

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



66

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

2

СОДЕРЖАНИЕ

1	И. П. Исаев и В. А. Дмитриев — Технико-экономическое обоснование темпов электрификации железных дорог	Д. А. Каплан и Г. С. Кучинский — Электрические характеристики маслобарьерной изоляции силовых трансформаторов	
6	Н. А. Мельников, Д. В. Тимофеев и Л. М. Вайнштейн — Симметрирование режимов работы электрических систем	В. М. Колесников — О соотношении мощностей в схемах выпрямления электрического тока	
12	А. А. Фомин — Теория электродинамического подшипника	А. А. Воскресенский и В. Е. Казанский — Питание релейной защиты от трансформатора тока с шунтом	
14	К. Б. Александров, М. Н. Новиков и В. В. Павловский — Внешние перенапряжения на электропоезде переменного тока	А. Б. Витанов — Исследование выходной величины схем сравнения по фазе, работающих на принципе переключения в качестве реле	
19	Н. М. Зуль — К оценке надежности и эффективности работы распределительных сетей с автоматическим секционированием	ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ	
24	Л. Я. Цикерман и В. В. Притула — Электрическое моделирование в изучении вопросов подземной коррозии металлических сооружений	А. В. Башарин и А. А. Краснопрошина — К расчету динамики силовых трехфазных магнитных усилителей	
31	Д. Тулупов — Способ стабилизации системы автоматического регулирования с каскадным усилительным магнитным элементом	Ю. М. Голоднов — Характеристики холостого хода синхронных машин и их возбудителей	
36	Л. В. Лейтес — Токи в параллельных ветвях обмоток трансформаторов и реакторов	ДИСКУССИИ	
42	П. Шипилло — Работа вентильного преобразователя с уравнительным реактором при асимметрии сеточного управления	Комплексный технико-экономический метод проектирования трансформаторов — К. К. Балашов	
49	А. Чунихин и А. Р. Копачков — Исследование возможности применения быстронасыщающихся трансформаторов для записи остаточных токов	ЗАМЕТКИ И ПИСЬМА	
55	И. Д. Маергойз — Применение моделирования функции Грина к расчету магнитного поля в зазоре электрической машины постоянного тока	Расчет размеров катушки силовых электромагнитов постоянного тока на заданный тепловой режим	
59	Ю. В. Шербина и Д. Б. Банин — Алгоритм обращения симметрических матриц при расчетах электрических сетей	ХРОНИКА	
62	В. И. Турченков — Корректирующие звенья постоянного и переменного токов с зависимыми характеристиками	Профессор И. Г. Кляцкин. Профессор В. В. Болотов Сергей Михайлович Брагин Семинар-симпозиум по применению второго метода Ляпунова. IV съезд НТО энергетической промышленности. Диссертации	
БИБЛИОГРАФИЯ			
1	The Engineering and Economic Basis for Railway Electrification Development Rates — И. П. Исаев, В. А. Дмитриев	А. И. Бертинов, А. Е. Каплянский, А. П. Лысенко, Л. С. Полотовский и Ю. А. Попов — Книга О. Б. Броны «Электромагнитное поле как вид материи»	

◆ ◆ ◆

CONTENTS

1	The Engineering and Economic Basis for Railway Electrification Development Rates — И. П. Исаев, В. А. Дмитриев	An Algorithm for Inversion of Symmetrical Matrixes Used in Network Calculations — У. В. Scherbina, Д. Б. Банин	
6	Making Power System Operating Conditions Symmetrical — Н. А. Мельников, Д. В. Тимофеев, Л. М. Вайнштейн	A. С. and D. С. Correction Networks with Independent Characteristics — В. И. Турченков	
12	Theory of the Electrodynamic Bearing — А. А. Фомин	The Electrical Characteristics of the Oil Barrier Insulation of Power Transformers — Д. А. Каплан, Г. С. Кучинский	
14	Lighting Surges on a Train with an A. С. Locomotive — К. Б. Александров, М. Н. Новиков, В. В. Павловский	On Power Relationships in Rectifying Circuits — В. М. Колесников	
19	On Evaluating the Reliability and Effectiveness of Distribution Circuit Operation with Automatic Sectionalization — Н. М. Зуль	Current Transformers with a Shunt for Powering Protective Relays — А. А. Воскресенский, В. Е. Казанский	
24	Electrical Simulation for Studying Underground Corrosion of Metal Structures — Л. Я. Цикерман, В. В. Притула	A Study of the Output in Phase Comparison Networks with Switching Functioning as Relays — А. Б. Витанов	
31	A Way for Stabilizing an Automatic Control System with a Cascade Magnetic Amplifying Element — В. Д. Тулупов	FROM OPERATING EXPERIENCE	
36	Currents in Parallel Branches of Transformer Windings and Reactors — Л. В. Лейтес	On Colculating the Dynamic Characteristics of Three-phase Magnetic Power Amplifiers — А. В. Башарин, А. А. Краснопрошина	
42	Performance of an Electronic Convertor with Interphase Transformer for Unbalanced Grid Control — В. П. Шипилло	The No-load Characteristics of Synchronous Machines and Their Exciters — Ю. М. Голоднов	
49	Can Highly Saturable Transformers Be Used for Recording Residual Currents — А. А. Чунихин, А. Р. Копачков	DISCUSSION	
55	Simulation of Green's Function for Calculating the Magnetic Field in the Air Gap of a D. С. Machine — И. Д. Майергоис	NOTES AND LETTERS	
CHRONICLE			
BIBLIOGRAPHY			

Технико-экономическое обоснование темпов электрификации железных дорог

Проф. И. П. ИСАЕВ и доц. В. А. ДМИТРИЕВ

МИИТ

На железнодорожном транспорте успешно осуществляются постановления Коммунистической партии и Советского правительства о коренной технической реконструкции на базе массовой электрификации и широкого внедрения тепловозной тяги. К концу 1965 г. на электрическую тягу было переведено 24,6 тыс. км эксплуатационной длины железных дорог страны, из них 8 тыс. км электрифицировано на переменном токе, а 54 тыс. км железных дорог обслуживается тепловозами. Опыт эксплуатации свидетельствует о высоких технико-экономических показателях новых видов тяги, которые выполняют 85% грузооборота железнодорожного транспорта.

Расчеты показывают, что если бы объем перевозок 1964 г. выполняли паровозы, то железным дорогам потребовалось бы в 2 раза больше обслуживающего персонала, в 2,3 раза больше локомотивов, в 1,6 раза больше вагонов; необходимо было бы перевезти и подать на локомотивы дополнительно 72 млн. т угля и увеличить эксплуатационные расходы по перевозкам на 4,5 млрд. руб. в год. При этом на усиление пропускных способностей потребовалось бы израсходовать более 4 млрд. руб.

В период с 1958 по 1964 гг. грузооборот транспорта возрос в 1,45 раза, а затраты на топливо и электроэнергию сократились на 70 млн. руб. в год и имеют тенденцию к дальнейшему снижению с ростом перевозок.

Новые виды тяги внесли глубокие изменения в топливно-энергетический баланс железных дорог, экономику и управление железнодорожного транспорта.

Использование угля на железных дорогах сократилось с 94,4% в 1955 г. до 45,7% в 1965 г., а использование электроэнергии за это время возросло с 2,8 до 19%. К 1970 г. доля электроэнергии в общем топливном балансе железных дорог увеличится примерно до 45—50%.

Коэффициент использования топливно-энергетических ресурсов на железных дорогах вырос с 7,4% в 1955 г. до 22% в текущем году. Этот коэффициент при электрической тяге растет быстрее, чем при тепловозной, так как увеличивается доля электроэнергии, получаемая железными дорогами от крупных гидро- и тепловых станций с высокими параметрами пара.

Обеспечение непрерывно возрастающего объема грузовых и пассажирских перевозок в стране требует дальнейшего развития прогрессивных видов тяги и наращивания темпов электрификации железных дорог.

Основными предпосылками для повышения темпов электрификации железных дорог являются: опережающие темпы роста производства электроэнергии и непрерывное снижение ее себестоимости; рост грузооборота железнодорожного транспорта; высокие технико-экономические показатели работы электрифицированных линий железных дорог; возможность осуществления дешевого снабжения электроэнергией всех отраслей железнодорожного транспорта, предприятий сельского хозяйства и промышленности, расположенных вдоль железных дорог; необходимость экономии дорогостоящего дизельного топлива при тепловозной тяге; наличие механизированной материально-технической базы для производства строительно-монтажных работ по сооружению устройств электрических железных дорог при сокращении затрат труда и средств; успешное развитие тягового электромашиностроения, позволяющее полностью обеспечить потребности железных дорог в электроподвижном составе; наличие опытных кадров — специалистов-электрифициаторов железных дорог; наличие обширного полигона, на котором экономически оправдывается электрическая тяга.

Анализ показателей, достигнутых на дорогах с электрической и тепловозной тягой, убедительно

свидетельствует о значительных технико-экономических преимуществах электрической тяги по сравнению с тепловозной на всех грузонапряженных линиях. При правильном разнесении расходов по видам тяги себестоимость грузовых перевозок при электрической тяге ниже, чем при тепловозной на 13—16%, а пассажирских — на 20—25%.

Проблема массовых перевозок пассажиров в пригородном и местном сообщениях решается наиболее экономично при мотор-вагонной тяге. Себестоимость перевозок при мотор-вагонной тяге в сравнении с дизель-поездами оказывается ниже в 2,2 раза. Участковая скорость движения при электровозах на 25—30% выше, чем при тепловозах. При электрической тяге объем работы выполняется парком, на 30—35% меньшим, чем при тепловозной тяге. Электрическая тяга на 25—40% увеличивает пропускную способность линий в сравнении с тепловозами.

Ремонт и содержание тепловозов обходятся в 2—3 раза дороже, чем ремонт и содержание электровозов. К тому же тепловоз в целом имеет срок службы примерно в 1,5 раза меньше, чем электровоз: моторресурс дизеля ограничен 10—15 годами. Нельзя не учитывать и того факта, что поршневые машины с температурными и механическими перенапряженными возвратно-поступательными частями в перспективе будут постепенно заменяться электрическими и газотурбинными.

Преимущества электрификации раскрываются в полной мере на самых протяженных в мире железнодорожных магистралях: Москва — Байкал, Ленинград — Ленинск и Москва — Свердловск. В качестве примера в таблице приведены данные, характеризующие показатели работы магистрали Москва — Байкал.

Показатели	При паровой тяге	При электротяге
Среднесуточный пробег локомотива, км	337	750
Техническая скорость, км/ч	37	55
Участковая скорость, км/ч	27,9	51,2
Количество локомотивов, %	100	42
Количество локомотивных бригад, тыс. чел.	30	8,9
Количество локомотивных депо	28	17
Работа, млрд. т·км нетто	109	350

На этих дорогах электровозы работают на участках обращения, превышающих 1 000 км; количество смен электровозов в пути сократилось более чем в 3 раза; время доставки грузов и время нахождения пассажиров в пути уменьшилось на 35—40% при самой низкой себестоимости перевозок. Затраты по перевозкам на магистрали Москва — Байкал уменьшились в 2,3 раза. Годовая экономия составила более 200 млн. руб. в год, сократилось потребление угля на 20 млн. т.

Капитальные затраты на электрификацию таких магистралей окупились менее чем за 2—3 года главным образом за счет экономии в эксплуатационных расходах. При замене тепловозов электрификация окупается в течение 5—8 лет. Например, на участке Шахунья — Лянгасово Горьковской же-

лезной дороги протяжением 202 км работали и тепловозы и электровозы при одинаковом объеме перевозок. В этих условиях производительность тепловоза составила 1 626 тыс. т·км в сутки, а электровоза — 2 016 тыс. т·км, или на 24% выше. К тому же тепловозы работали с полным использованием мощности, а электровозы имели уменьшенный вес поезда из-за ограничения его по условиям унификации с тепловозами на смежных участках. Себестоимость перевозок на этом участке при электротяге была на 10,7% ниже, чем при тепловозной тяге, а работа производилась парком электровозов, который был на 25% меньше парка тепловозов. Подсчитано, что переход с тепловозной тяги на электрическую окупается на этом участке при ежегодной экономии в эксплуатационных расходах в 1 млн. руб. за 7 лет; с учетом комплексного энергоснабжения нетяговых потребителей — за 4,5 года.

Расчеты экономической эффективности электрической тяги по сравнению с тепловозной производились также для участка Слюдянка — Петровский завод Восточно-Сибирской железной дороги при одинаковом грузообороте и условиях эксплуатации. Эти расчеты показали, что срок окупаемости перевода участка с тепловозной тяги на электрическую, даже без учета комплексного электроснабжения и затрат в сопряженные отрасли, составил 6,5 лет, а с учетом двух последних факторов — 5,5 лет.

По данным Южной дороги себестоимость грузовых перевозок при тепловозной тяге за 1964 г. составила 2,098 коп., а при электрической — 1,502 коп. за 10 тарифных т·км. Полезная работа тепловоза на дороге составила за сутки 10,69 ч, а электровоза — 16 ч, что сказалось на сокращении парка электрических локомотивов и штатов обслуживающего персонала. Электрификация Южной дороги обеспечила электроснабжение сотен колхозов и совхозов Украины.

Если же электрифицированные железные дороги будут снабжать энергией прилегающие районы страны даже в минимальном радиусе 75 км в каждую сторону, как это показано на рис. 1, то и тогда широкая полоса сплошной электрификации при выполнении генерального плана электрификации железных дорог составит свыше 6 млн. км², т. е. более 27% территории нашей страны.

Тяговые подстанции и продольные линии электропередачи на опорах контактной сети способны передать, трансформировать районным потребителям энергию в размерах, превышающих в 2—3 раза потребление на тягу поездов. Кроме того, высоковольтные линии электропередачи первичного энергоснабжения, идущие вдоль электрифицированных железных дорог, могут почти полностью удовлетворить потребности прилегающих районов в электроэнергии.

К сожалению, в настоящее время как продольные линии на опорах контактной сети, так и высоковольтные линии энергосистем используются крайне недостаточно.

Одним из важных преимуществ электрической тяги является рациональное использование топлива на электростанциях.

При электрификации железных дорог обычно ликвидируется большое количество мелких неэко-

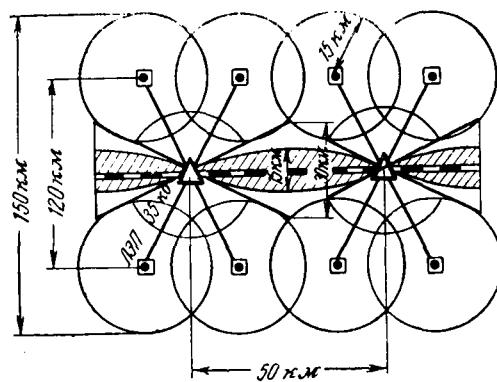


Рис. 1. Схема энергоснабжения районных потребителей от тяговых подстанций и ЛЭП на опорах контактной сети.

Условные обозначения: заштрихованная часть рисунка — область питания от продольных ЛЭП на опорах контактной сети; Δ — тяговые подстанции; квадрат с черной точкой — районные подстанции 35/10 кв и их область питания.

номичных электростанций, расположенных на железнодорожных узлах, в селах, городах, на промышленных предприятиях. Учет эффективности от их упразднения при переходе на электроснабжение от тяговых подстанций в настоящее время, к сожалению, не определяется.

Между тем за 1961—1964 гг. на железных дорогах ликвидировано 636 мелких стационарных электростанций общей мощностью около 29 тыс. квт, а также сотни мелких энергоустановок, что дало более 30 млн. руб. экономии в год за счет получения более дешевой электроэнергии от тяговых подстанций, связанных высоковольтными линиями передачи с энергосистемами страны.

При электрической тяге обеспечивается значительно лучшее использование энергии, потребляемой из контактной сети, чем вырабатываемой дизель-генераторными установками тепловозов. Это обусловлено тем, что мощность, развиваемую электровозом, можно регулировать в зависимости от конкретных условий движения поездов, в то время как дизель обладает постоянством мощности. Анализ режимов работы показал, что установленная мощность на тепловозе используется в среднем только на 18—23%. Холостой ход и близкие к нему режимы нагрузок составляют 30—35% всего времени работы дизелей при движении поезда. Нагрузки порядка 90—100% номинальной мощности составляют менее 1%, что отрицательно сказывается на расходе топлива.

Это значит, что мощности дизель-генераторных установок, имеющихся в кузове тепловоза, используются в 2—3 раза хуже, чем мощности электростанций, обеспечивающих электроэнергией электрифицированные железные дороги. Поэтому на тепловозах теряется возможность получения и использования $\frac{4}{5}$ электроэнергии, которая могла бы быть выработана в стационарных условиях теми же дизель-генераторными установками тепловозов. Перевозки самих энергетических установок только на магистральных тепловозах составили в 1964 г. более 13% грузооборота, выполненного тепловозной тягой.

При себестоимости перевозок в 0,95 коп. за 10 т·км (без учета стоимости погрузочно-разгрузочных работ и затрат на формирование поездов) перевозки этих дизель-генераторных установок тепловозов обойдутся, например, в 1970 г. в 145 млн. руб.

Расчеты показывают, что если принять одинаковый объем перевозок при электрической и тепловозной тяге на 1970 г., то потребуется мощность электрических станций (с учетом потерь в линиях электропередач и электрических сетях) примерно 6,5 млн. квт, в то время как для выполнения такой же работы тепловозами потребуется иметь мощность уже 35,7 млн. квт. Единовременная экономия капитальных затрат за счет установленной мощности могла бы составить примерно 1 090 млн. руб. Этой суммы было бы достаточно для электрификации 15 тыс. км однопутных железных дорог, включая приобретение электровозов.

