \frac{2q}{\delta b_s} \left[l_{н1} + (\beta_1 + \beta_2) c_T b_s \right], \quad (28)$$

где $l_{н1}$ — длина прямолинейного участка элемента ТНС;

β_1 и β_2 — коэффициенты, учитывающие соответственно влияние нижнего и верхнего торцов ТНС;

$2q$ — число элементов в одной фазе ТНС;

c_T — поправочный коэффициент, учитывающий влияние неравномерного нагрева и зависимость удельного сопротивления графита ТНС от направления тока. Из эксперимента $c_T = 1, 1, \dots, 1, 2$.



Фиг. 4. Коэффициент β в зависимости от b_n^* .

На фиг. 4 приведена кривая зависимости коэффициента β от относительного размера торца ТНС $b_{л}^*$, рассчитанная по формуле (27). Как видно из этой кривой, при $b_{л}^* > 1,5$ значение β остается практически постоянным и равным примерно 0,44.

Аналогичные результаты получены также экспериментальным путем на макетах элементов нагревателя из бронзы при питании макетов током промышленной частоты. Поскольку удельное сопротивление бронзы на порядок ниже удельного сопротивления графита, то на результаты эксперимента оказывал влияние поверхностный эффект, ввиду чего результаты эксперимента (точки на фиг. 4) отличались от теоретических значений на 8...12%. Характер экспериментальной зависимости коэффициента β подтверждает правильность теоретической зависимости.

Л и т е р а т у р а

1. К е с к ю л а В.Ф., П е т р о в Г.Н. Магнитное поле трехфазного нагревателя. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1982, № 539, с. 37-46.

2. К е с к ю л а В.Ф., П е т р о в Г.Н. Магнитное поле трехфазного нагревателя с учетом краевых эффектов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1983, № 559, с. 41-49.

3. Ф у к с Б.А., Ш а б а т Б.В. Функции комплексного переменного и некоторые их приложения. М., Наука, 1964. 388 с.

4. Б и н с К., Л а у р е н с о н П. Анализ и расчет электрических и магнитных полей. М., Энергия, 1970. 376 с.

5. Г о в о р к о в В.А. Электрические и магнитные поля. М., Энергия, 1968. 488 с.

V. Kesküla.

The Distribution of the Current Density and the
Resistance in the Three-Phase Heater

Summary

The paper deals with the determination of the distribution of current density in the cylindrical three-phase resistance heater. The distribution of the electrical field is investigated by the method of conformal transformations. The results are used for calculation of the phase resistance of the three-phase heater.

ВЛИЯНИЕ НАРУЖНОГО ФЕРРОМАГНИТНОГО МАГНИТОПРОВОДА
НА ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЕ ПОЛЕ ТНС

В [I] было рассмотрено распределение электромагнитного поля трехфазного нагревателя сопротивления (ТНС) для установок выращивания монокристаллов по методу Чохральского. Задачей такого нагревателя является обеспечение нагрева и электромагнитного перемешивания расплава в процессе роста монокристалла.

В настоящей статье рассматривается влияние наружного кольцевого ферромагнитного магнитопровода на электромагнитное поле ТНС и электромагнитные процессы в расплаве.

Из-за высокой температуры нагревателя кольцевой магнитопровод можно устанавливать только на определенном расстоянии от нагревателя либо внутри камеры установки, либо вне камеры установки.

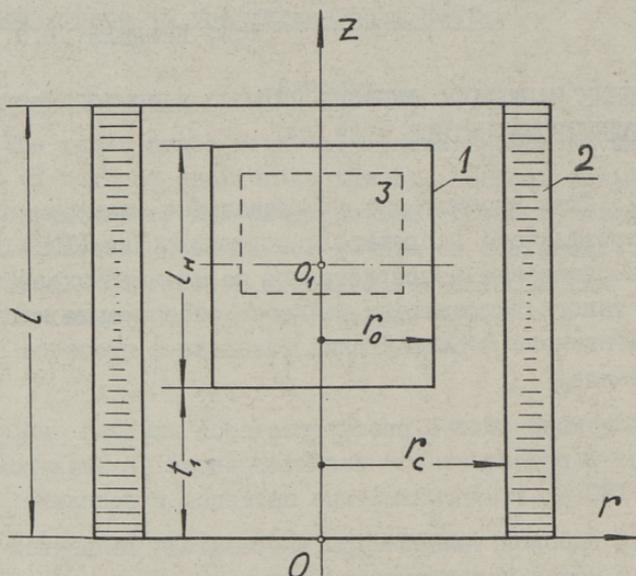
Первичное электромагнитное поле ТНС с наружным ферромагнитным кольцом. Для учета влияния наружного ферромагнитного кольца на электромагнитное поле ТНС исходим из расчетной модели, продольный разрез которой приведен на фиг. 1. На этой модели ТНС заменен как и в [I], бесконечно тонким цилиндрическим токовым слоем с радиусом r_0 , длиной l_n и с заданным распределением линейной плотности тока $\vec{\sigma}(\varphi, r)$. Кольцевой магнитопровод с внутренним радиусом r_c имеет длину $l > l_n$. Магнитная проницаемость кольцевого магнитопровода принимается равной бесконечности. Используем систему цилиндрических координат (r, φ, z) .

Распределение линейной плотности аксиальной составляющей тока ТНС задано в виде двойного ряда [I]

$$\sigma_z(\varphi, z) = \sum_{\nu} J_{m\nu} \left[\sigma_{m\nu} \sum_k c_k \sin(k \frac{\pi}{l} z) e^{j(\omega t + \nu \varphi)} \right], \quad (I)$$

где $\sigma_{m\gamma}$ - амплитудное значение γ -й гармоники линейной плотности тока ТНС без учета торцовых эффектов (см. формулу (7) в [1]);

c_k - коэффициент разложения $\sigma_z(z)$ в аксиальный ряд с периодом $2l$ при учете торцовых эффектов ТНС.



Фиг. 1. Расчетная модель: 1 - нагреватель; 2 - ферромагнитное кольцо; 3 - тигель для расплава.

Цилиндрическая поверхность нагревателя разделяет пространство расчетной модели на две области: I) $r \leq r_0$ и II) $r_0 \leq r \leq r_c$. В обеих областях электропроводность среды равна нулю, вследствие чего определение электромагнитного поля сводится к решению однородных волновых уравнений для векторов электромагнитного поля. Решая, как и в [1], однородное волновое уравнение для вектора напряженности электрического поля и используя второе уравнение Максвелла, получим общие выражения составляющих векторов поля в виде формул (12) и (13), приведенных в [1].

Для определения постоянных интегрирования в этих формулах используем граничные условия, приведенные в [1] для поверхности с $r = r_0$, дополненные на поверхности с $r = r_c$ условием равенства нулю касательных составляющих вектора напряженности магнитного поля и радиальной составляющей век-

тора напряженности электрического поля. В результате получим для комплексных амплитуд радиальной, тангенциальной и аксиальной составляющих вектора магнитной индукции γ -й гармоники в I и II зонах следующие формулы:

$$\left. \begin{aligned} \dot{B}_{m\gamma r,1} &= \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} k_{c\gamma k} \frac{I'_\gamma(\alpha_k r)}{I'_\gamma(\alpha_k r_0)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}_{m\gamma \varphi,1} &= j \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} k_{c\gamma k} \frac{\gamma I_\gamma(\alpha_k r)}{\alpha_k r I'_\gamma(\alpha_k r_0)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}_{m\gamma z,1} &= \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} k_{c\gamma k} \frac{I_\gamma(\alpha_k r)}{I'_\gamma(\alpha_k r_0)} \cos \alpha_k z, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \dot{B}_{m\gamma r,2} &= \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} \left[1 - \frac{I'_\gamma(\alpha_k r) K_\gamma(\alpha_k r_c)}{K'_\gamma(\alpha_k r) I_\gamma(\alpha_k r_c)} \right] \frac{K'_\gamma(\alpha_k r)}{K'_\gamma(\alpha_k r_0)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}_{m\gamma \varphi,2} &= j \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} \left[1 - \frac{I_\gamma(\alpha_k r) K_\gamma(\alpha_k r_c)}{K_\gamma(\alpha_k r) I_\gamma(\alpha_k r_c)} \right] \frac{\gamma}{\alpha_k r} \frac{K_\gamma(\alpha_k r)}{K'_\gamma(\alpha_k r_0)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}_{m\gamma z,2} &= \sum_k \dot{B}_{0\gamma k} \left[1 - \frac{I_\gamma(\alpha_k r) K_\gamma(\alpha_k r_c)}{K_\gamma(\alpha_k r) I_\gamma(\alpha_k r_c)} \right] \frac{K_\gamma(\alpha_k r)}{K'_\gamma(\alpha_k r_0)} \cos \alpha_k z, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где

$$\dot{B}_{0\gamma k} = -j \mu_0 \sigma_{m\gamma} c_k \frac{1}{\gamma} (\alpha_k r_0)^2 I'_\gamma(\alpha_k r_0) K'_\gamma(\alpha_k r_0) \quad (4)$$