Снижение капитальных затрат на электрификацию 1 км эксплуатационной длины за последние годы характеризуется данными, представленными на рис. 2.

Капитальные затраты на электрификацию железных дорог за годы выполнения генерального плана электрификации (1956—1965 гг.), составили, включая приобретение электронодвижного состава, 2 572 млн. руб. Экономия за счет снижения себестоимости перевозок за этот же период — 4 524 млн. руб.

Следовательно, экономия превысила затраты (за вычетом экономии, полученной на линиях, электрифицированных до 1956 г.) на 1 414 млн. руб. Эти данные говорят о высокой эффективности капиталовложений в электрификацию железных дорог.

При этом следует учитывать, что средневзвешенная стоимость электрификации дорог зависит от соотношения однопутных и двухпутных линий. При увеличении темпа электрификации однопутных линий средняя величина затрат будет уменьшаться.

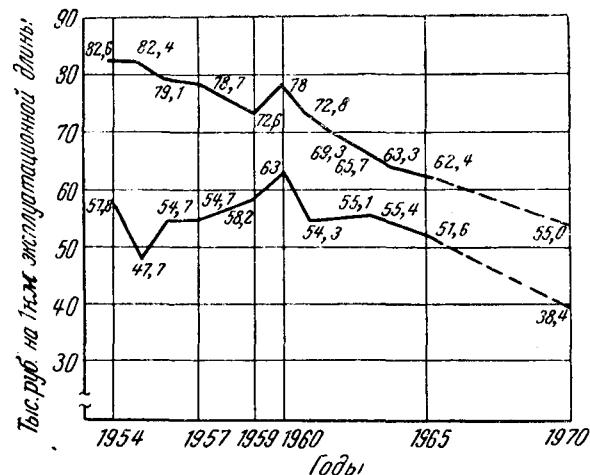
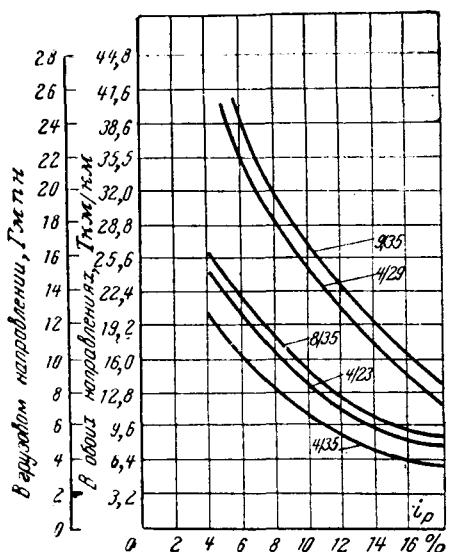


Рис. 2. Капитальные затраты на электрификацию железных дорог (в тыс. руб. на 1 км эксплуатационной длины по средневзвешенным данным смет).

Условные обозначения: — средневзвешенные капитальные затраты на 1 км эксплуатационной длины, тыс. руб.; — то же по однопутным линиям железных дорог.



научного обоснования методики сравнения прогрессивных видов тяги. Критический грузооборот, при котором экономически оправдывается электрификация железных дорог СССР, рассчитанный по существующей методике, в 7—8 раз выше, чем грузооборот, при котором осуществляется переход на электрическую тягу в таких капиталистических странах, как Франция, ФРГ, Япония и др.

В пределах установленных по существующей методике сфер размещения видов тяги электрификация двухпутных линий подходит к концу, а электрифицировать однопутные линии до превращения их в двухпутные оказывается экономически невыгодным.

В результате получается, что электрификация однопутных линий может производиться только в виде исключения на полигоне, равном 2—5 тыс. км. Следовательно, темпы электрификации должны быть сокращены, материально-техническая база электрификации железных дорог (строительство-монтажные поезда и т. д.) и электровозостроение должны сворачиваться.

Между тем опыт эксплуатации показал высокую эффективность работы электрифицированных однопутных участков железных дорог. Так, на участке Белореченская — Туапсе пропускная способность после перевода с тепловозной тяги на электрическую поднялась на 59,9%, хотя на этом участке работают старые электровозы ВЛ-22, имеющие невысокую мощность и скорость.

Сейчас важно правильно, с государственных позиций, решить вопрос об электрификации однопутных линий, составляющих более 70% всей протяженности наших железных дорог.

В Московском институте инженеров железнодорожного транспорта в последние годы производились исследования технико-экономических проблем электрификации железных дорог и определялись сроки электрификации однопутных линий. Обсуждение итогов ряда из этих работ с привлечением широкой научной общественности транспортных вузов, научно-исследовательских организаций, представителей электрифицированных железных дорог и работников МПС показало, что выводы сторонников снижения темпов электрификации так же мало обоснованы, как и существующая методика, ее исходные данные и предпосылки. Объективный учет специфических свойств каждого вида тяги снижает уровень критического грузооборота, при котором наступают экономически целесообразные сроки электрификации, на 30—35% (с 10—20 млн. т × км/км в год в грузовом направлении до 7—10 млн. т · км/км на однопутных линиях и с 25—45 т · км/км до 17—23 на двухпутных).

Расчеты показывают, что применение мощных электровозов переменного тока дает возможность осваивать на однопутных линиях с диспетчерской централизацией грузонапряженности 25—30 млн. т · км/км в одном направлении, обеспечивая при этом участковую скорость 50—55 км/ч.

При этом создается возможность отдалить, а в ряде случаев исключить необходимость огромных капиталовложений в сооружение двухпутных вставок, вторых путей, разгружающих линий и т. п.

При типичных для однопутных линий темпах роста грузооборота — 0,7—0,8 млн. т в год сооружение второго пути или двухпутных вставок может быть отсрочено благодаря электрификации более чем на целую пятилетку (5—7 лет).

Детальные расчеты показали, что при одинаковых размерах движения длина двухпутных вставок на участках с электрической тягой меньше, чем при тепловозах; сроки эксплуатации этих участков до сплошных вторых путей продолжительные; сроки строительства двухпутных вставок в 2—3 раза больше, чем сроки электрификации участков равной протяженности.

Проблему объективной оценки и расчета экономической эффективности электрификации транспорта нельзя рассматривать только как ведомственное дело. Это большая народнохозяйственная и государственная задача. Электрификация железных дорог — комплексное мероприятие; это основное направление в развитии транспорта в период создания материально-технической базы коммунизма и не только в период замены паровозов, а и в последующий период, когда электрическая тяга должна постепенно заменить тепловозную на грузонапряженных направлениях.

На электрификацию железных дорог и приобретение электроподвижного состава ежегодно отпускаются крупные суммы капиталовложений, превышающие 200 млн. руб. без учета затрат, выделяемых для других, связанных с этим делом, отраслей народного хозяйства. Поэтому эффективность электрификации должна быть увязана с темпами развития и структурой капитальных затрат во всех отраслях железнодорожного транспорта и народного хозяйства.

Выводы. 1. Сравнение видов тяги необходимо производить по более совершенной методике в оптимальных условиях, свойственных каждому из них. При этом следует более реально оценивать улучшение экономических и качественных показателей работы железных дорог при электрической и тепловозной тяге и, в частности, полнее учитывать влияние высоких скоростей и повышенного веса поездов на экономику видов тяги, а также учитывать более трудные профили пути, высокую густоту перевозок, увеличение пропускной способности при электрической тяге и эффективность мотор-вагонного движения в пригородном и местном сообщении. Следует обратить внимание на оптимизацию энергетического баланса транспорта, сокращение затрат дифицитного дизельного топлива.

2. Перед научными и проектными организациями, работающими в области электрификации железных дорог и электровозостроения, стоят важные задачи, заключающиеся в необходимости технического совершенствования систем электрической тяги, внедрения достижений отечественного и зарубежного опыта в практику. Первоочередными являются следующие работы:

а) создание надежных, долговечных и экономичных электровозов и электропоездов с учетом необходимости значительного повышения скоростей движения, снижения веса на единицу мощности и увеличения коэффициента сцепления; снижение за-

Симметрирование режимов работы электрических систем

Доктор техн. наук, проф. Н. А. МЕЛЬНИКОВ,
кандидат техн. наук Д. В. ТИМОФЕЕВ
ВНИИЭ
и инж. Л. М. ВАЙНШТЕЙН
Мосэнерго

Введение. Исследования несимметричных режимов работы электрических систем выполнялись в течение целого ряда лет многими авторами [Л. 1—5 и др.]. В результате этих исследований была установлена допустимая степень несимметрии параметров режима для отдельных элементов оборудования. Эти режимы успешно использовались в эксплуатируемых системах.

В современных условиях в электрических системах практически всегда имеет место некоторая несимметрия параметров режима. Наличие несимметрии вызвано широким распространением несимметричных и, в частности, однофазных нагрузок, применением неполнофазных режимов работы сети, наличием нетраспонированных линий и линий с удлиненными циклами транспозиций и т. д.

Возможность работы электрической системы в несимметричных режимах приводит к мысли о целесообразности более широкого их использования в целях рационализации систем электроснабжения. С точки зрения возникающих при этом недостатков одновременно требуется обоснованное применение специальных мер по повышению технико-экономических показателей работы электрической системы и, в частности, применение симметрирующих устройств.

Существенно, что несимметричная, а особенно неполнофазная работа электрической сети в ряде случаев дает возможность более просто обеспечивать требуемую надежность электроснабжения, а следовательно, может рассматриваться как своеобразное средство резервирования. В частности, если предусмотреть пофазное управление на линиях сети и снабдить эту сеть необходимыми симметрирующими устройствами, то можно обеспечить почти такую же надежность электроснабжения, что и в случае применения дополнительных линий, например, в виде вторых цепей. При этом однако, необходимо считаться с возрастанием токов в отдельных фазах оборудования при возникновении неполнофазных режимов работы.

Широкое использование неполнофазных режимов позволяет снизить расчетные затраты. Это с успехом может учитываться при проектировании системы электроснабжения. При сравнении вариантов с разной степенью надежности электроснабжения необходимо учитывать вероятную величину ущерба, обусловленного случаями перерывов электроснабжения потребителей электрической энергии¹. При этом должна учитываться и дополнительная стоимость всех устройств, предназначенных для симметрирования рабочих режимов.

В настоящее время несимметричные и неполнофазные режимы работы систем электроснабжения приходится рассматривать как нормальные. Соответственно симметрирующие устройства должны рассматриваться как нормальные, полноценные элементы электрических систем, которые выбираются при ее проектировании и используются в процессе эксплуатации. Параметры несимметричных режимов должны определяться и регулироваться подобно тому, как это осуществляется для обычных симметричных рабочих режимов, — из технико-экономических условий. Технико-экономическими расчетами должны обосновываться и все параметры симметрирующих устройств — их тип, поминальная мощность, места установки, система управления, режимы работы и т. д. — совместно с выбором параметров всех отдельных элементов системы электроснабжения.

Естественно, что симметрирующие устройства должны выбираться с таким расчетом, чтобы они по возможности могли быть использованы в различных несимметричных режимах работы электрической системы. Больше того, симметрирующие устройства можно использовать и в симметричных режимах работы электрической системы — для дополнительного повышения ее экономичности. В ча-

¹ Предполагается, что в случае необходимости обеспечения бесперебойности электроснабжения у соответствующего потребителя должен быть местный резервный источник питания соответствующей мощности.

трат на ремонт и содержание электротягового качества;

б) комплексная разработка проблем экономического токосъема при высоких скоростях движения и минимальном износе контактных проводов;

в) исследование технических возможностей использования контактной сети в качестве каналов связи;

г) разработка прогрессивной технологии строительно-монтажных работ по электрификации железных дорог, обеспечивающей значительное снижение стоимости этих работ и дешевую эксплуатацию

всех технических средств электрификованных линий.

3. Для координации этих работ представляется целесообразным создание научного органа по разработке проблем технико-экономической эффективности электрификации железных дорог. Этот научный орган обеспечил бы создание объективной и совершенной методики сравнения видов тяги, а также выбор и экономическое обоснование технических устройств и параметров оборудования локомотивов новых систем электрической тяги.



стности, как известно, симметрирующими могут быть компенсирующие устройства. Поэтому при выборе их типа, места размещения, параметров и системы управления следует учитывать все возможные случаи их использования и весь получаемый при этом экономический эффект, т. е. решать задачу комплексно.

Указанные условия, конечно, несколько усложняют процесс проектирования электрических систем. Однако основным является все же получение наиболее выгодного для народного хозяйства решения, поэтому представляется, что в настоящее время такая постановка задачи является вполне своевременной и требует дальнейшего делового обсуждения.

Технические условия и соображения экономичности работы электрических систем приходится учитывать при определении допустимой или целесообразной степени несимметрии в каждом конкретном случае в отдельности — в зависимости от данных частных условий работы электрической сети. В этом аспекте симметрирование рабочих режимов, т. е. регулирование несимметрии, можно рассматривать как часть общей задачи оптимизации решений при проектировании систем электроснабжения. Таким образом, симметрирование рассматривается не только как средство повышения качества электрической энергии и выполнения технических требований у электроприемников и оборудования электрической сети, но и как средство повышения экономичности работы электрической системы в целом и, в частности, снижения потерь электрической энергии в электрических сетях и электроприемниках.

Вопросы симметрирования длительных (продолжительностью, определяемой многими часами) рабочих режимов электрических систем являются довольно сложными и пока еще недостаточно разработанными. Недостаточно обоснованными являются допустимые значения несимметрии в электрических сетях. Еще менее ясными являются вопросы экономичности самих несимметричных режимов работы электрической системы в целом. Новые вопросы возникают по созданию симметрирующих устройств и их выбору при проектировании систем электроснабжения.

Данная статья посвящена принципиальному рассмотрению случаев длительной несимметричной работы электрических систем и путей устранения и снижения несимметрии токов и напряжения до пределов, обоснованных технико-экономическими условиями. Такая общая постановка вопроса в данное время представляется целесообразной, поскольку она дает возможность оценить положение в целом. Вместе с тем авторы, как это следует из предыдущего, ставят ряд вопросов для дальнейшей разработки.

Характеристика несимметричных режимов. Прежде всего необходимо отметить, что несимметрия параметров режима непрерывно изменяется как в связи с изменениями нагрузок во времени, так и в связи со случаем возникновением различных причин появления несимметрии режима, поэтому требуется и разная степень ее снижения. По степени возникающей несимметрии, характеру

ее изменения и необходимой или целесообразной степени ее снижения можно различать следующие четыре типовых случая.

1. Большой частью несимметрия токов и напряжений в электрической системе во всех рабочих режимах остается в практически приемлемых пределах (по имеющимся сведениям), и применение симметрирующих устройств не вызывается необходимостью по техническим условиям, но все же может оказаться экономически оправданным.

2. Достаточно частыми являются случаи, когда несимметрия параметров режима сравнительно мало превышает технически допустимые пределы, а применение нерегулируемых симметрирующих устройств приводит к снижению несимметрии до практически приемлемых пределов во всех рабочих режимах. Это в основном случаи несимметричных напрузок.

3. Возможны случаи, когда в отдельных рабочих режимах несимметрия параметров режима в какой-либо части сети настолько резко увеличивается, что требует изменения параметров симметрирующих устройств или применения специальных устройств, которые в большинстве случаев могут быть использованы и в других рабочих режимах. Это в основном режимы неполнофазной работы, возникающие при пофазном отключении линий или трансформаторов.

4. Наконец, в отдельных случаях при очень больших значениях быстро изменяющихся несимметричных параметров режима, например при сравнительно больших однофазных тяговых нагрузках в электрической сети достаточно большой протяженности, может потребоваться применение таких симметрирующих устройств, которые позволили бы непрерывно и безынерционно снижать несимметрию в соответствии с предъявленными требованиями по техническим условиям, а может быть и по условиям экономичности. Во всех этих случаях возникает вопрос о том, какие симметрирующие устройства могут быть применены и какое они оказывают действие в зависимости от причины возникновения несимметрии. Как всегда, для выполнения соответствующих технико-экономических расчетов по выбору этих устройств необходимо иметь несколько технически возможных вариантов решения.

Целесообразно классифицировать возможные случаи несимметрии в электрической сети и действие различных симметрирующих устройств. При этом, конечно, придется несколько идеализировать постановку отдельных задач. Для простоты все рассуждения ведутся на основе разложения несимметричного режима на симметричные составляющие. При этом, в частности, выясняется необходимость, целесообразность и принципиальная возможность симметрирования режима одновременно во всей электрической системе или только в какой-либо ее части.

Как правило, конечной целью снижения несимметрии во всей электрической системе в целом является повышение экономичности ее работы, а целью снижения несимметрии только в какой-либо ее части (и даже в отдельной ее ветви) — выполнение технических требований. Однако возможны случаи, когда по техническим условиям целесообразно

разнее снизить несимметрию одновременно во всей электрической системе, чем в ряде отдельных ее ветвей. Может оказаться экономически более выгодным и снижение несимметрии в некоторой (одной) ветви, чем во всей электрической системе. В значительной мере это зависит от причины (источника) возникновения несимметрии.

Целесообразно также применять понятия продольной и поперечной несимметрии (имеется в виду причина ее возникновения). Первое связано с различием параметров продольных ветвей системы электроснабжения, а второе — поперечных. В первом случае несимметричная ветвь, источник несимметрии включена в цепь передачи электрической энергии обоими концами, а во втором — только одним (предполагается, что при этом второй ее конец присоединен к нейтрали).

Причины возникновения несимметрии параметров режима. Наиболее часто встречается поперечная несимметрия, которая может быть вызвана несимметричными нагрузками, неполнофазными режимами работы участков сети, находящимися за пределами рассматриваемой части ее², а также пофазным различием параметров поперечных ветвей электрической сети (ветвей намагничивания трансформаторов, емкости линий, поперечных реакторов и т. д.).

Для трехфазных электрических сетей поперечная несимметрия, возникшая в некотором пункте i , может быть отражена на схемах обратной и нулевой последовательностей с помощью так называемых задающих токов [Л. 6]. Условие баланса задающих токов требует их одновременного присоединения в месте i возникновения несимметрии и в нейтрали схемы соответствующей последовательности, но с противоположными знаками (рис. 1).

Продольная несимметрия вызывается различием параметров фаз продольных ветвей электрической сети и, в частности, неполнофазной работой отдельных участков рассматриваемой части сети. Такую несимметрию целесообразно отражать на схемах замещения обратной и нулевой последовательностей с помощью э. д. с. соответствующих последовательностей (которые, как и задающие токи, заранее, до выполнения расчета, могут быть неизвестными). На рис. 2 показаны э. д. с. в схемах обратной и нулевой последовательностей, отражающие наличие продольной несимметрии в ветви j электрической сети. Неполнофазная работа какой-либо ветви электрической сети приводит не только к появлению э. д. с. всех трех последовательностей, но и к возникновению определенных соотношений между токами всех трех последовательностей в этой ветви. Поэтому схема, изображенная на рис. 2, является достаточной только в том случае, если неполнофазная цепь линии включена параллельно с полнофазной цепью и может рассматриваться вместе с ней в виде единой ветви.

В общем случае как задающие токи \dot{I}_1 , \dot{I}_2 и \dot{I}_0 , так и э. д. с. \dot{E}_1 , \dot{E}_2 и \dot{E}_0 оказываются взаимно

² Для рассматриваемой части сети такая неполнофазная работа равносильна несимметричной нагрузке только в том случае, если указанные участки сети не образуют замкнутых контуров. В противном случае эти участки сети нельзя рассматривать раздельно.

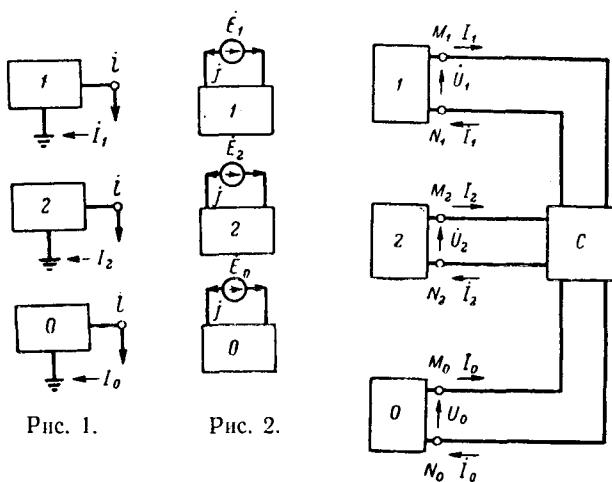


Рис. 1.

Рис. 2.

Рис. 3.

зависимыми. Поэтому возникновение несимметрии в каком-либо одном месте электрической сети целесообразно представлять в виде комплексной схемы (рис. 3), где в квадрате C осуществляется соединение схем всех трех последовательностей в соответствии с рассматриваемым видом несимметрии. Точками M и N отмечены пункты, расположенные по обе стороны места возникновения несимметрии.

Как известно [Л. 7], для соединения схем отдельных последовательностей в квадрате C могут потребоваться так называемые идеальные трансформаторы. В случаях многократной несимметрии число квадратов C равно числу мест несимметрии. При этом в каждом последующем квадрате C соединения осуществляются только с помощью идеальных трансформаторов (за исключением отдельных частных случаев).

Из комплексной схемы (рис. 3) видно, что в принципе возможно одновременное устранение токов и напряжений обратной или нулевой последовательности (независимо или вместе) во всей электрической системе в целом, т. е. полное симметрирование рабочего режима. Для такого полного симметрирования достаточно в соответствующих характерных точках M и N дополнительно создать пару задающих токов \dot{I} и э. д. с. \dot{E} такой величины и направления, чтобы напряжения и токи на выходе каждой схемы соответствующей последовательности были равны нулю (рис. 4).

В отдельных случаях для полного симметрирования можно ограничиться приложением только задающих токов или включением только э. д. с. [Л. 8].

В случае обрыва фазы в одной из линий, когда комплексная схема получается в виде параллельного соединения схем всех трех последовательностей, с помощью э. д. с. обратной последовательности можно устраниТЬ токи обратной последовательности во всей электрической системе. Однако при этом происходит перераспределение токов в комплексной схеме, в результате чего соответственно увеличиваются токи нулевой последовательности в электрической системе.

Важно отметить, что при возникновении поперечной несимметрии (рис. 1) для полного симметрирования достаточно воспользоваться поперечно включенными симметрирующими устройствами, со-

здающими задающие токи соответствующих последовательностей в местах возникновения несимметрии. С этой точки зрения поперечная несимметрия оказывается несколько более простой, чем продольная.

Снижение или полное устранение несимметрии в какой-либо части электрической системы возможно с разными результатами — без изменения параметров режима в остальной части ее или, наоборот, за счет изменения этих параметров. Действие любого симметрирующего устройства можно определить, пользуясь той же комплексной схемой, если дополнительно выделить соответствующую ветвь в каждой из соединенных схем последовательностей.

Если, например, требуется снизить ток обратной последовательности в какой-либо отдельной ветви электрической системы, то достаточно в эту ветвь включить соответствующую э. д. с. Однако при этом получается перераспределение токов обратной последовательности между другими ветвями, а кроме того, происходит перераспределение (в общем случае) токов между схемами обратной и нулевой последовательностей, т. е. происходит и изменение токов нулевой последовательности в ветвях.

В случае, если симметрирующим устройством создается задающий ток обратной последовательности в каком-либо месте электрической системы, то его симметрирующее действие в общем случае опять же должно определяться по комплексной схеме. Например, изменение напряжения обратной последовательности в некотором другом месте сети определяется общим сопротивлением для этих двух пунктов относительно нейтрали схемы. Однако это верно только в том случае, если одновременно не происходит перераспределения токов между схемами обратной и нулевой последовательностей. В частности, в случае обрыва одного провода на некоторой линии при определении общего сопротивления следует рассматривать схему, состоящую из параллельно соединенных схем обратной и нулевой последовательностей (при этом предполагается, что схема прямой последовательности задана значением тока в неполнофазной линии).

Характеристика устройств, применяемых для симметрирования режимов работы электрической системы. До настоящего времени в указанных целях в основном использовались реакторы и конденсаторы [Л. 3, 9—11]. Ниже симметрирующие устройства рассмотрены по принципу простоты воздействия на несимметричный режим.

Задающий ток нулевой последовательности можно получить с помощью пофазно регулируемого трансформатора (рис. 5). За счет небаланса э. д. с.

$$\dot{E} = \dot{E}_a + \dot{E}_b + \dot{E}_c$$

в треугольнике вторичной обмотки трансформатора должен возникнуть ток, которому в первичной обмотке будет соответствовать система токов нулевой последовательности. Величина и фаза этого тока определяются э. д. с. \dot{E} и сопротивлением короткозамкнутой вторичной обмотки трансформатора (без внешней сети).

Электродвигущую силу нулевой последователь-

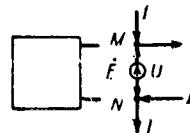


Рис. 4.

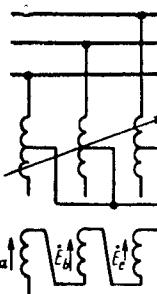


Рис. 5.

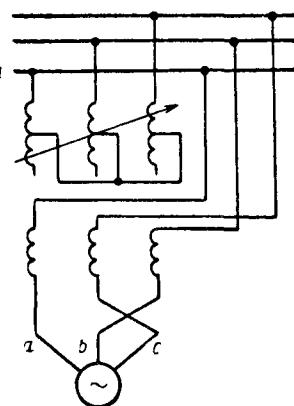


Рис. 6.

ности также можно получить с помощью регулируемых трансформаторов (если требуется регулирование величины и фазы). Однако в большинстве случаев для перераспределения токов нулевой последовательности в сети (которая в основном обладает реактивными сопротивлениями) более простым является применение реактора, включенного в соответствующую нейтраль трансформаторов (если это не ограничивается повышением напряжения на нейтрали).

Задающий ток обратной последовательности можно получить с помощью линейного регулятора (вольтодобавочного трансформатора, регулируемого под нагрузкой) и синхронного компенсатора (специально на это рассчитанного). Включив вторичную обмотку такого регулятора с перекрещенными фазами в цепь синхронного компенсатора (рис. 6), можно изменять э. д. с. обратной последовательности в этой цепи, а следовательно, и ток обратной последовательности в ней. Поскольку сопротивление обратной последовательности синхронного компенсатора сравнительно невелико, то потребная э. д. с. обратной последовательности оказывается относительно небольшой.

Следует иметь в виду, что при включении линейного регулятора по схеме, приведенной на рис. 6, э. д. с. и ток обратной последовательности имеют фиксированные фазы. В данном случае э. д. с. обратной последовательности для фазы a имеет продольный характер. Для изменения фазы э. д. с. и тока обратной последовательности нужно дополнительно включить второй регулятор, обеспечивающий сдвиг по фазе, например, на $1/3$ или $1/6$ периода.

Как правило, компенсирующее устройство, выполняя какую-то одну функцию, в то же время вносит некоторые дополнительные изменения в параметры режима и по другим показателям. Это не всегда желательно и во всяком случае требует дополнительного рассмотрения при выборе его параметров.

С помощью линейного регулятора с перекрещенными фазами вторичной обмотки можно включать переменную э. д. с. обратной последовательности в любую ветвь электрической сети и тем влиять на распределение токов обратной последовательности по сети. Однако при этом первичная обмотка будет создавать и некоторый задающий

ток обратной последовательности. Последний можно создать и с помощью реактивных сопротивлений, включенных несимметричным треугольником. Однако при этом возникают и задающие токи прямой последовательности. Поэтому наиболее целесообразным оказывается применение конденсаторов, которые одновременно выполняют и функции компенсаторов реактивной мощности.

Если предположить (это, как правило, и соответствует действительности), что напряжения обратной и нулевой последовательностей в данном месте сети достаточно малы³, чтобы их влиянием можно было пренебречь при расчетах, то матрица симметричных составляющих задающих токов, обусловленная несимметрично включенными треугольником конденсаторами, имеет следующий вид:

$$\dot{I}_s = \dot{S}^{-1} f \dot{Y}_c f_M \dot{S}_1 \dot{U}_1,$$

где

$$f_M = \begin{vmatrix} 1 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \end{vmatrix}; \quad f = f_M; \quad \dot{S} = \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 \\ \dot{a}^2 & \dot{a} & 1 \\ \dot{a} & \dot{a}^2 & 1 \end{vmatrix}$$

и

$$\dot{S}_1 = \begin{vmatrix} 1 & \dot{a}^2 & \dot{a} \end{vmatrix}; \quad \dot{Y}_c = j\omega \begin{vmatrix} C_{ab} & 0 & 0 \\ 0 & C_{bc} & 0 \\ 0 & 0 & C_{ca} \end{vmatrix}$$

или

$$\dot{I}_s = \dot{S}^{-1} f (f_M \dot{S}_1), \quad U_1 j\omega C_M = U_1 j\omega \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 \\ -\dot{a}^2 & -1 & -\dot{a} \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix} C_M,$$

где

$$C_M = \begin{vmatrix} C_{ab} \\ C_{bc} \\ C_{ca} \end{vmatrix} \quad \text{и} \quad \dot{I}_s = \begin{vmatrix} jI_1 \\ I_2 \\ 0 \end{vmatrix}.$$

Поскольку матрица коэффициентов получается особенной, то из полученного выражения матрицу C_M определить нельзя. Однако можно несколько видоизменить это выражение:

$$\dot{U}_1 j\omega \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 \\ -\dot{a}^2 & -1 & -\dot{a} \\ -\dot{a} & -1 & -\dot{a}^2 \end{vmatrix} C_M = \begin{vmatrix} jI_1 \\ I_2 \\ I_2 \end{vmatrix},$$

откуда получается:

$$\begin{aligned} C_M &= \frac{1}{3\omega U_1} \begin{vmatrix} 1 & -\dot{a} & -\dot{a}^2 \\ 1 & -1 & -1 \\ 1 & -\dot{a}^2 & -\dot{a} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} jI_1 \\ I_2 \\ I_2 \end{vmatrix} = \\ &= \frac{1}{3\omega U_1} \begin{vmatrix} jI_1 + I_{2b} + \sqrt{3}I_{2M} \\ jI_1 - 2I_{2b} \\ jI_1 + I_{2b} - \sqrt{3}I_{2M} \end{vmatrix}, \end{aligned}$$

где принято, что

$$I_2 = I_{2b} + jI_{2M}.$$

³ В протяженных электрических сетях с относительно большими тяговыми нагрузками несимметрия может получиться достаточно большой и должна исследоваться вероятностными методами [Л. 12 и 13].

Задаваясь ступенями изменения токов обратной последовательности, можно определить и ступени изменения емкости батарей конденсаторов. Вопрос о выборе коммутационных аппаратов для выполнения этой операции решается особо. Во многих случаях можно допускать ручное управление батареями конденсаторов. Это значительно облегчает решение задачи.

При включении батарей конденсаторов несимметричной звездой одновременно возникают и задающие токи нулевой последовательности. Однако они оказываются жестко связанными с задающими токами обратной последовательности. Действительно, в связи с отсутствием взаимной индукции между фазами матрица проводимостей получается диагональной:

$$\dot{Y} = j\omega C = j\omega \begin{vmatrix} C_a & 0 & 0 \\ 0 & C_b & 0 \\ 0 & 0 & C_c \end{vmatrix}.$$

Симметричные составляющие задающих токов можно написать в виде следующей матрицы:

$$\dot{I} = \dot{S}^{-1} \dot{Y} \dot{S} \dot{U} = \frac{1}{3} j\omega U_0 \begin{vmatrix} C_a + C_b + C_c \\ C_a + \dot{a}C_b + \dot{a}^2C_c \\ C_a + \dot{a}^2C_b + \dot{a}C_c \end{vmatrix}.$$

Задающий ток нулевой последовательности получается сопряженным по отношению к задающему току обратной последовательности.

Аналогичное решение получается и в случае несимметричного включения реактивных сопротивлений в какую-либо ветвь электрической сети в целях создания э. д. с. обратной последовательности. В действительности несимметрична система сопротивлений вызывает появление э. д. с. всех трех последовательностей (под которыми понимаются падения напряжения, взятые с обратным знаком).

Поскольку в нормальном эксплуатационном режиме работы электрической системы токи обратной и нулевой последовательностей сравнительно малы, то можно считать, что падения напряжения обратной и нулевой последовательностей вызываются только токами прямой последовательности. Если отдельные фазы несимметричного устройства связаны взаимной индукцией, то матрица сопротивлений даже при разложении на симметричные составляющие не получается диагональной:

$$\dot{Z}_s = \dot{S}^{-1} \begin{vmatrix} \dot{Z}_{aa} & \dot{Z}_{ab} & \dot{Z}_{ac} \\ \dot{Z}_{ba} & \dot{Z}_{bb} & \dot{Z}_{bc} \\ \dot{Z}_{ca} & \dot{Z}_{cb} & \dot{Z}_{cc} \end{vmatrix} \dot{S}.$$

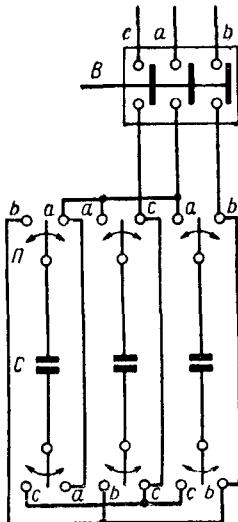


Рис. 7.

Матрица падений напряжения будет иметь следующий вид:

$$\dot{\mathbf{Z}}_s \dot{\mathbf{I}}_s =$$

$$= \frac{1}{3} j\omega \dot{\mathbf{I}}_1 \begin{vmatrix} X_{aa} + X_{bb} + X_{cc} - X_{ab} - X_{bc} - X_{ca} \\ X_{aa} + \dot{a}X_{bb} + \dot{a}^2X_{cc} + 2\dot{a}^2X_{ab} + 2X_{bc} + 2\dot{a}X_{ca} \\ X_{aa} + \dot{a}^2X_{bb} + \dot{a}X_{cc} - \dot{a}X_{ab} - X_{bc} - \dot{a}^2X_{ca} \end{vmatrix}.$$

Комплексные значения э. д. с. обратной и нулевой последовательностей получаются взаимно сопряженными.

Практически включение реакторов можно рекомендовать только в отдельных частных случаях, например, в целях защиты генераторов от больших токов обратной последовательности.

Как уже указывалось, особым является вопрос о схемах управления симметрирующими устройствами.

На рис. 7 показана одна из возможных схем ручного управления батареями конденсаторов.

Выводы. 1. В современных электрических системах несимметрию параметров режима работы следует считать обычным явлением. При этом несимметрия параметров режима непрерывно изменяется во времени.

2. По технико-экономическим соображениям возникает необходимость или целесообразность снижения несимметрии. Поэтому возникает задача симметрирования рабочих режимов, которая должна решаться при проектировании электрических систем. В ряде случаев требуется управление симметрирующими устройствами.

3. Возможность симметрирования рабочих режимов и комплексного использования отдельных устройств, например батарей конденсаторов, по-новому ставит вопрос об их выборе в целях повышения экономичности систем электроснабжения и оптимизации решений.

4. Кроме реакторов и батарей конденсаторов, в качестве симметрирующих устройств могут быть применены вольтодобавочные трансформаторы. Целесообразность их применения должна быть дополнительно исследована.