- комплексная амплитуда k -го члена ряда γ -й гармоники радиальной составляющей вектора магнитной индукции ТНС при $r = r_0$ без учета влияния ферромагнитного кольца;

$k_{c\gamma k}$ - коэффициент, учитывающий усиливающее действие ферромагнитного кольца на магнитное поле ТНС в I зоне:

$$k_{c\gamma k} = 1 - \frac{I'_\gamma(\alpha_k r_0) K_\gamma(\alpha_k r_c)}{K'_\gamma(\alpha_k r_0) I_\gamma(\alpha_k r_c)}; \quad (5)$$

$I_\gamma(\alpha_k r)$, $K_\gamma(\alpha_k r)$, $I'_\gamma(\alpha_k r)$, $K'_\gamma(\alpha_k r)$ - модифицированные цилиндрические функции и их производные;

$$\alpha_k = k \frac{\pi}{L}, \quad k = 1, 2, 3, \dots$$

Если в I зоне ферромагнитное кольцо усиливает одинаковым образом все составляющие вектора магнитной индукции, то во II зоне ($r_0 \leq r \leq r_c$) ферромагнитное кольцо усиливает

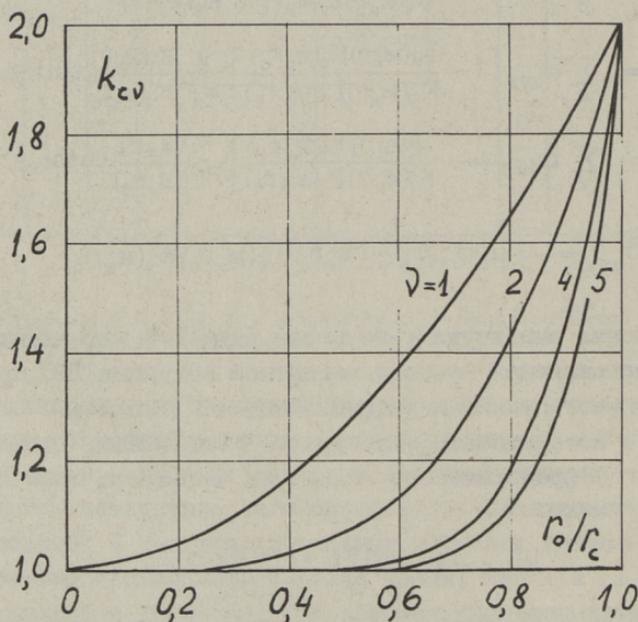
только радиальную составляющую вектора магнитной индукции ТНС по формуле

$$k_{\text{свк}}(r) = 1 - \frac{I_y'(\alpha_k r) K_y(\alpha_k r_c)}{K_y'(\alpha_k r) I_y(\alpha_k r_c)}, \quad (6)$$

а тангенциальную и аксиальную составляющие вектора магнитной индукции ослабляет по закону, выраженному в квадратных скобках этих формул в (3), обращая эти составляющие в ноль на поверхности ферромагнитного кольца.

Если в формуле (5) принять $l_H = l = \infty$, т.е. пренебречь торцовыми эффектами, то выражение коэффициента ферромагнитного кольца $k_{\text{свк}}$ упрощается к виду

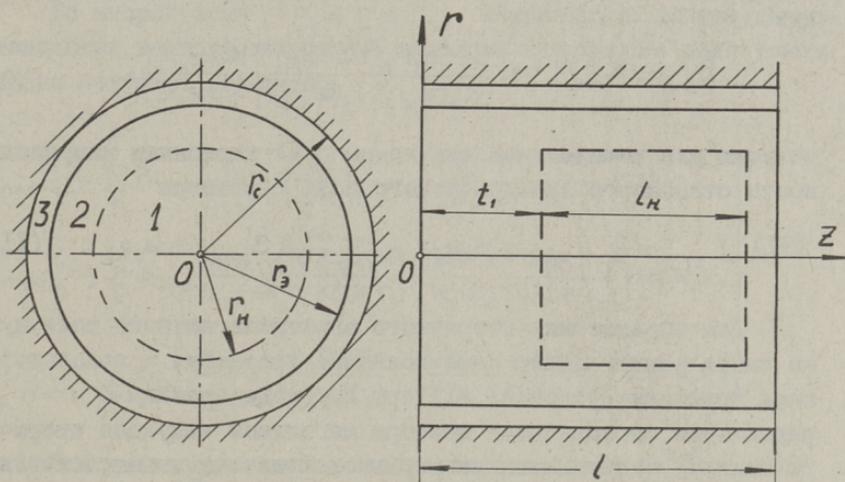
$$k_{\text{св}} = 1 + \left(\frac{r_0}{r_c}\right)^{2\nu}, \quad (7)$$



Фиг. 2. Коэффициент усиления ферромагнитного кольца $k_{\text{св}}$ в зависимости от r_0/r_c .

На фиг. 2 приведены кривые зависимости коэффициента $k_{\text{св}}$ для различных гармоник поля от отношения радиусов r_0/r_c . Как видно, наиболее сильное действие ферромагнитное кольцо оказывает на поле основной гармоники.

Распределение электромагнитного поля в системе ТНС - стенки камеры - ферромагнитное кольцо. Для определения размагничивающего действия вихревых токов стенок камеры установки на электромагнитное поле ТНС с наружным ферромагнитным кольцом используем расчетную модель, приведенную на фиг. 3.



Фиг. 3. Расчетная модель для учета вихревых токов экрана.

На этой модели стенки камеры установки заменены эквивалентным бесконечно тонким проводящим цилиндрическим экраном с радиусом r_3 , длиной l и с поверхностной проводимостью γ_Δ . Для упрощения определения электромагнитного поля этой системы рассматриваем поле в виде суммы двух полей: 1) первичного электромагнитного поля ТНС с ферромагнитным кольцом (составляющие этого поля обозначим одним штрихом) и 2) вторичного электромагнитного поля вихревых токов экрана (обозначим двумя штрихами). Тогда, для определения поля вихревых токов экрана, вместо трех областей расчетной модели можно рассматривать только две области: $r \leq r_3$ и $r_3 \leq r \leq r_c$.

Линейная плотность тока экрана имеет только две составляющие - аксиальную $\sigma_{z\Delta}$ и тангенциальную $\sigma_{\varphi\Delta}$, которые можно выражать формулами

$$\sigma_{z\Delta} = \gamma_\Delta (E''_z + E_{\text{ст}z})|_{r=r_3}, \quad \sigma_{\varphi\Delta} = \gamma_\Delta E''_\varphi|_{r=r_3} \quad (8)$$

Здесь $E_{\text{ст}z}$ - напряженность т.н. стороннего электрического поля, создаваемого вращением радиальной

составляющей магнитной индукции ТНС при $r = r_3$.

Представим комплексную амплитуду этой индукции, согласно (3) в виде

$$\dot{B}'_{m\gamma r_3} = \sum_k \dot{B}'_{\text{эвк}} \sin \alpha_k z, \quad (9)$$

где

$$\dot{B}'_{\text{эвк}} = \dot{B}'_{0\gamma k} \left[1 - \frac{I'_\gamma(\alpha_k r_3) K'_\gamma(\alpha_k r_c)}{K'_\gamma(\alpha_k r_3) I'_\gamma(\alpha_k r_c)} \right] \frac{K'_\gamma(\alpha_k r_3)}{K'_\gamma(\alpha_k r_0)}, \quad (10)$$

получим для комплексной амплитуды γ -й гармоники напряженности стороннего электрического поля выражение

$$\dot{E}'_{\text{ст}\gamma} = \sum_k \dot{E}'_{\text{эвк}} \sin \alpha_k z = - \sum_k \frac{\omega r_3}{\gamma} \dot{B}'_{\text{эвк}} \sin \alpha_k z. \quad (11)$$