5. Параметры симметрирующих устройств должны выбираться совместно с параметрами прочего оборудования систем электроснабжения путем технико-экономических расчетов при сравнении целесообразных вариантов. В общем случае должно учитываться влияние изменения степени надежности электроснабжения по величине вероятного не-доотпуска электрической энергии в связи с перерывами или ограничениями электроснабжения.

6. Поскольку некоторые симметрирующие устройства и, в частности, батареи конденсаторов (иногда

в виде поперечных фильтров) могут быть использованы комплексно — для выполнения целого ряда функций (компенсация реактивной мощности, симметрирование, снижение гармоник тока, регулирование напряжения, повышение экономичности режима), важно разработать методы комплексной оптимизации с выбором параметров этих устройств и режимов их работы.

7. Самостоятельной является задача осуществления контроля за симметрией параметров режима и управления симметрирующими устройствами.

8. Для электрических сетей с номинальными напряжениями до 110 кв включительно (где ремонты линий могут выполняться под напряжением) целесообразно более широко применять неполнофазные схемы в качестве упрощенных проектных решений. Применение симметрирующих устройств позволит расширить область их использования.

Л и т е р а т у р а

1. Несимметричные режимы работы трансформаторов, Сб. ОРГРЭС, Госэнергоиздат, 1944.
2. Сыромятников И. А., Определение допустимой нагрузки синхронных машин при несимметричных режимах, Госэнергоиздат, 1944.
3. Сыромятников И. А., Режимы работы синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1952.
4. Тер-Газарян Г. Н., Несимметричный режим работы гидрогенераторов, Госэнергоиздат, 1956.
5. Мамикова Л. Г., Сыромятников И. А. и Тер-Газарян Г. Н., Исследования специальных режимов работы синхронных машин, выполненных в СССР, «Электричество», 1965, № 7.
6. Мельников Н. А., Расчеты режимов работы сетей электрических систем, Госэнергоиздат, 1950.
7. Соколов Н. И., Построение и применение комплексных схем замещения при сложных несимметричных цепях, «Электричество», 1949, № 8.
8. Рожавский С. М., Работа одноцепной электропередачи с глухо заземленной нейтралью при отключении двух фаз линии, Труды ВЗЭИ, вып. 7, 1957.
9. Петров Г. Н., Статические компенсаторы токов обратной последовательности, «Электричество», 1944, № 11, 12.
10. Мельников Н. А., Возможности симметрирования токов нагрузки с помощью пофазно управляемых установок поперечно-емкостной компенсации. Труды ВНИИЭ, вып. 13, 1961.
11. Мельников Н. А., Симметрирование неполнофазного режима с помощью конденсаторов поперечной компенсации, «Электричество», 1962, № 2.
12. Мельников Н. А. и Тимофеев Д. В., Особенности режимов работы электрических систем, снабжающих энергией электровозы переменного тока, «Электричество», 1961, № 6.
13. Тимофеев Д. В., Режимы в электрических системах с тяговыми нагрузками, изд-во «Энергия», 1965.

[5.7.1965]



Теория электродинамического подшипника

Кандидат техн. наук А. А. Фомин

Ленинград

Успешное развитие некоторых специальных направлений электромашиностроения в значительной степени зависит от решения проблемы создания подшипников, способных работать при больших скоростях вращения (несколько сотен тысяч оборотов в минуту), высоких температурах и в агрессивных средах. Для решения этой проблемы разрабатывается целый ряд конструкций подшипников. Сюда относятся прежде всего аэродинамические и магнитные подшипники [Л. 1 и 2].

В статье показана возможность создания электродинамического подшипника и найдены основные электродинамические соотношения, характеризующие подшипник.

Электродинамический подшипник обладает большой несущей способностью. Он легко может быть выполнен стойким к агрессивным средам и работать при весьма высокой температуре. Износостойкость такого подшипника практически безгранична. Он может использоваться как самостоятельно, так и с другими видами подшипников, например аэродинамическими.

Жесткое удержание неферромагнитного металлического тела в переменном магнитном поле возможно, если поле возрастает вблизи поверхности тела. Такое магнитное поле описывается следующим выражением:

$$H(r) = H_0 \left(\frac{r}{R_0} \right)^n; \quad (1)$$

Подобные магнитные поля широко применяются в технике физического эксперимента, например в технике ускорителей, магнитных линз, в технике плазмы и т. п.

В работе [Л. 3] показано, что если на внутренней поверхности полого ферромагнитного цилиндра разместить обмотку, ампер-витки которой пропорциональны $\cos(n+1)\varphi$, то в полости цилиндра поле будет меняться в соответствии с выражением (1). В работе [Л. 4] приведены примеры осуществления таких систем.

Применение магнитопровода для создания полей типа (1) необязательно. Поля такого типа могут быть получены при помощи токов в свободном пространстве (например, ловушки с остроконечной геометрией [Л. 5]).

Действительно, магнитное поле в свободном пространстве при низкой частоте ω описывается уравнением Лапласа, решениями которого являются функции, пропорциональные множителю вида:

$$r^n \exp in\varphi.$$

Отсюда непосредственно следует: для того, чтобы зависимость поля от r имела вид r^n , необходимо создать азимутальную зависимость в виде $\cos n\varphi$.

Чтобы получить основные соотношения, характеризующие устройства типа электродинамического подшипника¹, рассмотрим следующую задачу.

¹ Устройства типа электродинамического подшипника применяются также при плавке металлов во взвешенном состоянии [Л. 6].

Пусть имеется система проводников (подшипник), создающая поле, описываемое выражением (1). В это поле помещен неферромагнитный цилиндр (вал). Если оси подшипника и вала совпадают, то результирующая сила, действующая на вал, равна нулю. Но если соосность отсутствует, то появляется сила, стремящаяся уменьшить смещение осей δ . Нас интересует зависимость силы, действующей на вал, от смещения δ и от показателя поля n , а также эффективность подшипника

$$\zeta = \frac{F}{P}, \quad (2)$$

равная отношению результирующей силы к мощности, поглощаемой валом.

Решение задачи дает (см. приложение):

$$F = 2\pi n \delta \mu_0 \frac{\gamma}{\rho R_0} L H_0^2 \alpha_F; \quad (3)$$

$$P = 2\pi \omega \mu_0 \gamma R_0 L H_0^2 \alpha_P; \quad (4)$$

$$\zeta = \frac{F}{P} = \frac{n \delta \mu_0}{\rho R_0^2} \frac{\alpha_F}{\alpha_P}, \quad (5)$$

где

$$\alpha_F = \operatorname{Re} (1 + i) \frac{\int_0^{R_0} I_n(k_n r) I'^*_{n-1}(k_n R_0) r dr}{\int_{n-1}^{n-1} (k_n R_0) I'^*_{n-1}(k_n R_0)};$$

$$\alpha_P = \operatorname{Re} (1 + i) \frac{\int_{n-1}^{n-1} (k_n R_0) I'^*_{n-1}(k_n R_0)}{\int_{n-1}^{n-1} (k_n R_0) I'^*_{n-1}(k_n R_0)};$$

здесь L — активная длина вала (часть вала, на которую действует поле подшипника);

R_0 — радиус вала;

ρ — удельное сопротивление материала вала;

γ — глубина проникновения (см. приложение);

H_0 — максимальная напряженность магнитного поля на поверхности вала;

$$k_n = -\frac{1+i}{\gamma},$$

$I_n(z)$ — функция Бесселя.

Штрихом обозначены производные по аргументу, а звездочкой — сопряженные величины.

В случае сильного поверхностного эффекта (см. приложение)

$$\alpha_F = \frac{\gamma R_0}{2}, \quad \alpha_P = 1.$$

При этом имеем:

$$F = 2\pi n \delta \mu_0 L H_0^2; \quad (6)$$

$$P = 2\pi \sqrt{2\rho\omega\mu_0} R_0 L H_0^2; \quad (7)$$

$$\zeta = \frac{n \delta}{R_0} \sqrt{\frac{\mu_0}{2\rho\omega}}. \quad (8)$$

Из выражений (3) — (8) видно, что сила F и эффективность подшипника ζ растут вместе с увеличением n и δ (мощность от n и δ не зависит).

При $n=0$ (однородное поле) $F=\zeta=0$. Если $n \rightarrow \infty$, то $F \rightarrow \infty$ и $\zeta \rightarrow \infty^*$. Это означает, что можно создать высокоеффективный подшипник. Из формул также следует, что вал должен быть изготовлен из хорошопроводящего материала; частота питания подшипника не должна быть слишком высокой, но поверхностный эффект должен быть хорошо выражен. Эффективность больше, если допустимы большие смещения δ^{**} .

В подшипниках большие смещения недопустимы. Характерная величина δ для подшипника составляет 0,1 мм. Рассчитаем эффективность подшипника следующей конструкции: $n=10$; $\delta=0,1$ мм $= 10^{-4}$ м; $L=10$ см $= 10^{-1}$ м; $R_0=1$ см $= 10^{-2}$ м; $f=400$ гц, $\rho=2 \cdot 10^{-8}$ ом·м (меди).

Необходимая сила $F=1$ кГ $= 10$ н.

Глубина проникновения

$$\gamma = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0}} = \sqrt{\frac{2 \cdot 2 \cdot 10^{-8}}{2\pi \cdot 400 \cdot 4\pi \cdot 10^{-7}}} \approx 3,5 \cdot 10^{-3} \text{ м.}$$

Отношение $\frac{\gamma}{R_0} = \frac{3,5 \cdot 10^{-3}}{10^{-2}} = 0,35$, т. е. поверхностный эффект можно считать хорошо выраженным.

Тогда из формулы (6) находим:

$$\begin{aligned} H_0^2 &= \frac{F}{2\pi n \delta \mu_0 L} = \\ &= \frac{10}{2\pi \cdot 10 \cdot 10^{-4} \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 10^{-1}} \approx 10^{10} \text{ [а}^2/\text{м}^2\text{]}; \\ H_0 &\approx 10^5 \text{ а/м} = 10^3 \text{ а/см}; \\ \zeta &= \frac{n\delta}{R_0} \sqrt{\frac{\mu_0}{2\rho\omega}} = \\ &= \frac{10 \cdot 10^{-4}}{10^{-2}} \sqrt{\frac{4\pi \cdot 10^{-7}}{2 \cdot 2 \cdot 10^{-8} \cdot 2\pi \cdot 400}} \approx 10^{-2} \text{ [н/бм]}; \\ P &= \frac{F}{\zeta} = \frac{10}{10^{-2}} = 10^3 \text{ вт} = 1 \text{ квт.} \end{aligned}$$

Приложение. Пусть оси симметрии подшипника и вала не совпадают. Расстояние между ними δ — малая величина (см. рис.). Через точку O_1 проходит ось симметрии подшипника, а через точку O — ось вала.

Пусть поле подшипника в системе координат с центром в точке O_1 задано векторным потенциалом:

$$\vec{A}^b = a_z \mu_0 C H_0 \left(\frac{r_1}{R_0} \right)^n \exp(in\varphi_1); \quad (\text{П-1})$$

здесь R_0 — радиус вала; a_z — орт оси z , а C будет определено таким образом, чтобы H_0 было максимальной напряженностью магнитного поля на поверхности вала.

Выразим \vec{A}^b в координатах системы с центром в точке O . Для этого рассмотрим треугольник $O_1 b O$. Согласно теореме косинусов имеем:

$$r_1^2 = \delta^2 + r^2 - 2\delta r \cos \varphi. \quad (\text{П-2})$$

Пренебрегая членом δ^2 , находим:

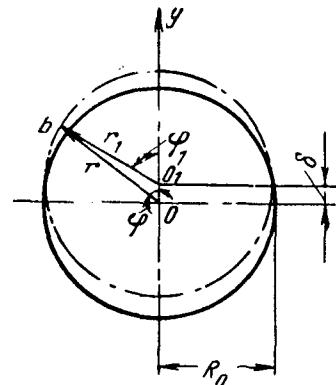
$$r_1 = r \left(1 - 2 \frac{\delta}{r} \cos \varphi \right)^{1/2} \approx r \left(1 - \frac{\delta}{r} \cos \varphi \right). \quad (\text{П-3})$$

* Дальнейшие исследования показали, что n , ω и R_0 связаны между собой. Эта связь носит такой характер, что при больших n формула (8) несправедлива (см. [Л. 7]).

** Они всегда допустимы при плавке во взвешенном состоянии.

Здесь при разложении в ряд множителя $\left(1 - 2 \frac{\delta}{r} \times \cos \varphi \right)^{1/2}$ мы отбросили все малые члены, начиная с члена, пропорционального $\left(\frac{\delta}{r} \right)^2$.

Ввиду того что δ очень мало, можно положить $\varphi \approx \varphi_1$. Таким образом,



$$\vec{A}^b = a_z \mu_0 C H_0 \left(\frac{r_1}{R_0} \right)^n \left(1 - n \frac{\delta}{r} \cos \varphi \right) \exp(in\varphi). \quad (\text{П-4})$$

Здесь при разложении $\left(1 - \frac{\delta}{r} \cos \varphi \right)^n$ мы опять пренебрели малыми членами.

Теперь можно найти поле внутри вала \vec{A}^u и поле реакции вала \vec{A}^p , создаваемое в свободном пространстве индукционными токами вала.

Положим:

$$\vec{A}^u = a_z \mu_0 H_0 D I_u (k_u r) \exp(in\varphi); \quad (\text{П-5})$$

$$\vec{A}^p = a_z \mu_0 H_0 B \left(\frac{R_0}{r} \right)^n \exp(in\varphi); \quad (\text{П-6})$$

здесь $k_u = -\frac{1+i}{\gamma}$, а глубина проникновения

$$\gamma = \sqrt{\frac{2\rho}{\omega\mu_0}}. \quad (\text{П-7})$$

Границчными условиями служат равенства касательных составляющих векторов поля на поверхности вала:

$$\left. \begin{aligned} E_z^u &= E_z^p + E_z^b; \\ H_\varphi^u &= H_\varphi^p + H_\varphi^b, \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-8})$$

где

$$E_z = i\omega A_z, \quad H_\varphi = -\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A_z}{\partial r}. \quad (\text{П-9})$$

Определим сначала C . Из (4) и (9) находим:

$$H_\varphi^b = -H_0 C \frac{n}{R_0} \left(\frac{r}{R_0} \right)^{n-1} \left(1 - n \frac{\delta}{r} \cos \varphi \right) \exp(in\varphi). \quad (\text{П-10})$$

Максимальное значение H_φ^b на поверхности вала равно $-H_0 C \frac{n}{R_0}$, следовательно $C = \frac{R_0}{n}$.

Используя известное соотношение между функциями Бесселя, находим из выражения (8):

$$I_n(z) + \frac{z}{n} I'_n(z) = \frac{z}{n} I_{n-1}(z);$$

$$D = \frac{2 \left(1 - n \frac{\delta}{R_0} \cos \varphi \right)}{k_u I_{n-1}(k_u R_0)};$$

$$B = \frac{R_0}{n} \left(1 - n \frac{\delta}{R_0} \cos \varphi \right) \frac{1 - \frac{k_u R_0}{n} \frac{I'_n(k_u R_0)}{I_n(k_u R_0)}}{1 + \frac{k_u R_0}{n} \frac{I'_n(k_u R_0)}{I_n(k_u R_0)}}. \quad (\text{П-11})$$

Таким образом, внутри вала

$$E_z^H = 2i\omega\mu_0 H_0 \left(1 - n \frac{\delta}{R_0} \cos \varphi\right) \frac{I_n(k_n r)}{k_n I_{n-1}(k_n R_0)} \exp in\varphi; \quad (\text{П-12})$$

$$H_\varphi^H = -2H_0 \left(1 - n \frac{\delta}{R_0} \cos \varphi\right) \frac{I'_n(k_n r)}{I_{n-1}(k_n R_0)} \exp in\varphi. \quad (\text{П-13})$$

Мощность, поглощаемая валом,

$$P = \frac{L}{2} \operatorname{Re} \int_0^{2\pi} [\vec{E}_z^H \times \vec{H}_\varphi^{H*}] R_0 d\varphi.$$

Используя (12) и (13), находим:

$$P = 2\pi\omega\mu_0 H_0^2 L R_0 \gamma \alpha_P, \quad (\text{П-14})$$

где

$$\alpha_P = \operatorname{Re} (1 + i) \frac{I_n(k_n R_0) I'^*_n(k_n R_0)}{I_{n-1}(k_n R_0) I^*_{n-1}(k_n R_0)}.$$

Аналогично сила, действующая на вал:

$$F = \frac{L\mu_0}{2\rho} \operatorname{Re} \int_0^{R_0} \int_0^{2\pi} [\vec{E}_z^H \times \vec{H}_\varphi^{H*}] \cos \varphi r dr d\varphi = \\ = -2\pi\omega\mu_0^2 \frac{\gamma}{\rho R_0} n \delta L H_0^2 \alpha_F, \quad (\text{П-15})$$

где

$$\alpha_F = \operatorname{Re} (1 + i) \frac{\int_0^{R_0} I_n(k_n r) I'^*_n(k_n r) r dr}{\int_0^{R_0} I_{n-1}(k_n r) I^*_{n-1}(k_n r)}.$$

Знак минус в формуле (15) обусловлен тем, что направление силы F противоположно направлению смещения δ . В дальнейшем мы будем его опускать.

При сильном поверхностном эффекте

$$I_n(z) = \frac{(-i)^n}{2\sqrt{\pi z}} (1 - i) \exp iz;$$

$$I'_n(z) = i \frac{(-i)^n}{2\sqrt{\pi z}} (1 - i) \exp iz$$

$$\text{и } \alpha_F = \frac{\gamma R_0}{2}, \text{ а } \alpha_P = 1.$$

Следовательно

$$F = 2\pi n \delta \mu_0 L H_0^2;$$

$$P = 2\pi \sqrt{2\rho\mu_0} R_0 L H_0^2;$$

$$\zeta = \frac{F}{P} = \frac{n\delta}{R_0} \sqrt{\frac{\mu_0}{2\rho\omega}}.$$

Л и т е р а т у р а

- Шаров В. С., Сверхвысокоскоростные асинхронные электродвигатели, Госэнергоиздат, 1963.
- Сборник «Преобразование тепла и химической энергии в электромагнитную в ракетных системах», Изд-во иностранной литературы, 1963.
- Бадалян Г. В., Получение постоянных магнитных полей заданной формы с помощью неявнополюсной магнитной системы, Журнал технической физики, вып. 3, 1963.
- Азатян Л. А., Бадалян Г. В. и Ерицян Г. Н., Получение магнитных полей заданной формы, «Приборы и техника эксперимента», 1963, № 3.
- Арцимович Л. А., Управляемые термоядерные реакции, Физматгиз, 1961.
- Фогель А. А., Найденов А. Ф., Сидорова Т. А. и Коркин И. В., сб. «Промышленное применение токов высокой частоты», Машиностроение, 1964.
- Фомин А. А., Расчет симметричного индуктора с мультипольным полем, «Магнитная гидродинамика», 1965, № 5.

[16.11.1964]

◆ ◆ ◆

УДК 621.331.3.025

Внешние перенапряжения на электропоезде переменного тока

Кандидат техн. наук К. Б. АЛЕКСАНДРОВ,
кандидат техн. наук М. Н. НОВИКОВ и инж. В. В. ПАВЛОВСКИЙ
Ленинградский институт инженеров железнодорожного транспорта

Статья содержит результаты экспериментальной и теоретической работы по исследованию атмосферных перенапряжений в силовой цепи (рис. 1) с кремниевыми полупроводниковыми выпрямителями¹ электропоезда переменного тока ЭР-9.

Выводы основываются более чем на 600 осциллограммах, полученных с помощью импульсных электронных осциллографов. Методика эксперимента разработана авторами ранее [Л. 1] и отличалась лишь тем, что источником импульсов напряжения служил новый модернизированный генератор по-

вторяющихся импульсов типа ГПИ-2, разработанный и изготовленный на кафедре «Теоретические основы электротехники» ЛИИЖТ.

Теоретический анализ переходного процесса в силовой цепи электропоезда позволил объяснить процесс возникновения перенапряжений на отдельных участках цепи, определить влияние параметров элементов на этот процесс, а также приближенно подсчитать величину перенапряжений в некоторых характерных точках цепи.

Итогом работы явились рекомендации по защите от перенапряжений опытной партии электропоездов ЭР-9 выпуска 1962—1963 гг., одобренные координационным совещанием при СНХ Латвийской ССР в феврале 1963 г.

Результаты экспериментального исследования перенапряжений в силовой цепи поезда. Влияние

¹ Работа выполнялась на кафедре «Теоретические основы электротехники» Ленинградского института инженеров железнодорожного транспорта по заданию рижских электромашиностроительного и вагоностроительного заводов. Экспериментальные исследования проводились в сентябре 1962 г. на электропоезде ЭР-9-001 на участке Горький—Владимир.

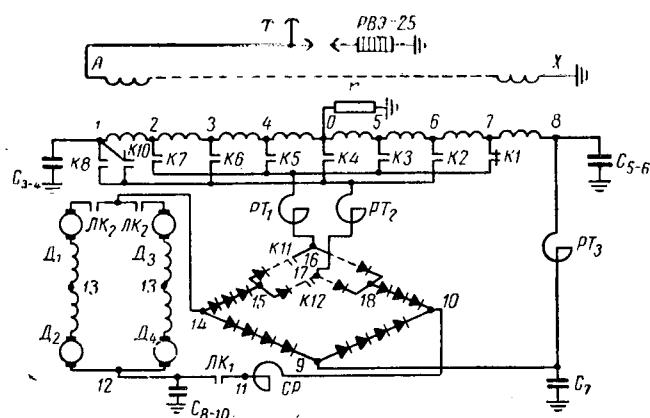


Рис. 1. Упрощенная схема силовой цепи электропоезда ЭР-9.

ЛК1, ЛК2 — линейные контакторы; Д1—Д4 — тяговые электродвигатели; С3—С10 — конденсаторы защиты от перенапряжений; СР — слаживающий реактор; Т — токоприемник; К1—К12 — контакторы главного контроллера (3-я позиция — замкнуты контакторы К1 или К2 и К11, 9-я позиция — замкнуты контакторы К4 или К5 и К12, 17-я позиция — замкнуты контакторы К8, К11 и К12).

на перенапряжения параметров элементов цепи и элементов схемы защиты рассматривается для двух основных режимов работы силовой цепи: режима холостого хода трансформатора электропоезда и режима, при котором силовая цепь соответствует рабочим позициям главного контроллера. В экспериментах исходный импульс (волна на выходе генератора ГПИ-2) имел стандартные параметры — 1,5/40 мксек, 1 кв.

Режим холостого хода с отключенным от вторичной обмотки трансформатора выпрямительным мостом. Емкость на землю цепи низковольтной обмотки трансформатора в этом режиме получается наименьшей и равной собственной емкости обмотки.

Распределение максимальных потенциалов вдоль обмотки характеризуется кривой 1 на рис. 2,а. Наибольшее значение имеет потенциал вывода 1. Он составляет 15% от амплитуды исходного импульса. Потенциалы остальных выводов лежат в пределах от 12 до 15%.

Соединение с землей вывода 0 обмотки через сопротивление r (5 ом) приводит к значительному снижению перенапряжений (кривая 2). Подключение между выводами 1, 8 и землей конденсаторов C_{3-4} и C_{5-6} емкостью по 2 мкФ каждый ведет к дальнейшему снижению потенциалов (кривая 3).

Рис. 2. Распределение максимумов потенциалов вдоль обмотки низшего напряжения трансформатора на холостом ходу.

а — выпрямительный мост отключен; 1 — обмотка низшего напряжения от земли изолирована; 2 — вывод 0 соединен с землей через сопротивление; 3 — включены конденсаторы C_{3-4} и C_{5-6} ; б — выпрямительный мост подключен; вывод 0 обмотки трансформатора соединен с землей; включены конденсаторы C_{3-4} и C_{5-6} .

В этом случае максимальные потенциалы (4,5%) имеют крайние выводы обмотки. Принимать емкости заземляющих конденсаторов C_{3-4} и C_{5-6} более 2 мкФ уже нецелесообразно, так как относительное снижение потенциалов оказывается весьма незначительным.

Рассмотренный режим холостого хода трансформатора является искусственным. В действительности выпрямительный мост остается подключенным ко вторичной обмотке трансформатора и в режиме выбега локомотива и при его стоянке. Это ведет к увеличению емкости на землю того участка обмотки, к которому подключен мост (вывод 8 обмотки). Изменение распределения емкостей цепи приводит к изменению распределения потенциалов, которые снижаются на участке с большей емкостью и возрастают на остальных участках. Потенциальная диаграмма цепи для этого случая представлена на рис. 2,б. Наибольший потенциал — 6% имеет вывод 1. Для остальных точек обмотки и выпрямительного моста потенциалы не превышают 4%. Влияние конденсаторов в этом режиме аналогично рассмотренному выше.

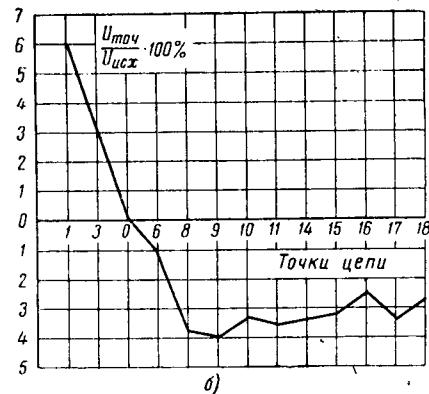
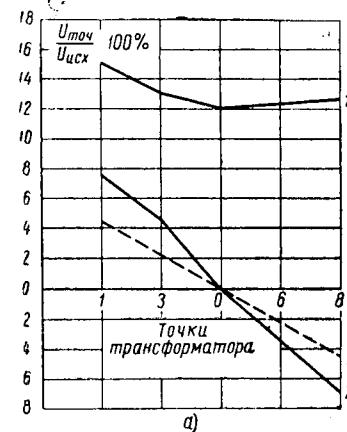
Режим силовой цепи, когда главный контроллер находится в рабочих позициях. Наиболее характерными рабочими позициями являются 3, 9, 17-я.

Картина распределения потенциалов в силовой цепи, когда главный контроллер находится в 3-й позиции, характеризуется кривыми рис. 3. Подключение дополнительных емкостей на землю приводит к более чем двукратному уменьшению потенциалов большинства точек цепи. Наибольшие потенциалы наблюдаются в точках 14 и 8, где они составляют соответственно 3,3 и 3%.

На рис. 4,а представлены кривые, огибающие максимумы потенциалов при 9-й, а на рис. 4,б — при 17-й позициях главного контроллера.

Сравнение кривых позволяет установить, что во всех случаях включение в цепь дополнительных заземляющих конденсаторов приводит к снижению потенциалов. Включение в цепь токоограничивающих реакторов (PT_1 , PT_2 , PT_3) почти на всех позициях главного контроллера приводит к некоторому снижению потенциалов точек цепи, относящихся ко вторичной обмотке трансформатора, тяговым двигателям, слаживающему реактору и выпрямительной установке.

Исключение составляет 9-я позиция, при которой снижение потенциалов происходит



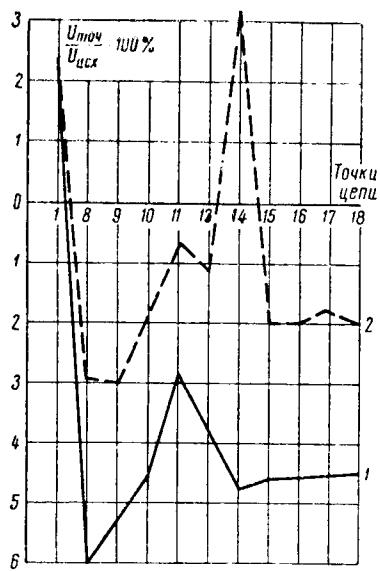


Рис. 3. Распределение максимумов потенциалов при 3-й позиции главного контроллера.
1 — заземляющие конденсаторы отсутствуют; 2 — включены конденсаторы C_{3-10} .

лишь в точках цепи, не относящихся к выпрямительной установке. На последней же происходит некоторое повышение потенциалов. Однако при этом их абсолютная величина остается небольшой.

Таким образом, значительное снижение потенциалов во вторичной цепи электропоезда достигается прежде всего заземлением средней точки низковольтной обмотки трансформатора. Включение в цепь дополнительных заземляющих конденсаторов приводит к дальнейшему понижению потенциалов, а включение токоограничивающих реакторов не оказывается сколь-либо заметно на их изменении.

При таких мерах защиты уровень внешних перенапряжений в цепи вторичной обмотки трансформатора не превышает 3÷3,5%, что соответствует 3÷3,5 кВ при установке на входе обмотки высшего напряжения трансформатора грозоразрядника типа РВЭ-25 и является допустимым по уровню изоляции. В этих условиях установка разрядников в цепи низшего напряжения не требуется.

Теоретический анализ перенапряжений в силовой цепи поезда. Силовая цепь электропоезда (рис. 1) в режимах наиболее неблагоприятных с точки зрения перенапряжений (17-я—20-я позиции главного контроллера) может быть представлена схемой замещения (рис. 5), в которой учтены основные параметры оборудования.

Высоковольтная обмотка AX трансформатора представлена на рис. 5 индуктивностью L_1 ; индуктивность L_2 соответствует половине обмотки низшего напряжения трансформатора; емкость C включает собственную емкость обмотки низшего напряжения трансформатора по отношению к земле, емкость между обмотками трансформатора и емкость дополнительных конденсаторов, подключенных к выводам 1 и 8 обмотки. Эквивалентное со-

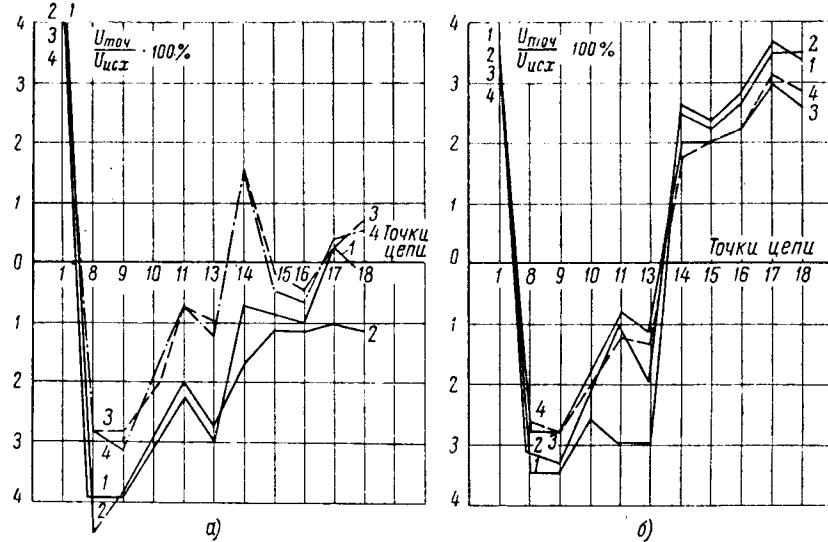


Рис. 4. Распределение максимумов потенциалов при 9-й позиции (а) и 17-й позиции (б) главного контроллера.
1 — в цепи отсутствуют заземляющие конденсаторы и токоограничивающие реакторы; 2 — заземляющие конденсаторы отсутствуют, включены токоограничивающие реакторы; 3 — включены заземляющие конденсаторы, токоограничивающие реакторы отсутствуют; 4 — включены заземляющие конденсаторы и токоограничивающие реакторы.

противление нагрузки трансформатора — Z_H ; коэффициент взаимной индукции обмоток — M . Точки 1, 8 схемы рис. 5 соответствуют номерам выводов трансформатора на рис. 1.

Вследствие того, что один конец обмотки ВН всегда заземлен и передача волны во вторичную обмотку в основном обусловлена сквозным током в обмотке ВН, оказалось возможным не вводить в схему замещения емкостную связь между обмотками ВН и НН. Схема замещения не учитывает

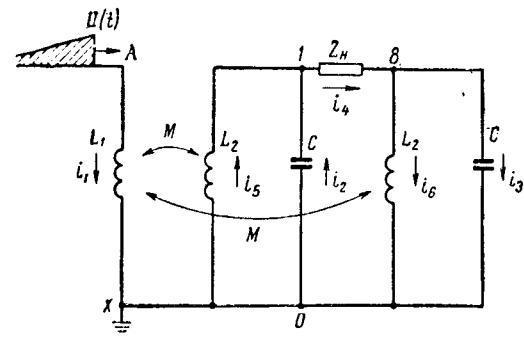


Рис. 5. Схема замещения силовой цепи.

также взаимное влияние друг на друга половин вторичной обмотки. Несмотря на сделанные допущения, процессы в рассматриваемой схеме, как будет показано ниже, довольно близки к реальным.

Используя схему замещения, можно расчетным путем определить напряжение между точками 1 и 8, 0 и 1, 0 и 8 (т. е. потенциалы U_1 и U_8 точек 1 и 8 по отношению к земле) и продольное напряжение U_{18} на нагрузке трансформатора при воздействии напряжения на первичную обмотку, а также проследить влияние на процесс некоторых параметров.

Для схемы рис. 5 могут быть записаны в операторной форме следующие уравнения:

$$\left. \begin{aligned} pL_1I_1(p) - pMI_2(p) - pMI_3(p) + \\ + 2pMI_4(p) = U(p); \\ pMI_1(p) - \left(pL_2 + \frac{1}{pC} \right) I_2(p) + \\ + pL_2I_4(p) = 0; \\ pMI_1(p) + \frac{1}{pC} I_2(p) - pL_2I_3(p) + \\ + [Z_h(p) + pL_2] I_4(p) = 0; \\ pMI_1(p) - \left(pL_2 + \frac{1}{pC} \right) I_3(p) + \\ + pL_2I_4(p) = 0, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $U(p)$ — изображение функции, воздействующей на электропоезд волны.

Операторное выражение потенциала точки 1 с учетом известных зависимостей магнитно-связанных цепей получает вид:

$$U_1(p) = \frac{U(p) \sqrt{1-\alpha}}{\sqrt{2} n C L_2 \alpha} \times \times \frac{p^2 + \frac{1}{L_2 C}}{p^2 + \frac{2}{Z_h(p) C} + p^2 \frac{\alpha+1}{C L_2 \alpha} + p \frac{2}{Z_h(p) L_2 C^2} + \frac{1}{C^2 L_2^2 \alpha}}, \quad (2)$$

где n — статический коэффициент трансформации трансформатора;
 α — коэффициент полного рассеяния.

Это же выражение ввиду симметрии схемы замещения справедливо, но с обратным знаком и для точки 8.

Несмотря на громоздкость общего выражения (2), оно дает возможность легко получить решения для характерных частных случаев.

В качестве одного из них рассмотрим режим холостого хода трансформатора, положив $Z_h = \infty$.