Для определения вторичного электромагнитного поля нужно снова решить однородные волновые уравнения с использованием граничных условий: 1) при переходе границы с $r = r_3$ радиальная составляющая вектора магнитной индукции вторичного поля B''_r изменяется непрерывно, а касательные составляющие вектора напряженности магнитного поля \vec{H}'' изменяются скачком на величину линейной плотности тока экрана; 2) при $r = r_c$ равны нулю касательные составляющие вектора \vec{H}'' и радиальная вектора E'' . Учитывая также условия непрерывности вихревых токов экрана, получим для комплексных амплитуд составляющих вектора магнитной индукции γ -й гармоники вторичного поля в первой зоне ($r \leq r_3$) выражения

$$\left. \begin{aligned} \dot{B}''_{m\gamma r,1} &= \sum_k \dot{B}'_{\text{эвк}} K_{\text{эвк}} \frac{I'_\gamma(\alpha_k r)}{I'_\gamma(\alpha_k r_3)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}''_{m\gamma \varphi,1} &= j \sum_k \dot{B}'_{\text{эвк}} K_{\text{эвк}} \frac{\gamma}{\alpha_k r} \frac{I'_\gamma(\alpha_k r)}{I'_\gamma(\alpha_k r_3)} \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}''_{m\gamma z,1} &= \sum_k \dot{B}'_{\text{эвк}} K_{\text{эвк}} \frac{I'_\gamma(\alpha_k r)}{I'_\gamma(\alpha_k r_3)} \cos \alpha_k z, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где $K_{\text{эвк}}$ - коэффициент реакции поля вихревых токов экрана при $r \leq r_3$:

$$K_{\text{эвк}} = j \varepsilon_\gamma \frac{D_{\gamma k} \Delta}{\Delta_{\gamma k}} \Delta_{\text{сэ1}}; \quad (13)$$

$$\Delta_{\nu k} = 1 + \left(\frac{\alpha_k r_3}{\gamma}\right)^2 - j \varepsilon_{\nu} D_{\nu k} \Delta_{c31}; \quad (14)$$

$$\varepsilon_{\nu} = \frac{\omega \sqrt{\Delta \mu_0} r_3}{2\gamma}; \quad D_{\nu k} = 2 \frac{1}{\gamma} (\alpha_k r_3)^2 I'_{\nu}(\alpha_k r_3) K'_{\nu}(\alpha_k r_3); \quad (15)$$

$$\Delta_{c31} = 1 - \frac{I'_{\nu}(\alpha_k r_3) K_{\nu}(\alpha_k r_c)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3) I_{\nu}(\alpha_k r_c)}. \quad (16)$$

Во второй зоне ($r_3 \leq r \leq r_c$) комплексные амплитуды составляющих вектора магнитной индукции вторичного поля токов экрана получают выражения

$$\left. \begin{aligned} \dot{B}''_{\text{тв}r,2} &= \sum_k \dot{B}'_{\text{э}vk} \frac{K_{\text{э}vk}}{\Delta_{c31}} \left[\frac{K'_{\nu}(\alpha_k r)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3)} - \frac{I'_{\nu}(\alpha_k r) K_{\nu}(\alpha_k r_c)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3) I_{\nu}(\alpha_k r_c)} \right] \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}''_{\text{тв}r,2} &= j \sum_k \dot{B}'_{\text{э}vk} \frac{K_{\text{э}vk}}{\Delta_{c31}} \frac{\nu}{\alpha_k r} \left[\frac{K_{\nu}(\alpha_k r)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3)} - \frac{I_{\nu}(\alpha_k r) K_{\nu}(\alpha_k r_c)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3) I_{\nu}(\alpha_k r_c)} \right] \sin \alpha_k z, \\ \dot{B}''_{\text{тв}z,2} &= \sum_k \dot{B}'_{\text{э}vk} \frac{K_{\text{э}vk}}{\Delta_{c31}} \left[\frac{K_{\nu}(\alpha_k r)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3)} - \frac{I_{\nu}(\alpha_k r) K_{\nu}(\alpha_k r_c)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_3) I_{\nu}(\alpha_k r_c)} \right] \cos \alpha_k z. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Складывая одноименные составляющие векторов магнитной индукции первичного и вторичного полей по формулам (2) и (12), получим выражения составляющих комплексных амплитуд суммарной магнитной индукции в зоне $r \leq r_0$. Эти выражения можно записать в виде формул (2), где вместо коэффициента $K_{\text{свк}}$ необходимо ввести произведение этого коэффициента на коэффициент учета размагничивающего действия поля вихревых токов экрана $K_{\text{рвк}}$ на поле ТНС с ферромагнитным кольцом

$$K_{\text{рвк}} = 1 + K_{\text{эвк}} \frac{\Delta_{c31}}{K_{\text{свк}}} \frac{I'_{\nu}(\alpha_k r_0) K'_{\nu}(\alpha_k r_3)}{K'_{\nu}(\alpha_k r_0) I'_{\nu}(\alpha_k r_3)}. \quad (19)$$

На поверхности ферромагнитного кольца магнитное поле имеет только радиальную составляющую, комплексная амплитуда ν -й гармоники которой принимает вид

$$\dot{B}_{\text{св}} = \sum_k \dot{B}'_{\text{свк}} K_{\text{рсвк}} \sin \alpha_k z. \quad (20)$$

Здесь $\dot{B}'_{\text{свк}}$ — комплексная амплитуда индукции первичного поля

$$\dot{B}'_{\text{свк}} = -\dot{B}_{\text{овк}} \frac{1}{\alpha_k r_c I_{\nu}(\alpha_k r_c) K'_{\nu}(\alpha_k r_0)}; \quad (21)$$

$K_{pcvк}$ - коэффициент размагничивания вихревых токов экрана при $r_3 \leq r \leq r_c$:

$$K_{pcvк} = 1 + K_{эвк} = 1 + j\varepsilon_\nu \frac{D_{\nu к}}{\Delta_{ск}} \Delta_{сэ1}. \quad (22)$$

Если пренебречь торцовыми явлениями (бесконечно длинная система), то комплексные амплитуды составляющих суммарного магнитного поля принимают в зоне $r \leq r_0$ вид

$$\left. \begin{aligned} \dot{B}_{m\nu r,1} &= \dot{B}_{m\nu} k_{с\nu} K_{p\nu} \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\nu-1}, \\ \dot{B}_{m\nu \varphi,1} &= j \dot{B}_{m\nu r,1}, \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где $\dot{B}_{m\nu} = -j\mu_0 \frac{\sigma_{m\nu}}{2}$ - комплексная амплитуда магнитной индукции ТНС без ферромагнитного кольца при $r = r_0$;

$K_{p\nu}$ - коэффициент размагничивания вихревых токов экрана, получаемого из формулы (19):

$$K_{p\nu} = 1 - \frac{j\varepsilon_0 \left[1 + \left(\frac{r_3}{r_c}\right)^{2\nu}\right]^2 \left(\frac{r_0}{r_3}\right)^{2\nu}}{\left[1 + \left(\frac{r_0}{r_c}\right)^{2\nu}\right] \left\{1 + j\varepsilon_\nu \left[1 + \left(\frac{r_3}{r_c}\right)^{2\nu}\right]\right\}}. \quad (24)$$

На поверхностях экрана ($r = r_3$) и ферромагнитного кольца ($r = r_0$) комплексные амплитуды радиальной составляющей суммарной магнитной индукции принимают при $l_\mu = l = \infty$ соответственно вид

$$\dot{B}_{m\nu r,3} = \dot{B}_{m\nu} K_{pcv} \left[1 + \left(\frac{r_3}{r_c}\right)^{2\nu}\right] \left(\frac{r_0}{r_3}\right)^{\nu+1}, \quad (25)$$

$$\dot{B}_{с\nu} = \dot{B}_{m\nu} K_{pcv} 2 \left(\frac{r_0}{r_c}\right)^{\nu+1}, \quad (26)$$

где K_{pcv} - коэффициент размагничивания поля вихревых токов в зоне $r_3 \leq r \leq r_c$:

$$K_{pcv} = \frac{1}{1 + j\varepsilon_\nu \left[1 + \left(\frac{r_3}{r_c}\right)^{2\nu}\right]}. \quad (27)$$

Потери мощности в экране. Выражения комплексных амплитуд составляющих линейной плотности вихревых токов в экране совпадают с приведенными в [1], но комплексная амплитуда k -го члена ряда ν -й гармоники аксиального тока принимает теперь вид

$$\dot{\sigma}_{mэвк} = j\varepsilon_\nu \sigma_{m\nu} c_k \left(\frac{r_0}{r_3}\right)^2 \frac{I'_\nu(\alpha_k r_0)}{I'_\nu(\alpha_k r_3)} \frac{D_{\nu к} \Delta_{сэ1}}{\left[1 + \left(\frac{\alpha_k r_3}{\nu}\right)^2 - j\varepsilon_\nu D_{\nu к} \Delta_{сэ1}\right]}. \quad (28)$$

Наличие ферромагнитного кольца приводит к некоторому увеличению вихревых токов и потерь мощности в экране. Согласно [1], эти потери выражаются формулой

$$P_{\text{э}} = \frac{\pi r_{\text{э}} l}{2\gamma_{\Delta}} \sum_{\nu} \sum_{\kappa} \sigma_{\text{мэ}\nu\kappa}^2 \left[1 + \left(\frac{\alpha_{\kappa} r_{\text{э}}}{\gamma} \right)^2 \right]. \quad (29)$$

Для удобства определения потерь мощности в экране представим эти потери в виде произведения

$$P_{\text{э}} = P_{\text{э0}} \cdot k_{\text{осэ}}, \quad (30)$$

где $P_{\text{э0}}$ - потери мощности в экране при идеализированных условиях, когда вторичное поле, краевые эффекты и высшие гармоники поля отсутствуют;

$k_{\text{осэ}}$ - т.н. коэффициент ослабления, учитывающий влияние краевых эффектов, вторичного поля и высшие гармоники.