Допустим, что на электропоезд действует экспоненциальная волна напряжения

$$u(t) = U_m e^{-\alpha t} \doteq U(p).$$

Уравнение потенциала точки 1 при этом примет следующий вид:

$$u_1(t) = A \left[e^{-\alpha t} - e^{-\beta t} \cos \omega t + \frac{\alpha}{\omega} e^{-\beta t} \sin \omega t \right], \quad (3)$$

где

$$A = \frac{U_m \sqrt{1-\alpha}}{\sqrt{2} n \left[1 + \left(\frac{\alpha}{\omega} \right)^2 \right]};$$

$e^{-\beta t}$ и $e^{-\beta t}$ — показатели затухания гармонических составляющих потенциала;

$$\omega = \sqrt{\frac{1}{C L_2 \alpha}}. \quad (4)$$

Как видно из полученного, потенциал вывода 1 трансформатора изменяется по периодическому за-

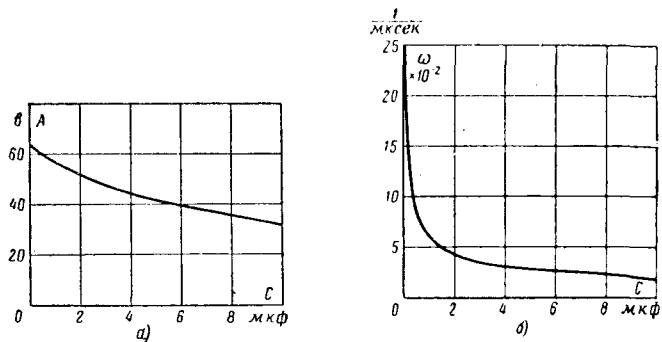


Рис. 6. Зависимости a — $A=f(C)$; b — $\omega=f(C)$.

кону, причем затухающие колебания совершаются относительно экспоненты $e^{-\alpha t}$.

Рассмотрим влияние на потенциалы и частоту их колебаний величины емкости, дополнительно подключаемой между крайними выводами вторичной обмотки трансформатора и землей. Нетрудно видеть, что изменения коэффициента A и частоты ω с увеличением емкости C будут следовать закономерностям, изображенным на рис. 6.

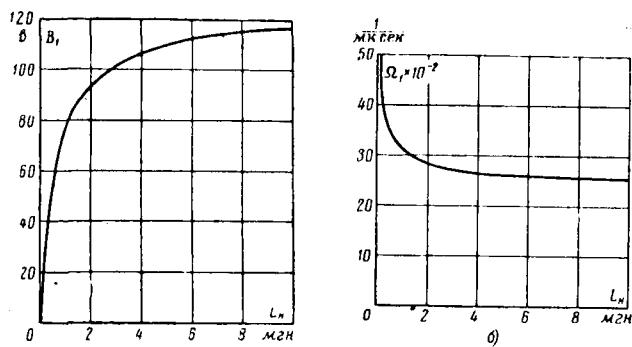
Увеличение емкости приводит к некоторому снижению величины потенциала и резкому уменьшению частоты его колебаний.

По уравнению (3) можно проследить и влияние на перенапряжения длительности падающей на электропоезд волны. Зависимость $A=f(\alpha)$ имеет падающий характер. При $\alpha=0$, что соответствует включению трансформатора на постоянное напряжение, коэффициент $A = \frac{U_m \sqrt{1-\alpha}}{\sqrt{2} n}$.

С увеличением α , т. е. при падении на электропоезд более коротких волн, коэффициент A уменьшается и при $\alpha \rightarrow \infty$ стремится к нулю. Таким образом, при более коротких волнах перенапряжения потенциалы во вторичной цепи получаются меньшими, что соответствует результатам эксперимента. С увеличением длительности волны перенапряжения возрастают, однако не могут превышать значения, соответствующего случаю $\alpha=0$.

Учитывая, что оборудование цепи вторичной обмотки трансформатора электропоезда выполнено с минимальным запасом электрической прочности изоляции и что установка дополнительных конденсаторов не оказывается сколь-либо заметно на удешевлении локомотива и усложнении его эксплуатации и ремонта, можно для целей снижения внешних перенапряжений во вторичной цепи рекомендовать присоединение дополнительных конденсаторов на землю к крайним выводам вторичной обмотки трансформатора.

Ввиду дефицитности и высокой стоимости полупроводниковых выпрямителей особое значение приобретает вопрос исследования «продольных» перенапряжений, возникающих между выводами вторичной обмотки трансформатора, к которым подключен выпрямительный мост. В существующей схеме силовой цепи электропоезда последовательно с выпрямительным мостом включены токоограничивающие реакторы (РТ) (рис. 1). Поэтому пред-

Рис. 7. Зависимости $a - B_1 = f(L_n)$; $b - \Omega_1 = f(L_n)$.

ставляет особый интерес рассмотрение влияния их индуктивности на перенапряжения.

Учитывая линейность цепи при воздействии кратковременных импульсов напряжения [Л. 2], для определения влияния параметров нагрузки используем метод эквивалентного генератора э. д. с.

Выходными зажимами генератора будем считать точки 1 и 8.

Для определения внутреннего сопротивления эквивалентного генератора найдем его напряжение холостого хода и ток короткого замыкания.

Решая систему уравнений (1) относительно тока $I_4(p)$, получаем:

$$I_4(p) = \frac{2U(p)M}{C^2} \frac{p^2 L_2 C + p^4 Z_n(p) L_1 L_2 \sigma + p^3 \frac{2L_1 L_2^2 \sigma}{C} + \dots}{p^2 \frac{2Z_n(p)(L_1 L_2 - M^2)}{C} + p \frac{2L_1 L_2 \sigma}{C^2} + \frac{L_1 Z_n(p)}{C^2}}. \quad (5)$$

Полагая в уравнении (5) $Z_n = 0$, имеем для тока короткого замыкания

$$I_{k.z}(p) = \frac{U(p) \sqrt{1-\sigma}}{\sqrt{2} p n L_2 \sigma}. \quad (6)$$

Согласно схеме рис. 5 и уравнению (2) для единичного импульса получаем операторное уравнение напряжения $U_{18}(p)$ холостого хода:

$$U_{x.x}(p) = \frac{\sqrt{2} U(p) \sqrt{1-\sigma}}{n} \frac{\omega^2}{p^2 + \omega^2}, \quad (7)$$

откуда

$$Z_0(p) = 2L_2 \sigma \omega^2 \frac{p}{p^2 + \omega^2}. \quad (8)$$

Тогда продольное напряжение на нагрузке

$$U_n(p) = B \frac{Z_n(p)}{2L_2 \sigma \omega^2 p + Z_n(p)(p^2 + \omega^2)}, \quad (9)$$

где

$$B = \frac{\sqrt{2} U \sqrt{1-\sigma} \omega^2}{n}.$$

Для определения влияния индуктивности токоограничивающих реакторов на процесс рассмотрим частный идеализированный случай, при котором емкость и сопротивление в цепи нагрузки отсут-

ствуют и $Z_n = pL_n$. Уравнение для напряжения в этом случае имеет вид:

$$u_n(t) = B_1 (1 - \cos \Omega_1 t), \quad (10)$$

где

$$B_1 = \frac{\sqrt{2} U \sqrt{1-\sigma}}{n \left(1 + \frac{2L_2 \sigma}{L_n} \right)} \quad (11)$$

и

$$\Omega_1 = \omega \sqrt{1 + \frac{2L_2 \sigma}{L_n}}.$$

Как видно из полученных выражений, коэффициент B_1 и частота Ω_1 зависят от отношения индуктивности рассеяния всей вторичной обмотки трансформатора к индуктивности L_n . Общий характер зависимости B_1 и Ω_1 от индуктивности L_n показан на рис. 7. Коэффициент B_1 с увеличением L_n возрастает, стремясь к постоянной величине $\sqrt{2} U \sqrt{1-\sigma}$ при $L_n \rightarrow \infty$.

Частота Ω_1 с увеличением L_n понижается, стремясь к частоте ω при $L_n \rightarrow \infty$. Влияние индуктивности, включенной последовательно с нагрузкой на продольное перенапряжение, существенно лишь при малых ее значениях. При $L_n = (10 \div 16) L_2 \sigma$ и выше влияние ее на амплитуду и частоту колебаний напряжения на нагрузке практически незаметно.

Если электропоезд работает в режиме тяги, то увеличение индуктивности токоограничивающих реакторов приводит к перераспределению импульсных падений напряжений, при котором доля напряжения на выпрямительной установке уменьшается. Однако для реальных величин индуктивностей токоограничивающих реакторов это уменьшение перенапряжений невелико, что и было получено ранее экспериментальным путем.

Сопоставление результатов расчета и эксперимента. При проверке правильности приведенных выше выражений были использованы следующие параметры и величины, определенные опытным и расчетным путями:

$$L_2 \sigma = 0,29 \cdot 10^{-3} \text{ Гн}; \sqrt{1-\sigma} \approx 1;$$

$$n = 11,4; U_m = 1000 \text{ в};$$

$$\alpha = 0,0182 \text{ 1/мксек}; C_0 = 5,53 \cdot 10^{-8} \text{ ф}$$

(собственная емкость на землю половины обмотки низшего напряжения трансформатора).

В качестве примера на рис. 8, а приведена кривая потенциала вывода 1 трансформатора, вычис-

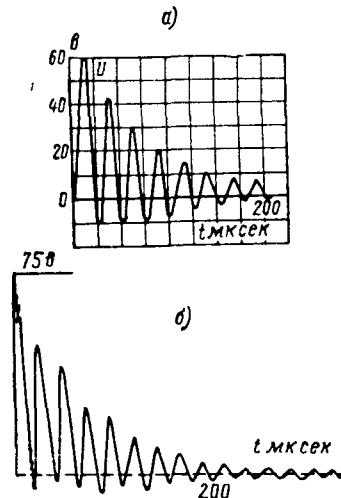


Рис. 8. Кривые изменения потенциала точки 1 трансформатора.

а - теоретическая; б - опытная.

К оценке надежности и эффективности работы распределительных сетей с автоматическим секционированием

Кандидат техн. наук Н. М. ЗУЛЬ

ВИЭСХ

Электрическая сеть с автоматическим секционированием представляет собой систему дискретного типа со счетным множеством состояний. Переход системы из одного состояния в другое (отключение того или иного секционирующего аппарата и соответствующего участка сети) осуществляется скачком в момент, когда происходит короткое замыкание. При этом система переходит из одного состояния в другое в случайные моменты времени, так как процесс появления повреждений в сети является случайным. В связи с указанным секционированную сеть можно рассматривать как систему массового обслуживания и для ее расчета использовать получающие все большее применение методы теории массового обслуживания [Л. 1 и др.].

Для системы массового обслуживания основным фактором, обусловливающим протекающие в ней процессы, является поток «заявок» (событий), которым в рассматриваемом случае является поток повреждений (коротких замыканий). Этот поток в первом приближении можно считать стационарным пуассоновским потоком, так как он обладает стационарностью, отсутствием последействия и ординарностью. В частности, как показывает анализ повреждений сельских распределительных сетей 6—10 кв, среднее число коротких замыканий за определенный промежуток времени (например, за год) для данных условий достаточно постоянно [Л. 2], т. е. для потока коротких замыканий характерна постоянная плотность. Условие отсутствия последействия заключается в том, что короткие замыкания в сети (при наличии однотипных линий) появляются в основном независимо друг от друга, а условие ординарности в том, что вероятность одновременного появления двух или более повреждений пренебрежимо мала по сравнению с вероятностью одного.

Кроме характеристик входного потока событий, для системы массового обслуживания имеет существенное значение характеристика производительности самой системы, в первую очередь время обслуживания одной «заявки», под которым в рассматриваемом случае следует понимать время обнаружения и устранения (ремонта) одного повреждения. Проведенный анализ времени обнаружения и устранения повреждений (времени пере-

рывов в электроснабжении) в сельских распределительных сетях 6—10 кв показывает, что можно принять его подчиняющимся показательному закону распределения. Кроме того, известно, что основные характеристики системы массового обслуживания вообще сравнительно мало зависят от вида закона распределения времени обслуживания и зависят в первую очередь от его среднего значения.

Допущения, принятые нами на основании имеющихся практических данных, подтверждаются также работами зарубежных авторов, посвященных оценке надежности электроэнергетических систем [Л. 3]. Следует, однако, отметить, что в указанной статье по существу рассматривается аналитическая оценка надежности не реальных сетей, а только трех элементарных схем соединения элементов (для более сложных случаев рекомендуется использовать методы моделирования). Тем не менее приведенный в [Л. 3] материал дополнительно подтверждает правильность принятых допущений о пуассоновском характере потока коротких замыканий и показательном законе распределения времени обнаружения и устранения повреждений.

В настоящей работе рассматривается возможность использования теории массового обслуживания для оценки надежности работы реальных электрических линий, причем показана возможность значительного упрощения получаемых решений при имеющих место на практике соотношениях плотностей потоков коротких замыканий и устранения повреждений. Кроме того, рассматривается использование получаемых решений по оценке надежности для анализа эффективности работы электрических сетей, которая является более полной оценкой, чем надежность. Применение теории массового обслуживания к расчету сетей показано на примере радиальной секционированной линии, представленной на рис. 1.

Пусть имеется линия с n участками. Рассмотрим ее как систему со следующим конечным множеством состояний: 0 — линия исправна, 1 — поврежден 1-й участок, 2 — поврежден 2-й участок, ..., k — поврежден k -й участок, ..., s — поврежден s -й участок, ..., n — поврежден n -й участок.

Л и т е р а т у р а

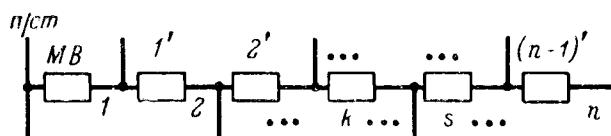
1. Александров К. Б., Новиков М. Н. и Павловский В. В., Экспериментальное исследование импульсных процессов в силовой цепи электровоза Н-60, «Электромеханика», 1961, № 12.
2. Сиротинский Л. И., Техника высоких напряжений, ч. III, вып. 1, Госэнергоиздат, 1959.

[23.7.1964]

ленная и построенная по уравнению (3). На рис. 8,б приведена осциллограмма потенциала этого же вывода, полученная экспериментально на электропоезде ЭР-9-001.

Сравнение осциллограмм потенциалов с расчетными кривыми показало достаточно хорошее совпадение в характере и величинах исследуемых процессов.





Пример схемы секционированной линии.

1, 2, ..., k, ..., s, ..., n — участки линии, на которые ее делят секционирующие аппараты; 1', 2', ..., n' — секционирующие аппараты.

Требуется определить вероятности состояний системы $p_k(t)$ ($k=0, 1, \dots, n$).

В соответствии с рассмотренными выше положениями примем плотность потока коротких замыканий равной λ , время отыскания и устранения повреждений — $T_{\text{рем}}$, имеющее показательное распределение с параметром (плотностью потока отыскания и устранения повреждений) $\mu = \frac{1}{m_{T_{\text{рем}}}}$, где $m_{T_{\text{рем}}}$ — математическое ожидание времени $T_{\text{рем}}$.

Основной особенностью рассматриваемой системы является то, что при повреждении одного из участков линии (отказе одного из элементов системы) отключаются все последующие. При этом все предыдущие участки остаются в работе. В связи с указанным автоматическое секционирование линии можно рассматривать как своеобразный случай резервирования.

Составим дифференциальные уравнения для всех вероятностей возможных состояний системы.

Для этого используем вероятности следующих состояний:

а) в момент t линия была исправна, а за весьма малый промежуток времени Δt (рассматриваемые вероятности будут точно равны приводимым ниже значениям при $\Delta t \rightarrow 0$) не произошло повреждений (не был поврежден ни один участок):

$$p_0(t) \left[1 - \sum_{k=1}^n \lambda_k \Delta t \right];$$

б) в момент t линия была неисправна, а за время Δt «вышла» из ремонта:

$$\sum_{k=1}^n \mu_k \Delta t p_k(t);$$

в) в момент t линия была исправна, за время Δt поврежден k -й участок:

$$p_0(t) \lambda_k \Delta t;$$

г) в момент t была повреждена линия за k -тым участком (по ходу энергии), за время Δt поврежден k -й участок:

$$\sum_{s=k+1}^n p_s(t) \lambda_k \Delta t;$$

д) в момент t k -й участок неисправен и за время Δt не «вышел» из ремонта, кроме того, за время Δt не была повреждена линия до k -го участка:

$$p_k(t) \left[1 - \mu_k \Delta t - \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s \Delta t \right].$$

Вологодская областная научная библиотека

www.booksite.ru

В соответствии с указанным выше вероятность того, что в момент $t + \Delta t$ линия исправна:

$$p_0(t + \Delta t) = p_0(t) \left[1 - \sum_{k=1}^n \lambda_k \Delta t \right] + \sum_{k=1}^n \mu_k \Delta t p_k(t), \quad (1)$$

а вероятность того, что k -й участок поврежден:

$$p_k(t + \Delta t) = p_0(t) \lambda_k \Delta t + \sum_{s=k+1}^n p_s(t) \lambda_k \Delta t + \\ + p_k(t) \left[1 - \mu_k \Delta t - \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s \Delta t \right], \quad (2)$$

откуда система дифференциальных уравнений для вероятностей $p_0(t), \dots, p_k(t)$:

$$\left. \begin{aligned} p'_0(t) &= \sum_{k=1}^n \mu_k p_k(t) - \sum_{k=1}^n \lambda_k p_0(t); \\ p'_k(t) &= \lambda_k p_0(t) + \lambda_k \sum_{s=k+1}^n p_s(t) - \\ &- \left(\mu_k + \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s \right) p_k(t). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

В результате интегрирования системы уравнений (3) при начальных условиях

$$p_0(0) = 1; \quad p_1(0) = \dots = p_n(0) = 0,$$

т. е. считая, что в начальный момент нет ни одного поврежденного участка, можно получить любую из зависимостей $p_k(t)$.

Как известно, в начальный период после включения системы в работу случайный процесс (в рассматриваемом случае — процесс возникновения повреждений) не будет стационарным. Однако через некоторое время система перейдет, с точки зрения прохождения этого случайного процесса, в установившийся режим, который нас в первую очередь и интересует.

Для определения вероятностей состояний системы в установившемся режиме (пределных вероятностей) p_0, p_1, \dots, p_n необходимо в уравнениях системы (3) все производные приравнять нулю, а все вероятности $p_0(t), p_k(t)$ и $p_s(t)$ заменить их пределами p_0, p_k и p_s .

В соответствии с указанным имеем систему алгебраических уравнений для предельных вероятностей:

$$\left. \begin{aligned} \sum_{k=1}^n \mu_k p_k - \sum_{k=1}^n \lambda_k p_0 &= 0; \\ \lambda_k \left(p_0 + \sum_{s=k+1}^n p_s \right) - \left(\mu_k + \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s \right) p_k &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Как известно, к уравнениям (4) добавляется также условие

$$\sum_{k=0}^n p_k = 1. \quad (5)$$

Решая систему уравнений (4) (см. приложение 1), получаем:

$$p_k = p_0 A_k \left(1 + \sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n} A_{k_1} A_{k_2} \dots A_{k_m} \right), \quad (6)$$

где

$$A_k = \frac{\lambda_k}{\sum_{i=1}^{k-1} \lambda_i + \mu_k}.$$

В выражении (6) знак $\sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n}$ означает, что следует из совокупности $A_{k+1}, A_{k+2}, \dots, A_n$ взять сумму сочетаний по 1, 2, ..., $n-k$.

Используя условие (5), получаем:

$$\sum_{k=0}^n p_k = p_0 \left[1 + \sum_{k=1}^n A_k \times \left(1 + \sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n} A_{k_1} A_{k_2} \dots A_{k_m} \right) \right] = 1,$$

откуда

$$p_0 = \frac{1}{1 + \sum_{k=1}^n A_k \left(1 + \sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n} A_{k_1} A_{k_2} A_{k_3} \dots A_{k_m} \right)} \quad (7)$$

и соответственно

$$p_k = \frac{A_k \left(1 + \sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n} A_{k_1} A_{k_2} A_{k_3} \dots A_{k_m} \right)}{1 + \sum_{k=1}^n A_k \left(1 + \sum_{m=1}^{n-k} \sum_{k+1 \leq k_1 < k_2 < \dots < k_m \leq n} A_{k_1} A_{k_2} A_{k_3} \dots A_{k_m} \right)}. \quad (8)$$

Действие различных систем часто приходится характеризовать не только тем, работают они или нет, но также и качеством их работы (например, их производительностью).

В рассматриваемом случае секционированную сеть можно охарактеризовать числом находящихся в работе (неотключенных) участков, причем эффективность работы сети зависит не только от числа этих участков, но и от количества и характера потребителей, присоединенных к каждому из них. При этих условиях эффективность работы системы — функция ее состояния, причем под состоянием понимается «множество» работающих элементов, в данном случае количество участков, которое является случайной величиной.

Обозначим через C_1, C_2, \dots, C_n «производительность» (например, количество отпускаемой энергии за определенный промежуток времени) соответствующих участков сети. Очевидно, «производительность» всей сети (линии) при ее исправном состоянии будет равна:

$$M_0 = p_0 (C_1 + C_2 + \dots + C_n).$$

Соответственно с учетом возможных повреждений отдельных участков

$$M = \sum_{k=1}^n (C_1 + C_2 + \dots + C_{k-1}) p_k + (C_1 + C_2 + \dots + C_n) p_0. \quad (9)$$

Первый член выражения (9) определяет выигрыш, получаемый за счет автоматического секционирования линии. Если известен удельный ущерб u (руб./квт·ч) от недотпуска 1 квт·ч электрической энергии, то экономическая эффективность автоматического секционирования линии определяется выражением

$$\mathcal{E} = \sum_{k=1}^n (C_1 + C_2 + \dots + C_{k-1}) p_k u. \quad (10)$$

Следует отметить, что использование неизменного значения удельного ущерба является определенным допущением, так как фактически это значение ущерба может зависеть от глубины недотпуска. Однако в целях упрощения расчета такое допущение в большинстве случаев может быть принято.

Ежегодная экономия по расчетным затратам от установки устройств автоматического секционирования в соответствии с рекомендациями [Л. 4] будет равна:

$$\Delta \mathcal{E} = \mathcal{E} - (n-1) \mathcal{Z} = \sum_{k=1}^n (C_1 + C_2 + \dots + C_{k-1}) p_k u - (n-1)(I + p_n K), \quad (11)$$

где \mathcal{Z} , I , K — годовые расчетные затраты (руб./год), эксплуатационные расходы (руб./год) и капитальные затраты (руб.) на установки секционирования; p_n — нормативный коэффициент эффективности ($p_n = 0,125$ 1/год). В выражении (11) C_1, C_2, \dots, C_{k-1} — количество отпускаемой энергии за год (квт·ч в год).

При значениях λ и μ , отличающихся друг от друга на один-два порядка и более, выражение (8), определяющее p_k , может быть значительно упрощено. Если при указанных условиях в суммах, входящих в эти выражения, пренебречь слагаемыми, содержащими λ_k , по сравнению с теми, которые содержат только μ_k (см. приложение 2), можно показать, что

$$p_k \approx \frac{\lambda_k}{\mu_k}. \quad (12)$$

Из приведенного в приложении 3 примера видно, что при принятых исходных данных (значения λ и μ отличаются на два порядка) погрешность при определении величины p_k по приближенной формуле составляет менее 2,5% (для линии с тремя участками; при увеличении числа секционируемых участков погрешность увеличивается).

Автоматическое секционирование сетей, в частности линий 6—10 кв сельскохозяйственного назначения, обеспечивающее значительное повышение надежности электроснабжения и соответственно уменьшение ущерба от перерывов в подаче электроэнергии, получает в настоящее время все более широкое распространение в практике [Л. 5]. Элек-

тропромышленность серийно выпускает автоматический сетевой выключатель типа ВМН-10 и приступает к изготовлению выключателей типа ВМНА-10 и отделителей типа ОД-10С, специально предназначенных для автоматического секционирования сетей 6—10 кВ [Л. 5].

В связи с отмеченным следует указать на две задачи, решение которых необходимо для широкого внедрения автоматического секционирования.

1) Определение рационального количества и мест установки секционирующих устройств на конкретных линиях. Эту задачу приходится решать при проектировании сетей.

2) Определение оптимального количества установок секционирования при некоторых средних для рассматриваемой зоны параметрах линий. Такая задача выдвигается при планировании и разработке заданий промышленности по выпуску необходимой аппаратуры, при разработке общих рекомендаций по секционированию сетей и т. п. В обоих случаях целесообразное количество секционирующих устройств на линии определяется получением максимального экономического эффекта.

В связи с тем, что увеличение числа секционирующих устройств на линии приводит к повышению экономической эффективности (уменьшению ущерба), но, с другой стороны, связано с увеличением затрат на аппаратуру, существует максимум суммарной экономии, который и определяет оптимальное количество секционирующих установок.

При решении первой задачи расчет проводится в следующем порядке. Находим эффективность секционирования по выражению (10) для ряда возможных вариантов при установке одного, двух, трех и т. д. секционирующих устройств в разных точках линии. По полученным данным выбираем варианты с максимальным значением суммарной эффективности соответственно для случаев установки одного, двух, трех и т. д. секционирующих устройств. Для каждого из этих вариантов по выражению (11) определяется суммарная годовая экономия по расчетным затратам. Вариант с максимальным значением $\Delta\mathcal{E}$ является оптимальным; он определяет экономически целесообразное количество и места установки секционирующих устройств на линии. Отметим, что при окончательном выборе точек секционирования необходимо также учитывать ряд других факторов, в частности, наличие ответственных потребителей, для которых определение ущерба от перерывов электроснабжения затруднено (например, больницы), условия согласования действия секционирующих аппаратов с защитой других участков, чувствительность работы устройств защиты, удобство ремонта и оперативных переключений и т. п.

При решении второй задачи можно предположить, что нагрузка в среднем распределена по длине линии равномерно, а возможные повреждения равновероятны. При этих условиях с учетом сделанных ранее допущений

$$C_1 = Cl_1, \quad C_2 = Cl_2, \dots, \quad C_k = Cl_k;$$

$$p_1 = pl_1, \quad p_2 = pl_2, \dots, \quad p_k = pl_k,$$

где l_k — длина k -го участка (км);

C и p — удельные величины (на 1 км) отпускаемой электроэнергии и вероятности повреждения.

Соответственно

$$\Delta\mathcal{E} = Cpy \sum_{k=1}^n (l_1 + l_2 + l_3 + \dots + l_{k-1}) l_k - (n-1) Z,$$

откуда при $l_1 = l_2 = \dots = l_k = l = \frac{L}{n}$ (L — длина линии)

$$\Delta\mathcal{E} = \frac{CpyL^2}{2} \left(\frac{n-1}{n} \right) - (n-1) Z. \quad (13)$$

Определяя оптимальное число секционирующих устройств $n'_{\text{опт}}$, получаем:

$$\frac{d\Delta\mathcal{E}}{dn} = \frac{CpL^2y}{2n^2} - Z = 0;$$

$$n_{\text{опт}} = L \sqrt{\frac{Cpy}{2 \cdot Z}}, \quad (14)$$

откуда

$$n'_{\text{опт}} = n_{\text{опт}} - 1. \quad (15)$$

Подставляя округленное до целого числа значение $n_{\text{опт}}$ в (13), получаем максимальную экономию по годовым расчетным затратам от секционирования линий (пример расчета — см. приложение 3).

Выводы. 1. Для оценки надежности работы электрических сетей во многих случаях могут быть использованы методы теории массового обслуживания.

2. При имеющих место на практике соотношениях плотностей потоков коротких замыканий и устранения повреждений получаемые решения можно значительно упростить.

3. Полученные решения по оценке надежности целесообразно использовать для анализа эффективности работы электрических сетей; эффективность является более полной оценкой, чем надежность.

4. В статье показана возможность применения разработанной методики для оценки надежности и эффективности работы распределительных сетей с автоматическим секционированием, в частности, для определения оптимального числа секционирующих устройств, обеспечивающих максимальную экономию по расчетным затратам.

5. Разработанная методика может быть использована для оценки надежности и эффективности различных систем с аналогичными условиями работы.

Приложение 1. В соответствии с приведенной выше системой уравнений (4) получаем:

$$\lambda_1 \left(p_0 + \sum_{s=2}^n p_s \right) - \mu_1 p_1 = 0;$$

$$\lambda_2 \left(p_0 + \sum_{s=3}^n p_s \right) - (\mu_2 + \lambda_1) p_2 = 0;$$

⋮

$$\lambda_k \left(p_0 + \sum_{s=k+1}^n p_s \right) - \left(\mu_k + \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s \right) p_k = 0;$$

$$\lambda_{n-1}(p_0 + p_n) - \left(\mu_k + \sum_{s=1}^{n-2} \lambda_s \right) p_{n-1} = 0;$$

$$\lambda_n p_0 - \left(\mu_k + \sum_{s=1}^{n-1} \lambda_s \right) p_n = 0,$$

откуда

$$p_1 = \frac{\lambda_1}{\mu_1} \left(p_0 + \sum_{s=2}^n p_s \right);$$

$$p_k = \frac{\lambda_k}{\mu_k + \sum_{s=1}^{k-1} \lambda_s} \left(p_0 + \sum_{s=k+1}^n p_s \right);$$

$$p_{n-k} = \frac{\lambda_{n-k}}{\mu_{n-k} + \sum_{s=1}^{n-k-1} \lambda_s} \left(p_0 + \sum_{s=n-k+1}^n p_s \right);$$

$$p_n = \frac{\lambda_n p_0}{\mu_n + \sum_{s=1}^{n-1} \lambda_s}.$$

Используя значения p_n и определяя последовательно $p_{n-1}, p_{n-2}, \dots, p_k, \dots, p_1$ получим соотношение (6).

Приложение 2. Значение p_k для линий с различным числом участков.

По выражению (8) определяем:

1) для несекционированной линии (один участок $n=1$)

$$p_1 = \frac{\lambda_1}{\lambda_1 + \mu_1};$$

2) для секционированной линии с двумя участками ($n=2$)

$$p_1 = \frac{\lambda_1(\lambda_1 + \lambda_2 + \mu_2)}{\lambda_1\mu_1 + \lambda_1\mu_2 + \lambda_1^2 + \lambda_1\lambda_2 + \lambda_2\mu_1 + \mu_1\mu_2};$$

$$p_2 = \frac{\lambda_2\mu_1}{\lambda_1\mu_1 + \lambda_1\mu_2 + \lambda_1^2 + \lambda_1\lambda_2 + \lambda_2\mu_1 + \mu_1\mu_2};$$

3) для линии при $n=3$

$$p_1 = \frac{1}{R} \lambda_1 [\lambda_1(\lambda_1 + 2\lambda_2 + \lambda_3 + \mu_2 + \mu_3) + \lambda_2(\lambda_2 + \lambda_3 + \mu_2 + \mu_3) + \lambda_3\mu_2 + \mu_2\mu_3];$$

$$p_2 = \frac{1}{R} \lambda_2\mu_1 (\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 + \mu_3);$$

$$p_3 = \frac{1}{R} \lambda_3\mu_1 (\lambda_1 + \mu_2),$$

где

$$R = \lambda_1 [\lambda_1(\lambda_1 + 2\lambda_2 + \lambda_3 + \mu_1 + \mu_2 + \mu_3) + \lambda_2(\lambda_2 + \lambda_3 + 2\mu_1 + \mu_2 + \mu_3) + \lambda_3(\mu_1 + \mu_2) + \mu_1(\mu_2 + \mu_3) + \mu_2\mu_3] + \mu_1[\lambda_2(\lambda_2 + \lambda_3 + \mu_2 + \mu_3) + \mu_2(\lambda_3 + \mu_3)].$$

Приложение 3. Пример расчета. Принимаются следующие исходные данные, характерные для работы сельских распределительных сетей 6–10 кВ: интенсивность аварийных отключений одной линии [Л. 2] – $\lambda = 0,0015 \text{ 1/ч}$; средняя интенсивность восстановления $\mu = \frac{1}{6,7} = 0,15 \text{ 1/ч}$ (средняя продолжительность одного аварийного отключения линии – 6,7 ч); средняя длина линии $L = 40 \text{ км}$; удельная величина отпускаемой электроэнергии за год $C = 54900 \text{ квт}\cdot\text{ч/км}$; удельный ущерб $u = 0,15 \text{ руб/квт}\cdot\text{ч}$ в год. Годовые расчетные затраты на одну секционирующую установку [Л. 5] $Z = 230 \text{ руб.}$

1) *Значения p_k для линий с различным числом участков (по точной и приближенной формулам).*

В соответствии с приложением 2 и выражением (12) при $n=1$ $p_1 = \frac{0,0015}{0,1515} = 9,90 \cdot 10^{-3}$; $p_1 \approx \frac{0,0015}{0,15} = 0,01$; при $n=2$ (допускаем равновероятную возможность возникновения аварий по длине линии, т. е. $\lambda_1 = \lambda_2 = \frac{\lambda}{2}$, а также $\mu_1 = \mu_2 = \mu$)

$$p_1 = 4,97 \cdot 10^{-3}; p_2 = 4,93 \cdot 10^{-3}; p_1 \approx p_2 \approx 5,0 \cdot 10^{-3};$$

$$\text{при } n=3 \left(\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda_3 = \frac{\lambda}{3}; \mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = \mu \right)$$

$$p_1 = 3,29 \cdot 10^{-3}; p_2 = 3,27 \cdot 10^{-3}; p_2 = 3,25 \cdot 10^{-3};$$

$$p_1 \approx p_2 \approx p_3 \approx 3,33 \cdot 10^{-3}.$$

2) *Оптимальное число секционирующих устройств.* В соответствии с выражениями (14) и (15) находим:

$$n_{\text{опт}} = 40 \sqrt{\frac{54900 \cdot 2,5 \cdot 10^{-4} \cdot 0,15}{2 \cdot 230}} = 2,67 \approx 3;$$

$$n'_{\text{опт}} = 2.$$

Годовая экономия по расчетным затратам от секционирования линии (13)

$$\Delta \mathcal{E} = \frac{54900 \cdot 2,5 \cdot 10^{-4} \cdot 0,15 \cdot 1600}{2} \cdot \frac{2}{3} - 2 \cdot 230 = 640 \text{ руб.}$$

Л и т е р а т у р а

- Гнеденко Б. В., Лекции по теории массового обслуживания, Киев, 1961.
- Зуль Н. М., Агаларов А. М. и Кулиев Ф. А., Об оценке надежности электроснабжения сельскохозяйственных потребителей, Научные труды ВИЭСХ, т. XV, 1961.
- Sieno C. F., Stine L. L., A Probability Method for Determining the Reliability of Electric Power Systems, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1964, № 2.
- Основные методические положения технико-экономических расчетов в энергетике, «Электричество», 1959, № 10.
- Зуль Н. М. и Поярков К. М., Автоматизация сельского электроснабжения, изд-во «Колос», 1965.

[16.9.1965]



Электрическое моделирование в изучении вопросов подземной коррозии металлических сооружений

Л. Я. ЦИКЕРМАН и В. В. ПРИТУЛА

Москва

В настоящей статье делается попытка дать обзор и классификацию различных методов моделирования, применяемых при изучении коррозии. Основная цель статьи заключается в том, чтобы привлечь внимание научных и инженерно-технических работников к этому прогрессивному и эффективному способу исследования почвенной и электрической коррозии.