Рассматривая цилиндрический экран длиной l как участок бесконечно длинной системы, получим для потерь мощности в экране при идеализированных условиях выражение

$$P_{\text{э0}} = \pi r_{\text{э}}^2 l \omega \varepsilon_1 \frac{\mu_0 \sigma_{\text{м1}}^2}{2} \left[1 + \left(\frac{r_{\text{э}}}{r_{\text{с}}} \right)^2 \right]^2 \left(\frac{r_0}{r_{\text{э}}} \right)^4. \quad (31)$$

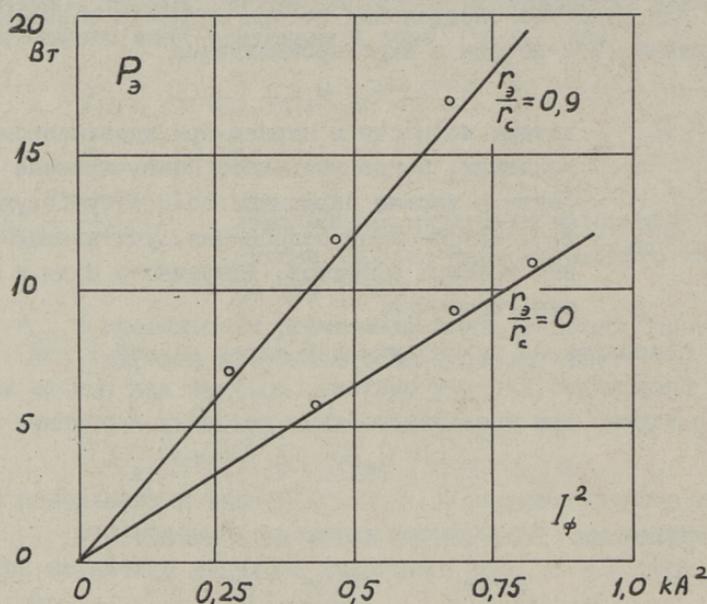
Учитывая (28), (29) и (31), получим из (30):

$$k_{\text{осэ}} = \sum_{\nu} \sum_{\kappa} \frac{c_{\kappa}^2}{2} \frac{\left[1 + \left(\frac{\alpha_{\kappa} r_{\text{э}}}{\gamma} \right)^2 \right]}{\left[1 + \left(\frac{r_{\text{э}}}{r_{\text{с}}} \right)^2 \right]^2} \frac{\left[\frac{I'_{\nu}(\alpha_{\kappa} r_0)}{I'_{\nu}(\alpha_{\kappa} r_{\text{э}})} D_{\nu\kappa} \Delta_{\text{сэ1}} \right]^2}{\left\{ \left[1 + \left(\frac{\alpha_{\kappa} r_{\text{э}}}{\gamma} \right)^2 \right]^2 + \varepsilon_{\nu}^2 D_{\text{с}\nu\kappa}^2 \Delta_{\text{сэ1}}^2 \right\}} \frac{k_{\text{об}\nu}^2}{\sqrt{2} k_{\text{об1}}^2}. \quad (32)$$

Для современных установок вращения монокристаллов кремния большого диаметра методом Чохральского, с параметрами: $r_{\text{э}} = 0,31$ м, $l_{\text{э}} = 0,75$ м, $\varepsilon_1 = \varepsilon_{\nu/\nu=1} = 0,59$ при $\frac{r_{\text{э}}}{r_{\text{с}}} = 0,9$ и $r_0/r_{\text{э}} = 0,6$ значение коэффициента ослабления по формуле (32) равно 0,12.

Для экспериментальной проверки выражения $k_{\text{осэ}}$ были определены электромагнитные вращающие моменты, действующие на неподвижный проводящий экран, расположенный между макетом ТНС и ферромагнитным кольцом. В качестве экрана был использован цилиндр из бронзы со средним диаметром $D_{\text{э}} = 2r_{\text{э}} = 0,2$ м, длиной 0,3 м и толщиной стенки 4 мм ($\varepsilon_1 = 0,5$). Вращающий момент был измерен торсионным методом, для чего цилиндрический экран был подвешен на стальную проволоку. Мощность потерь в экране определяется в таком случае про-

изведением вращающего момента на угловую частоту поля. Результаты расчета и эксперимента приведены на фиг. 4 в виде зависимости $P_3 = f(I^2)$, где I - действующее значение фазного тока макета ТНС. Из высших гармоник поля при расчете учтены гармоники до десятого порядка.



Фиг. 4. Расчетные и экспериментальные значения мощности вихревых токов экрана.

Сравнение данных расчета и эксперимента показывает их удовлетворительное совпадение, что подтверждает допустимость примененных в работе упрощений.

В работе [3] приведено описание и распределение электромагнитного поля трехфазного индукционного вращателя ИВВ, не имеющего ферромагнитного магнитопровода. Такие ИВВ применяются также для перемешивания расплава полупроводниковых материалов в качестве самостоятельных регулируемых перемешивателей. Поскольку общие выражения электромагнитного поля ИВВ совпадают с формулами ТНС, за исключением выражения амплитуд линейной плотности тока индуктора, то результаты настоящей работы непосредственно применимы также для ИВВ при использовании наружного ферромагнитного кольца.

Л и т е р а т у р а

1. К е с к ю л а В.Ф., П е т р о в Г.Н. Магнитное поле трехфазного нагревателя с учетом краевых эффектов. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1963, № 559, с. 41-49.

2. Г р и н б е р г Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М., изд-во АН СССР, 1948.

3. К е с к ю л а В.Ф., Р и с т х е й н Э.М. Магнитное поле и параметры индукционных вращателей без ферромагнитного магнитопровода. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1973, № 336, с. 3-15.

V. Kesküla, A. Kilk

The Influence of the Outside Ferromagnetic Core on the Electromagnetic Field of the Three-Phase Heaters

Summary

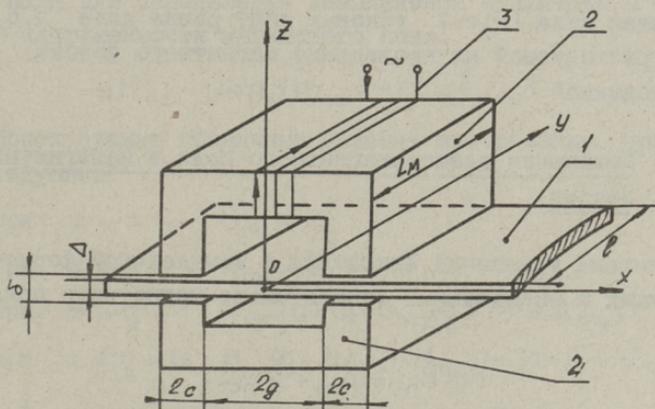
The article deals with the influence of the outside ferromagnetic core on the spatial distribution of the magnetic field in the cylindrical three-phase resistance heater and in induction rotators without ferromagnetic core, which are used for growing single crystals. The expressions of the complex vectors of the electromagnetic field are deduced.

Л.В. Валдур, Т.Э. Роосимаа

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ НЕМАГНИТНОГО ЗАЗОРА ИНДУКЦИОННОГО
ПОДОГРЕВАТЕЛЯ С ФЕРРОМАГНИТНЫМ СЕРДЕЧНИКОМ
ПРИ УЧЕТЕ КОНЕЧНОЙ ШИРИНЫ ПОДОГРЕВАЕМОЙ ЛЕНТЫ

I. Постановка задачи и исходные данные

Настоящая статья является продолжением работы [1], в которой приведено определение векторов электромагнитного поля и комплексных мощностей бесконечно широкой подогреваемой ленты с бесконечно длинным первичным магнитным полем. Невозможность определения электромагнитного поля у края ленты и учета изменения первичного магнитного поля по ширине ленты являются основными недостатками моделей статьи [1].



Фиг. 1. Эскиз конструкции подогревателя.

Конструкция подогревателя приведена на фиг. I. Подогреваемая лента I толщиной Δ и шириной l находится в зазоре магнитопровода 2 индуктора с толщиной δ . Длина магнитопровода L_m . В активной зоне магнитопровод имеет

ширину $2c$. На магнитопроводе находится обмотка 3.

Расчетная модель подогревателя (фиг. 2 и 3) позволяет определить электромагнитное поле у края подогреваемой ленты и учитывать изменение первичного магнитного поля по ширине ленты. Модель отличается от модели (фиг. 4 статьи [1]) конечными размерами подогреваемой ленты и первичного магнитного поля в направлении оси y . В немагнитном зазоре модели (фиг. 2 и 3) имеется бесконечно длинная по оси x подогреваемая лента 1, в которой находятся бесконечно тонкие изоляционные слои 2 на поверхностях $y = \kappa l$ ($\kappa = 0, \pm 1, \pm 2, \dots$). Соответственно имеется бесконечно много пульсирующих первичных магнитных полей. Первичное поле возбуждается токовыми контурами 3, находящимися в немагнитном зазоре аналогично методике А.И. Вольдека [2].

Для ленты $0 < y < l$ пульсирующее первичное магнитное поле занимает области $g < x < g + 2c$ и $-2c - g < x < -g$ при $a < y < a + l_1$. Первичные магнитные поля этих областей находятся в противофазе, кроме того $H_1(x) = -H_1(-x)$. Первичное магнитное поле соседних токовых лент находится в противофазе, кроме того $H_1(y) = -H_1(-y)$. В интервале $g < x < 2c + g$ ток, возбуждающий первичное поле, направлен по оси x , а на краях $x = g$ и $x = g + 2c$ ток направлен по оси y . Намагничивающая сила (н.с.) токовых лент равна доле н.с. обмотки, расходуемой на проведение магнитного потока через зазор толщиной δ .

2. Уравнения электромагнитного поля в немагнитном зазоре

Система уравнений Максвелла в комплексной форме для проводящих и неподвижных относительно магнитного поля сред по [2]

$$\operatorname{rot} \dot{H}_m = \dot{\delta}_m + \dot{\delta}_{\text{мст}}, \quad (1)$$

$$\operatorname{rot} \dot{E}_m = -j\omega \dot{B}_m, \quad (2)$$

$$\dot{\delta}_m = \gamma \bar{E}_m, \quad (3)$$

$$\dot{\vec{B}}_m = \mu_a \dot{\vec{H}}_m, \quad (4)$$

$$\operatorname{div} \dot{\vec{B}}_m = 0, \quad (5)$$

$$\operatorname{div} \dot{\vec{\delta}}_m = 0. \quad (6)$$

Здесь $\dot{\vec{H}}_m, \dot{\vec{\delta}}_m, \dot{\vec{E}}_m$ и \vec{B}_m - соответственно комплексные амплитуды векторов напряженности магнитного поля, плотности тока, напряженности электрического поля и магнитной индукции. В (I) плотность тока представлена двумя слагаемыми, из которых $\dot{\vec{\delta}}_m$ обусловлена пульсирующим магнитным полем с угловой частотой ω , а $\dot{\vec{\delta}}_{mct}$ представляет собой так называемую стороннюю плотность тока, обусловленную действием поперечных по отношению к подогреваемой ленте электродвижущих сил. Намагничивающая сила тока с плотностью $\dot{\vec{\delta}}_{mct}$ должна быть равной доле н.с. обмотки индуктора на немагнитный зазор.

При принятых допущениях [I] в подогреваемой ленте вектор напряженности магнитного поля имеет только z - составляющую и частные производные составляющих векторов в направлении z равны нулю.

Из уравнений (I)...(4) следует дифференциальное уравнение поля для определения комплексной амплитуды z -составляющей напряженности магнитного поля.

$$\Delta \dot{H}_{mz} - j\omega\mu_a \dot{H}_{mz} = -\operatorname{rot}_z \dot{\vec{\delta}}_{mct}. \quad (7)$$

Используемые граничные условия при решении уравнения (7) следующие:

$$\text{при } x = \pm \infty \quad \dot{H}_{mz} = 0, \quad (8)$$

$$\text{при } x = 0 \quad \dot{H}_{mz} = 0, \quad (9)$$

$$\text{при } x = g \quad \dot{H}_{mz}(g-0) - \dot{H}_{mz}(g+0) = \dot{A}_{my}, \quad (10)$$

$$\text{при } x = g + 2c \quad \dot{H}_{mz}(g+2c-0) - \dot{H}_{mz}(g+2c+0) = -\dot{A}_{my}, \quad (11)$$

где \dot{A}_{my} - комплексная амплитуда линейной плотности тока токовой ленты.

На поверхностях $y = kl$ ($k=0; \pm 1; \dots$) нормальная составляющая плотности тока $\dot{\vec{\delta}}_{my} = 0$ и на основе (I)

$$\dot{H}_{mz} = 0. \quad (12)$$

3. Составляющие векторов электромагнитного поля

На основе симметрии достаточно определить электромагнитное поле лишь в заштрихованных зонах I, II и III, указанных на фиг. 2 и 3.

Используя метод разделения переменных, граничное условие (9) и (12), получим решение уравнения (7) для зоны I ($\delta_{ст} = 0$)

$$\dot{H}_{mzI} = \sum_{k=1,2,3,\dots} A_k \operatorname{sh} \lambda_k x \sin \frac{k\pi}{l} y. \quad (13)$$

$$\lambda_k^2 = \left(\frac{k\pi}{l}\right)^2 + j\omega\mu_0\gamma.$$

Из уравнений Максвелла (1) и (2)

$$\dot{\delta}_{mxI} = \sum_{k=1,2,3,\dots} A_k \frac{k\pi}{l} \operatorname{sh} \lambda_k x \cos \frac{k\pi}{l} y, \quad (14)$$

$$\dot{\delta}_{myI} = -\sum_{k=1,2,3,\dots} A_k \lambda_k \operatorname{ch} \lambda_k x \sin \frac{k\pi}{l} y. \quad (15)$$

В зоне II комплексная амплитуда сторонней плотности тока имеет только x -составляющую, которая является функцией от координаты y .

Линейная плотность тока токовой ленты

$$\dot{A}_{mg} = \frac{\dot{F}_m}{\delta}, \quad (16)$$

где \dot{F}_m - комплексная амплитуда н.с. обмотки на зазор и

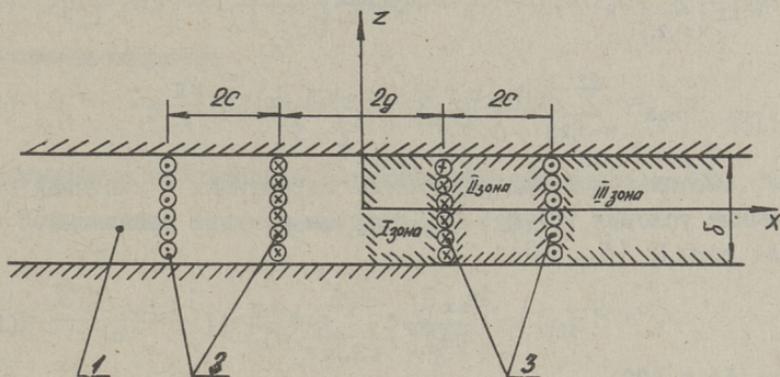
$$\dot{\delta}_{mхст} = \frac{\partial \dot{A}_{my}}{\partial y}. \quad (17)$$

Используя метод Г.А. Гринберга [3], и учитывая граничное условие (12), получим решение уравнения (7) для зоны II:

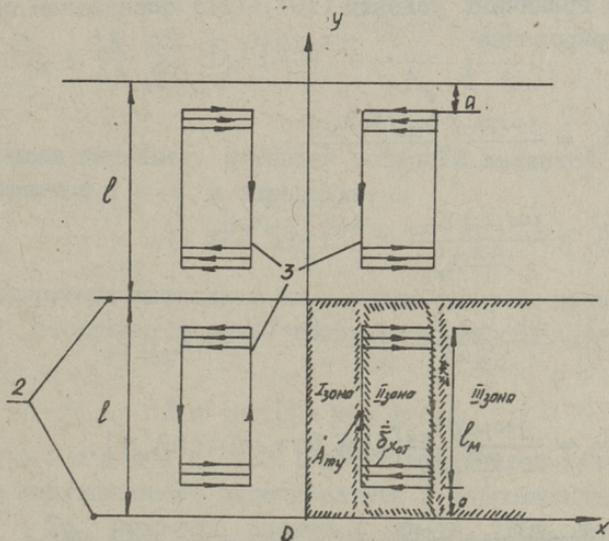
$$\dot{H}_{mzII} = \sum_{k=1,2,3,\dots} (B_k \operatorname{sh} \lambda_k x + C_k \operatorname{ch} \lambda_k x + \frac{\dot{\delta}_{\text{ок}} \frac{k\pi}{l}}{\lambda_k^2}) \sin \frac{k\pi}{l} y, \quad (18)$$

$$\dot{\delta}_{mхст} = \sum \dot{\delta}_{\text{ок}} \cos \frac{k\pi}{l} y, \quad (19)$$

Из уравнений Максвелла (1) и (2)



Фиг. 2. Расчетная модель подогревателя.



Фиг. 3. Расчетная модель подогревателя.

$$\dot{\delta}_{m\alpha II} = \sum_{k=1,2,3,\dots}^{\infty} \left[(B_k \operatorname{sh} \lambda_k x + C_k \operatorname{ch} \lambda_k x) \frac{k\pi}{l} - \frac{j\omega \mu_0 \gamma \dot{\delta}_{\alpha k}}{\lambda_k^2} \right] \cos \frac{k\pi}{l} y, \quad (20)$$

$$\dot{\delta}_{m\gamma II} = - \sum_{k=1,2,3,\dots}^{\infty} \lambda_k (B_k \operatorname{ch} \lambda_k x + C_k \operatorname{sh} \lambda_k x) \sin \frac{k\pi}{l} y. \quad (21)$$

Используя метод разделения переменных и учитывая граничные условия (8) и (12), получим решение уравнения (7) для зоны III ($\delta_{\text{CT}} = 0$):

$$\dot{H}_{mz III} = \sum_{k=1,2,3,\dots}^{\infty} D_k e^{-\lambda_k x} \sin \frac{k\pi}{l} y. \quad (22)$$

Из (I) и (22)

$$\dot{\delta}_{m\alpha III} = \sum_{k=1,2,3}^{\infty} D_k e^{-\lambda_k x} \frac{k\pi}{l} \cos \frac{k\pi}{l} y, \quad (23)$$

$$\dot{\delta}_{m\gamma III} = \sum_{k=1,2,3}^{\infty} D_k \lambda_k e^{-\lambda_k x} \sin \frac{k\pi}{l} y. \quad (24)$$

На основе граничных условий (10), (11) определяем постоянные интегрирования

$$C_k = \frac{j\omega \mu_0 \gamma \dot{\delta}_{\alpha k} \operatorname{ch} \lambda_k g}{\frac{k\pi}{l} \lambda_k^2}, \quad (25)$$

$$A_k = \frac{j\omega \mu_0 \gamma \dot{\delta}_{\alpha k}}{\frac{k\pi}{l} \lambda_k^2} e^{-\lambda_k g} (e^{-\lambda_k 2c} - 1), \quad (26)$$

$$B_k = \frac{j\omega \mu_0 \gamma \dot{\delta}_{\alpha k}}{\frac{k\pi}{l} \lambda_k^2} [e^{-\lambda_k (g+2c)} - \operatorname{ch} \lambda_k g], \quad (27)$$

$$D_k = \frac{j\omega \mu_0 \gamma \dot{\delta}_{\alpha k}}{\frac{k\pi}{l} \lambda_k^2} [\operatorname{ch} \lambda_k (g+2c) - \operatorname{ch} \lambda_k g]. \quad (28)$$

4. Комплексная мощность в подогреваемой ленте

Комплексная мощность в подогреваемой ленте, имеющей объем V

$$\tilde{S} = P + jQ, \quad (29)$$

где активная мощность

$$P = \frac{1}{2\gamma} \int_V \dot{\delta}_m \delta_m^* dv, \quad (30)$$

реактивная мощность

$$Q = \frac{\omega \mu_0}{2} \int_V \dot{H}_m \dot{H}_m^* dv, \quad (31)$$

а сопряженные комплексные величины обозначены со знаком "*".

Комплексная мощность в ленте по (29)

$$\begin{aligned} \tilde{S} = & \frac{\delta l j \omega \mu_0}{16} \left\{ j \omega \mu_0 \gamma \sum_{k=1,2,3}^{\infty} \frac{|\delta_{xk}|^2}{\left(\frac{k\pi}{l}\right)^2 \lambda_k^3} (1 - e^{-2\lambda_k c}) \cdot \right. \\ & \left. [2 + e^{-2\lambda_k g} (1 - e^{-2\lambda_k c})] + 2 \cdot 2c \sum_{k=1,2,3}^{\infty} \frac{|\delta_{xk}|^2}{\lambda_k^2} \right\}, \quad (32) \end{aligned}$$

в зонах I и III

$$\tilde{S}_I = \frac{l \delta}{4\gamma} \sum_{k=1,2,3}^{\infty} |A_k \operatorname{ch} \lambda_k g|^2 \lambda_k \operatorname{th} \lambda_k g \quad (33)$$

$$\tilde{S}_{III} = \frac{l \delta}{4\gamma} \sum_{k=1,2,3}^{\infty} |D_k|^2 \left(\frac{k\pi}{l}\right)^2 \frac{e^{-(g+2c)(\lambda_k + \lambda_k^*)}}{\lambda_k + \lambda_k^*}. \quad (34)$$

Объемная плотность активной мощности является функцией от координат x и y и определяется

$$P' = \frac{|\delta_m|^2}{2\gamma}. \quad (35)$$

Пульсирующее магнитное поле можно создать несколькими контурами сторонних токов, которые сдвинуты в направлении оси y .

Л и т е р а т у р а

1. Р о с с и м а а Т.Э. Расчет параметров немагнитного зазора индукционного подогревателя с ферромагнитным сердечником. - Тр. Таллинск. политехн. ин-та, 1982, № 539, с. 105-113.

2. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. Л., Энергия, 1970. 270 с.

3. Г р и н б е р г Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М.-Л., Изд. АН СССР, 1948. 727 с.

Calculation of Parameters for the Non-Magnetic Cap
of the Induction Heater with a Ferro-Magnetic Core
Considering Final Width of the Secondary System

Summary

The paper deals with the distribution of the electromagnetic field and the complex power in the secondary system of the induction heater. The measurement of the secondary system is taken into consideration.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТРЕБУЕМОЙ МОЩНОСТИ МГД-ДВИГАТЕЛЯ
В ДОЗАТОРНЫХ УСТАНОВКАХ

Правильное определение требуемой мощности и выбор основных параметров МГД-двигателя должны обеспечить надежную работу МГД-привода при минимальных капитальных затратах и эксплуатационных расходах.

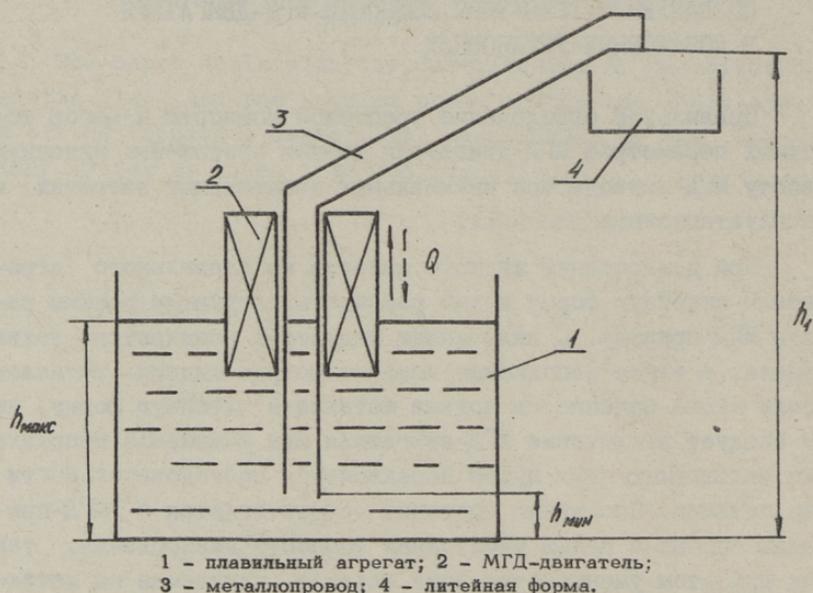
При дозировании жидкого металла из плавильного агрегата в литейную форму можно различать следующие режимы работы МГД-привода. С включением индуктора начинается залив канала, а также заполнение металлопровода жидким металлом. После этого начинается подача металла в литейную форму, чему следует выключение МГД-двигателя или изменение направления магнитного поля путем переключения последовательности фаз питания. Последняя операция осуществляется в МГД-приводах обычно с целью увеличения точности дозирования, так как при этом уменьшается доза металла, сливаемая из металлопровода под действием сил инерции.

С момента переключения последовательности фаз питания начинается быстрое уменьшение подачи металла до его прекращения и обратное течение по металлопроводу под действием электромагнитного поля индуктора и гравитационных сил.

Таким образом, основными задачами МГД-приводов являются ускорение, стабилизация и торможение потока жидкого металла.

Согласно этим задачам расчетную модель МГД-привода с погружным МГД-двигателем можно представить в виде, приведенном на фиг. I. При указанном на нем условном положительном направлении движения жидкого металла из плавильного агрегата I в литейную форму 4 МГД-привод работает в двигательном режиме. После изменения последовательности фаз на-

пряжения питания, при котором направление электромагнитного давления в жидком металле не совпадает с выбранным положительным направлением движения металла, МГД-привод работает в тормозном режиме. Теперь после изменения направления движения металла при той же последовательности фаз напряжения питания МГД-привод работает опять в двигательном режиме, т.е. состоится реверс МГД-привода.



Фиг. 1. Расчетная модель МГД-привода с погружным МГД-двигателем.
1 - плавильный агрегат; 2 - МГД-двигатель; 3 - металлопровод;
4 - литейная форма.

Для правильного выбора мощности МГД-двигателя необходимо уметь предварительно определить такие параметры установки, как подача, гидростатическое давление и потери давления гидротракта.

При отсутствии подобных данных наибольшая мощность МГД-привода должна быть определена по самым тяжелым режимам дозирования, которые могут быть заданы технологической картой литейного участка.

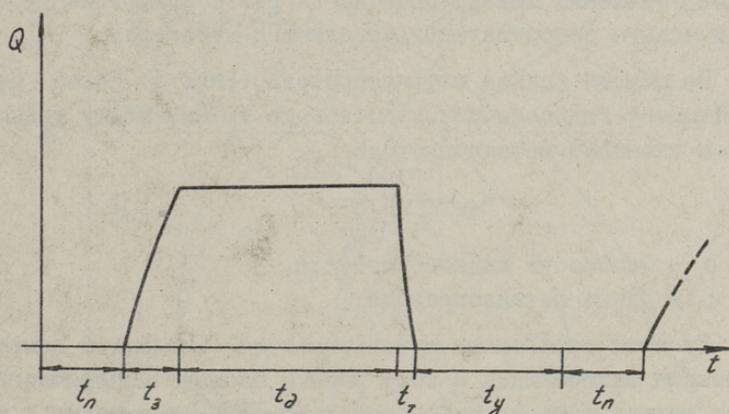
На технологических картах обычно задаются следующие основные исходные данные:
физические свойства дозируемого жидкого металла;

максимальная высота подъема жидкого металла, м	- h;
средний объем дозы, м ³	- D;
предел изменения дозы, м ³	- ΔD;
частота циклов заливки, 1/с	- f;
максимально допустимая скорость движения металла вдоль стенки формы, м/с.	- v.

На основе частоты циклов заливки определяется время одного цикла

$$t = \frac{1}{f}. \quad (I)$$

В каждом цикле заливки жидкого металла в литейную форму можно различать следующие этапы (фиг. 2): движение формы на позицию заливки; включение индуктора и увеличение подачи до заполнения металлопровода; постоянная подача до реверсирования МГД-двигателя; уменьшение подачи металла под действием гравитационных и электромагнитных сил; обратное течение металла по металлопроводу и удаление залитой формы из зоны заливки.



Фиг. 2. Цикл заполнения литейной формы на конвейере.

Цикл заливки является аналогичным и при обслуживании машин литья под давлением.

Как видно из фиг. 2, цикл заливки состоит из вспомогательных операций для перемещения и позиционирования формы, а также для заполнения металлопровода жидким металлом.

Считая, что время на торможение потока металла намного меньше продолжительности цикла, для времени дозирования t_a можно написать:

$$t_a = t - t_n - t_3 - t_y = t - t_b, \quad (2)$$

где t_n - время паузы после успокоения потока жидкого металла;

t_y - время успокоения потока жидкого металла;

t_3 - время заполнения металлотракта жидким металлом;

t_b - общее время паузы между дозами.

Тогда МГД-привод должен обеспечить подачу

$$Q = \frac{D + \Delta D}{t_a}. \quad (3)$$

Требуемая минимальная площадь поперечного сечения металлопровода

$$S_{\text{мин}} = \frac{Q}{V}. \quad (4)$$

С целью упрощения предварительных гидравлических расчетов предполагаем, что канал МГД-двигателя переходит в металлопровод того же диаметра и коэффициент гидравлического сопротивления металлопровода λ равен коэффициенту гидравлического сопротивления канала МГД-двигателя.

На основе эскиза металлопровода (фиг. I) можно найти коэффициент гидравлических потерь на трение между жидкостью и стенками металлопровода

$$k_{2T} = \frac{\lambda \rho l}{4S^2 \sqrt{\frac{S}{\pi}}}, \quad (5)$$

где ρ - плотность жидкого металла,

l - длина металлопровода.

За счет зарастания металлопровода окислами и неметаллическими включениями в ходе работы площадь поперечного сечения металлопровода уменьшается на ΔS , что ведет к увеличению коэффициента гидравлических потерь. Это можно учитывать эксплуатационным коэффициентом гидравлических потерь

$$k_{2Э} = \frac{\sqrt{\pi} \lambda \rho l}{4k_{2T}} \cdot \frac{1}{\sqrt{S - \Delta S}}, \quad (6)$$

причем $k_{2Э} \geq 1$.

Максимальная высота подъема жидкого металла согласно фиг. I

$$h = h_T - h_{\text{мин}} \quad (7)$$

и соответственно максимальное гидростатическое давление

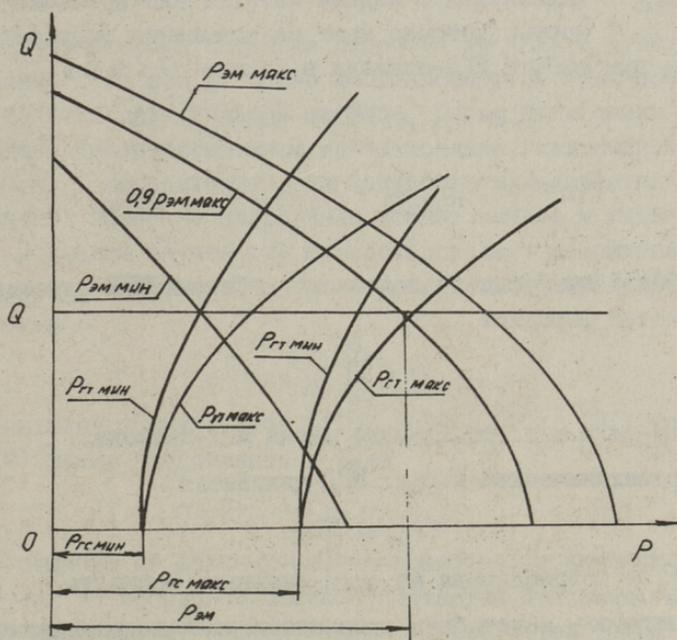
$$P_{2c\text{макс}} = h_{\text{ог}} \quad (8)$$

Потери давления гидротракта можно считать пропорциональными квадрату подачи МГД-привода [1]. Тогда максимальное давление гидравлических потерь

$$P_{2T} = k_{2T} k_{23} Q^2 \quad (9)$$

Согласно принятой расчетной модели МГД-привода (фиг. 1) определим требуемое электромагнитное давление МГД-двигателя (фиг. 3). При условии, что канал МГД-двигателя полностью заполнен металлом,

$$P_{\text{эм макс}} \geq P_{2c\text{макс}} + k_{2T} k_{23} Q^2 \quad (10)$$



Фиг. 3. Гидромеханические характеристики МГД-привода.

Согласно [2] электромагнитное давление в жидком металле при непроводящих стенках канала определяется как отношение электромагнитной мощности $P_{\text{эм}}$, передаваемой из первичной цепи во вторичную, к подаче идеального холостого хода Q_0 МГД-привода

$$P_{эм} = \frac{P_{эм}}{Q_0}. \quad (II)$$

Подача идеального холостого хода МГД-привода

$$Q_0 = 2\tau f_1(S + \Delta S), \quad (I2)$$

где f - частота напряжения питающей сети;

τ - полусное деление.

С учетом (I0) и (II) требуемая электромагнитная мощность

$$P_{эм} \geq P_{2смакс} Q_0 + k_{2т} k_{2э} Q^2 Q_0. \quad (I3)$$

Так как МГД-привод работает на повышенных скольжениях, близких к единице, то

$$P_{эм} = P_2 + \Delta P_{эл2}, \quad (I4)$$

где P_2 - выходная гидромеханическая мощность;

$\Delta P_{эл2}$ - выделяемая в жидком металле электрическая мощность, которая идет на повышение температуры.

Тогда, при работе МГД-привода в режиме $0 < \lambda < 1$,

$$P_2 \geq P_{2смакс} Q_0 + k_{2т} k_{2э} Q^2 Q_0 \quad (I5)$$

$$P_{эм} \geq P_{2смакс} Q_0 + k_{2т} k_{2э} Q^2 Q_0 + \Delta P_{эл2}. \quad (I6)$$

Общий коэффициент полезного действия МГД-привода определяется формулой

$$\eta = \prod_{i=1}^n \eta_i, \quad (I7)$$

где η_i - к.п.д. отдельного звена МГД-привода.

Электрохимический к.п.д. МГД-двигателя

$$\eta_э = \frac{P_2}{P_1}, \quad (I8)$$

где P_1 - потребляемая из сети активная мощность.

МГД-двигатель может быть характеризован гидромеханическим к.п.д.

$$\eta_н = \frac{P_{эм}}{P_{эм} + k_{2э} k_{2т} Q^2 + p_{2с}}. \quad (I9)$$

где $p_{2с}$ - гидростатическое давление, обусловленное массой столба жидкого металла в канале.

Кроме этого металлопровод характеризуется гидравлическим к.п.д.

$$\eta_2 = \frac{P_{2c}}{P_{2c} + k_{23} k_{2T} Q^2} \quad (20)$$

Из формулы (20) следует, что максимальный гидравлический к.п.д. может быть достигнут при $k_{23} k_{2T} Q^2 \rightarrow 0$. Для этого скорость течения металла должна приближаться к нулю. Однако в МГД-приводах, работающих в дозаторном режиме со средним или малым перегревом по сравнению с температурой кристаллизации жидкого металла, это может привести к остыванию металла при отсутствии внешнего дополнительного подогрева. Поэтому необходимо предварительно знать кроме максимальной скорости течения жидкого металла в металлопроводе и минимальную скорость, при которой обеспечивается заданная температура металла, а также приемлемый гидравлический к.п.д. металлопровода.

Для некоторого снижения скорости течения и увеличения гидравлического к.п.д. можно использовать системы дополнительного подогрева жидкого металла. Самым подходящим является здесь целенаправленное использование электрической мощности $\Delta P_{эл2}$, передаваемой из индуктора МГД-двигателя через немагнитный зазор на нагревание стенок канала и жидкого металла. В данном случае эта мощность создает положительный эффект и его коэффициент полезного действия определяется соотношением

$$\eta_{тепл} = \frac{\Delta P_{эл2}}{P_1} \quad (21)$$

Учитывая формулы (14), (18), (19), (20), (21) уравнение (17) можно представить в виде

$$\eta = (\eta_3 + \eta_{тепл}) \eta_n \eta_2 \quad (22)$$

В отличие от обычных электроприводов, в которых тепловые потери во вторичной системе считаются вредными, в данном случае они дают положительный эффект и тем самым повышают общий к.п.д. МГД-привода.

Л и т е р а т у р а

1. И д е л ь ч и к И.Е. Справочник по гидравлическим сопротивлениям. 2-е изд., перераб. и доп. - М., Машиностроение, 1975. 559 с.
2. В о л ь д е к А.И. Индукционные магнитогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. Л., Энергия, 1970. 272 с.

A. Oorn, V. Loigom, H. Sakkos

Die Bestimmung der beanspruchten
Leistung des MHD-Motors in der
Dosierungsanlage

Es werden besondere Bestimmungen der beanspruchten Leistung des MHD-Motors in den Anlagen, der Dosierung des Flüssigmetalls unter Berücksichtigung der spezifischen technologischen Prozesse und der Ausnutzungsbedingungen untersucht.

Es werden die Probleme der Bestimmung des Wärmewirkungsfaktors, des elektromechanischen und hydromechanischen Wirkungsfaktors behandelt.

С о д е р ж а н и е

1.	Ю.Я. Лаугис. Современный индукционный МГД-привод и тенденции его развития.....	3
2.	А.К. Арусоо. Экспериментальное определение пускового усилия линейного двигателя и статической силы сопротивления при неподвижной вторичной системе.....	17
3.	А.К. Арусоо. О методике экспериментального определения механической характеристики линейного привода.....	29
4.	Э.М. Ристхейн. О формуле механической характеристики асинхронного короткозамкнутого двигателя.....	37
5.	Э.М. Ристхейн. Об учете пусковых токов асинхронных двигателей при определении пиковых токовых нагрузок электрических сетей.....	49
6.	В.Ф. Кескюла. Распределение плотности тока и сопротивление ТНС.....	57
7.	В.Ф. Кескюла, А.О. Кильк. Влияние наружного магнитопровода на электромагнитное поле ТНС....	66
8.	Л.В. Валдур, Т.Э. Роосимаа. Расчет параметров немагнитного зазора индукционного подогревателя с ферромагнитным сердечником при учете конечной ширины подогреваемой ленты.....	79
9.	А.Ф. Оорн, В.В. Лойгом, Х.А. Саккос. Определение требуемой мощности МГД-двигателя в дозаторных установках.....	87



АВТОМАТИЗИРОВАННЫЕ МАГНИТОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЕ
И ЛИНЕЙНЫЕ ЭЛЕКТРОПРИВОДЫ И ИХ ЭЛЕМЕНТЫ

Электропривод XXI

УДК 62-83:621.313.333:621.746.22

Современный индукционный МГД-привод и тенденции его развития. Лаугис Ю.Я. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 3-16.

В статье приводятся основные понятия и свойства МГД-привода, а также некоторые примеры их применения. Приведены основные тенденции развития МГД-привода.

Фигур - I, библиографических наименований - 21.

УДК 62-83:621.313.333

Экспериментальное определение пускового усилия линейного двигателя и статической силы сопротивления при неподвижной вторичной системе. Арусоо А.К. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 17-27.

Предлагается простой метод экспериментального определения пускового усилия линейного двигателя и статической силы сопротивления при неподвижной вторичной системе. Методика применима в линейных приводах несложной структуры со совмещенной вторичной системой с рабочим органом. Приведены результаты статистического анализа экспериментальных исследований линейного привода поворотной платформы.

Таблиц - I, фигур - 2, библиографических наименований - 5.

О методике экспериментального определения механической характеристики линейного привода.

Арусо А.К. Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 29-35.

Предлагается методика экспериментального определения механической характеристики линейного привода в условиях невозможности непосредственного измерения действующих в приводе сил при движении вторичной системы. Приводятся результаты экспериментального исследования асинхронного линейного привода поворотной платформы.

Фигур - 2, библиографических наименований - 3.

УДК 621.313.333.001.24

О формуле механической характеристики асинхронного короткозамкнутого двигателя. Ристхейн Э.М. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 37-47.

Известно, что классическая формула механической характеристики асинхронного двигателя $M = 2M_k(1 + \epsilon)/(s_k/s + s/s_k + 2\epsilon)$ (M - вращающий момент, s - скольжение, M_k и s_k - критические момент и скольжение, ϵ - зависящая от параметров машины постоянная), в которой M_k , s_k и ϵ считаются независимыми от скольжения, непригодна в случае короткозамкнутых двигателей. Предлагается вместо s_k/s ввести зависящую от скольжения величину c и приводятся формулы этой величины для двигателей основного исполнения единой серии 4А; входящие в формулы коэффициенты вычисляются по каталожным данным двигателей. Расчет переходных процессов с использованием предлагаемых формул может проводиться, кроме ЭВМ, на программируемых микрокалькуляторах.

Фигур - 5, библиографических наименований - 9.

УДК 621.316.1.001.24

Об учете пусковых токов асинхронных двигателей при определении пиковых токовых нагрузок электрических сетей. Ристхейн Э.М. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 49-56.

Показывается, что применяемая в настоящее время при проектировании систем электроснабжения промышленных предприятий упрощенная методика расчета пиковых токовых нагрузок от пуска асинхронных электродвигателей приводит к завышению сечений проводников и уставок защиты. Предлагаются формулы более точного расчета, пригодные для использования в системах автоматизированного проектирования сетей электроснабжения.

Фигур - 2, библиографических наименований - 5.

УДК 621.318.38

Распределение плотности тока и сопротивление ТНС. Кескюла В.Ф. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 57-66.

В статье рассматривается распределение плотности тока в торцовых участках элементов сопротивления трехфазных нагревателей, где это распределение крайне неоднородно. Распределение электрического поля в этих элементах исследуется при помощи метода конформных отображений. Результаты используются для определения сопротивления фаз нагревателя.

Фигур - 4, библиографических наименований - 5.

УДК 621.318.38

Влияние наружного ферромагнитного магнитопровода на электромагнитное поле ТНС. Кескюла В.Ф., Кильк А.О. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 67-77.

В статье рассматривается влияние наружного ферромагнитного кольца на пространственное распределение электромагнитного поля трехфазных нагревателей и индукционных перемешивателей, применяемых в электропечах для выращивания монокристаллов из расплава полупроводниковых материалов и не имеющих собственного ферромагнитного магнитопровода. Вы-

водятся выражения составляющих комплексных векторов электромагнитного поля.

Фигур - 4, библиографических наименований - 3.

УДК 621.365.511

Расчет параметров немагнитного зазора индукционного подогревателя с ферромагнитным сердечником при учете конечной ширины подогреваемой ленты.

Валдур Л.В., Роосимаа Т.Э. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 79-86.

В статье приводится физическая модель индукционного подогревателя с поперечным магнитным полем при учете конечной ширины подогреваемой ленты. Приведены выражения векторов электромагнитного поля и комплексной мощности.

Фигур - 3, библиографических наименований - 3.

УДК 62-83:621.313.333:621.746.22

Определение требуемой мощности МГД-двигателя в дозаторных установках. Оорн А.Ф., Лойгом В.В., Саккос Х.А. - Труды Таллинского политехнического института, № 589, 1984, с. 87-94.

Рассматриваются особенности определения требуемой мощности МГД-двигателя в установках, дозирования жидкого металла с учетом требований, предъявляемых спецификой технологического процесса, и эксплуатационных условий.

Рассмотрены вопросы определения теплового электромеханического и гидромеханического к.п.д.

Фигур - 3, библиографических наименований - 2.

Цена 80 коп.