Как следует из схемы, изображенной на рис. 1, основными объектами моделирования являются: грунт, источники буждающих токов, подземные металлические сооружения, защитные противокоррозионные устройства и т. п. При правильном выборе масштабов и соблюдении подобия степень точности метода моделирования достаточно высока. Это позволяет использовать его для исследований не только качественных, но и количественных зависимостей коррозионных параметров. Такое положение расширяет сферу применения метода моделирования и дает возможность пользоваться им при решении расчетных задач по проектированию электрозащиты подземных сооружений.

При изучении вопросов коррозии нашли применение почти все известные методы моделирования. Применявшиеся при исследованиях модели подразделяются на три основных типа: сеточные, электролитические и аналоговые.

В электролитических моделях в качестве аналога грунта применялись либо растворы различных солей, либо твердые проводящие вещества.

Одной из первых работ по моделированию была статья В. С. Кальмана [Л. 1], целью которой было исследование распределения потенциалов и токов вдоль рельсового пути железной дороги. Предложенная им модель (рис. 2) представляет собой равномерно распределенную цепочку сопротивлений, моделировавших продольное сопротивление рельсов. Переходное сопротивление рельсов моделировалось также равномерно распределенными соединительными сопротивлениями, которые были подключены к узловым точкам цепи продольного сопротивления. Все переходные сопротивления были «заземлены» одной общей шиной с низким сопротивлением.

На указанной модели имело место локальное подобие, так как распределение и изменение сопротивления окружающего грунта не учитывались. Поэтому шина низкого сопротивления может быть названа моделью земли лишь условно. Такое положение является определенным упрощением процесса моделирования.

В связи с тем, что эта модель была первым опытом применения этого метода исследований, она не имела специального расчета, соответствующего теории подобия. Отсутствие определенных критериев подобия и масштабов переменных величин модели позволяло определять на ней лишь качественные соотношения между параметрами железной дороги и ее токораспределением.

Аналогичный принцип был использован в Ака-

демии коммунального хозяйства им. Памфилова при создании модели (рис. 3) для исследования рельсовых сетей городского электрифицированного транспорта [Л. 2]. Однако эта модель качественно отличалась от модели, предложенной В. С. Кальманом. Модель Академии коммунального хозяйства также имитирует продольное и переходное сопротивления рельсового пути и не имеет сетки сопротивлений для получения картины поля буждающих токов в земле. При создании этой модели было сделано допущение, что все сопротивление между рельсами и бесконечно удаленной землей определяется сопротивлением ближайшего к рельсам слоя балласта.

Данная модель позволяет исследовать участок рельсовой сети протяженностью до 75—80 км. При этом шаг модели, т. е. минимальная длина моделируемого отрезка, равняется 100 м. Для контактного провода шаг был увеличен и составлял 200 м. Рельсовый путь моделировался общим сопротивлением для обоих путей. Такое условие было принято исходя из того положения, что на действительных объектах рельсовые пути через каждые 1—3 км соединены междурельсовыми перемычками. Напряжение в «контактную сеть» модели подавалось от стабилизаторов тока (бареттеров) и составляло 12 в.

Модель Академии коммунального хозяйства была рассчитана в соответствии с теорией подобия и ее основным критерием подобия было соотношение закона Ома:

$$P_1 = \frac{I_r}{U} = \text{idem};$$

$$\frac{m_I m_r}{m_U} = 1,$$

где m_I , m_U , m_r — коэффициенты.

Такой критерий подобия устанавливал равенство между масштабом падения напряжения во всех элементах системы и масштабом падения напряжения в контактной сети. Учитывая, что номинальные параметры бареттера составляли 12 в и 1 а, а максимальные пусковые нагрузки электропоезда, являющиеся моделируемыми параметрами, равнялись 825 в и 4 000 а, масштабы напряжения и тока составляли соответственно 0,01455 и 0,00025, что определяло величину расчетного масштаба сопротивлений модели, равной 58. Значительным преимуществом рассматриваемой модели является возможность перенесения полученных на ней выводов на действительные объекты как в качественном, так и в количественном отношении. При исследованиях на этой модели применялся метод равномерно распределенной нагрузки и определялись средние значения токов утечки из рельсовых сетей сложной конфигурации. Такие условия значительно упрощают расчет, причем точность получаемых результатов соответствует точности исходных данных.

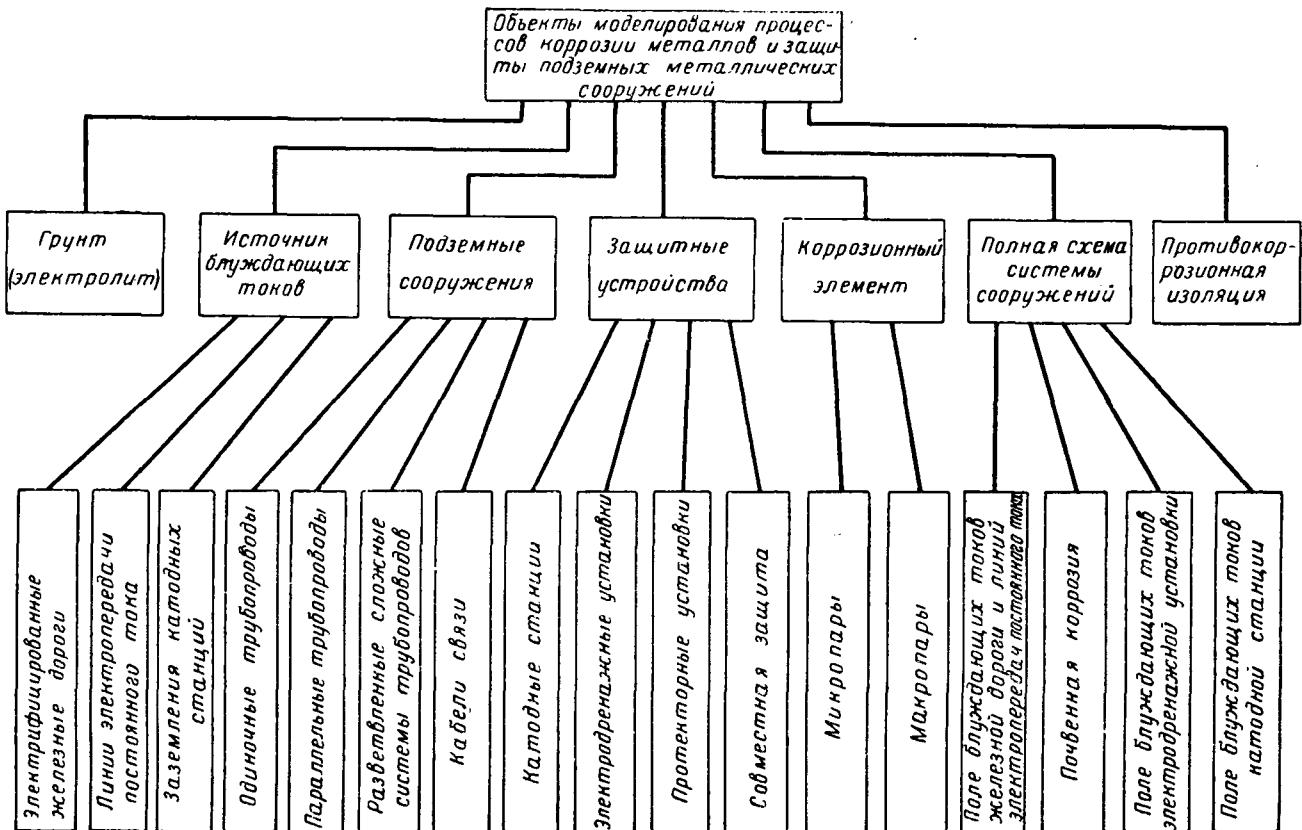


Рис. 1. Схема основных объектов моделирования.

Несколько отлична по своей конструкции была модель, разработанная в Гипроморнефти [Л. 3]. Она более универсальна, так как позволяет исследовать систему из двух параллельных проводников. Однако эта модель, так же как и ранее рассмотренные, непригодна для исследования токораспределения сложных систем «железная дорога — земля — трубопровод», так как и на ней объем земли не моделировался, а сопротивление на пути тока из железной дороги в трубопровод и обратно моделировалось связующими сопротивлениями, эквивалентными сумме переходных сопротивлений обоих объектов.

Первой и единственной трехмерной сеточной моделью, специально предназначенной для исследования вопросов защиты трубопроводов от коррозии блуждающими токами, явилась модель, разработанная А. А. Куликовым [Л. 4]. Эта модель предназначена для исследования токораспределения в системе «железная дорога — земля — трубопровод». Она состоит из специально рассчитанной сетки сопротивлений постоянной величины, эквивалентных сопротивлениям определенных объемов земли. На данной модели можно исследовать участки железных дорог протяженностью до 14 км

с различным распределением нагрузок. Моделируемые объекты подключаются к сетке земли в узловых точках через сопротивления различной величины, эквивалентные параметрам их переходного сопротивления. При моделировании неизолированных объектов их подключение осуществляется непосредственно к узловым точкам.

Недостатком указанной модели, сужающим область ее применения, является то, что возможные для исследования на ней схемы взаимного расположения трубопроводов и железной дороги ограничены конструкционными особенностями модели. В соответствии с начальными условиями этой схемы на модели можно воспроизводить лишь случаи параллельного расположения исследуемых объектов, причем расстояние между ними ограни-

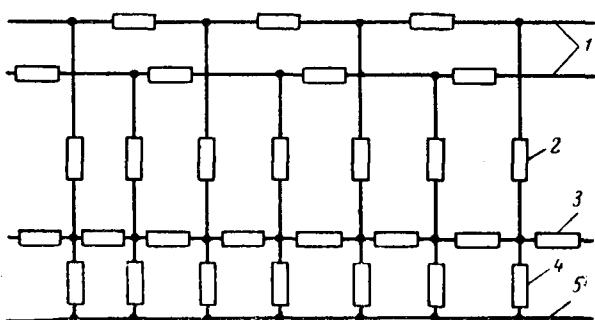
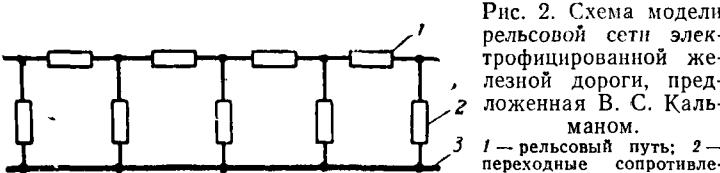


Рис. 2. Схема модели рельсовой сети электрифицированной железной дороги, предложенная В. С. Кальманом.
 1 — рельсовый путь; 2 — переходные сопротивления; 3 — «земля».

Рис. 3. Схема модели рельсовой сети городского электрифицированного транспорта, разработанная в Академии коммунального хозяйства им. Памфилова.
 1 — контактная сеть; 2 — нагрузка; 3 — рельсовая сеть; 4 — переходные сопротивления; 5 — «земля».



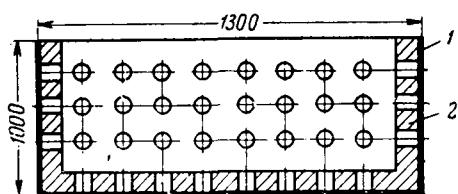


Рис. 4. Схема модели, предложенной О. В. Тозони.

1 — металлическая стенка; 2 — изолирующая прокладка.

чено заранее заданным шагом модели. В целом же эта модель является наиболее универсальной из всех существующих сеточных моделей, предназначенных для исследования вопросов защиты трубопроводов от коррозии ближайшими токами.

Электролитические модели для исследования полей ближайших токов используются чаще, чем сеточные. Такое положение обусловлено простотой их изготовления и удобством осуществления измерений. Моделирование в электролитической ванне основано на наличии математической аналогии закономерностей между различными физическими процессами.

Аналитическим путем электролитические ванны рассчитываются совместно с сеточными приставками, которые предназначены для моделирования окружающего грунта. Однако расчет сеточных приставок к прямоугольным ваннам в общем случае весьма затруднен. Как показали исследования В. В. Ницецкого [Л. 5], в тех случаях, когда роль сетки сводится лишь к устранению искажений (ввиду конечных размеров ванны) и в измерениях внутри сеточного пространства нет необходимости, сетка может быть упрощена и сведена к сопротивлению многоугольника. Расчет ее в этом случае может быть произведен экспериментальным путем, исходя из предположения, что отдельные сопротивления элементов сетки моделируют определенные элементарные объемы земли.

Аналитический расчет погрешностей при моделировании бесконечных полей ближайших токов приведен в работе О. В. Тозони [Л. 6]. Он, исходя из условий минимального искажения независимо от расположения источника тока относительно стенки ванны и приведения к нулю среднего значения потенциала искажения для заданной области, показал, что оптимальной формой ванны является сфера. Стенки такой ванны должны быть выполнены из диэлектрика и помещены в металлический кожух.

В диэлектрических стенках должны быть сделаны отверстия определенного диаметра, расположенные в определенном порядке. Через эти отверстия электролит контактирует с металлическим кожухом, играющим роль удаленной земли. В расчете показано, что такие отверстия имитируют систему распределенных зарядов, имеющих знак, обратный потенциальному искажению, и тем самым компенсирующих искажающее поле потенциалов.

Железная дорога и трубопровод в модели, предложенной О. В. Тозони, имитируются набором блоков переменных сопротивлений, эквивалентных их продольному и переходному сопротивлениям

(рис. 4). В качестве электролита рекомендуется применять сплав парафина с газовой сажей и алюминиевым порошком в пропорции по весу 13 : 1 : 0,5. Сплав этот разогревается и в жидким состоянии заполняет ванну. Контакт моделей трубопровода и железной дороги с этим сплавом осуществляется при помощи специальных электродов, форма которых определяется дополнительным расчетом.

Как считает автор модели, на ней можно исследовать практически любые сложные и разветвленные рельсовые цепи при любом расположении относительно них трубопроводов и при любых сочетаниях нагрузок. Теоретически эта модель должна являться наиболее оптимальным вариантом. Однако она еще не выполнена в натуре, и поэтому нет возможности проверить ее эффективность в действительных условиях.

Возможной причиной снижения точности исследования на такой ванне является рекомендуемый проводящий сплав, используемый в качестве электролита. При использовании этого сплава возможны отклонения от условий однородности моделирующего аналога земли, на которых основан расчет модели. Эти отклонения могут произойти вследствие неравномерного распределения токопроводящих составляющих в парафиновой основе при неоднократном ее нагреве и охлаждении.

Этот недостаток в некоторой степени аналогичен общему недостатку, присущему всем электролитическим моделям с сеточными приставками. Недостаток комбинации сетки и электролита состоит в том, что со временем сопротивление электролита меняется, а сопротивление сетки остается постоянным. В результате происходит рассогласование системы, аналогичное случаю неоднородности моделируемого аналога земли.

К. С. Демирчяя [Л. 7], исследовавший методы повышения точности моделирования в электролитической ванне, предложил более простое в конструкционном отношении решение, позволяющее в окончательных результатах измерений устранить искажающее влияние стенок ванны. Это решение заключалось в двойном проведении измерений — при проводящих стенках ванны и со съемными диэлектрическими экранами. Истинное значение потенциалов при этом равно полусумме результатов обоих измерений.

В. Н. Ткаченко на основании работ К. С. Демирчяна предложил еще одну конструкцию ванны (рис. 5), которая представляет собой металлический цилиндр диаметром и глубиной 500 мм со съемными диэлектрическими экранами. В качестве электролита используется вода. Рельсовая цепь и трубопровод моделируются латунными электродами, которые поддерживаются на поверхности электролита при помощи парафиновой пластины толщиной 20 м.м.



Рис. 5. Схема электрической модели, предложенной Н. В. Ткаченко.

Как показали проведенные исследования, моделирование в такой ванне можно проводить практически без значительных погрешностей, вызываемых стенками ванны, если исключить из области моделирования полосу вдоль стенок шириной не более 5 см. Точность измерений при этом проверялась наложением экспериментальных кривых распределения потенциалов на теоретические.

В. Н. Ткаченко исследовал влияние дна ванны, являющегося аналогом границы раздела двух сред. Проведенный аналитический расчет показал, что потенциал искажений, вносимый горизонтальной границей раздела двух сред, может не учитываться при условии, если в ванне будет моделироваться слой земли глубиной не менее 5 км, что при принятом масштабе расстояний составляет 500 мм слоя электролита.

Дать окончательную оценку этой модели не представляется возможным, так как исследования ее в настоящее время еще не закончены и поэтому нет полных данных о степени точности моделирования сложных схем, аналитический расчет которых весьма затруднен.

Электролитическая ванна с диэлектрическими стенками была использована в качестве модели земли во Всесоюзном научно-исследовательском институте по строительству магистральных трубопроводов при исследовании влияния, которое оказывают изолирующие фланцы на трубопроводе на токораспределение (рис. 6). Ванна была выполнена в виде параллелепипеда размерами $1 \times 1,4 \times 0,5$ м. Электролитом служила вода. Железная дорога и трубопровод моделировались различной длины стальными трубками диаметром 5 см. Трубы были электрически соединены в секции таким образом, чтобы их общее сопротивление соответствовало сопротивлению выбранных участков моделируемых объектов. Модели трубопровода и железной дороги были подвешены к планкам, уложенным на борта ванны, и таким образом фиксировались в определенном положении относительно электролита. Питание модели осуществлялось от источника постоянного тока при напряжении в 24 в, током в 6 а.

Сравнение опытных данных с результатами аналогичных полевых исследований свидетельствовало о высокой точности электролитического моделирования. Однако непременным условием такого моделирования должно являться расположение исследуемого участка модели в средней части ванны на достаточном расстоянии от стенок. В этом случае потенциал искажений, вносимый диэлектрическими стенками в этой области, не вызывает заметной относительной погрешности, которая убывает обратно пропорционально кубу расстояния до стенки ванны.

Аналогичная конструкция ванны была предложена В. В. Притула. Она представляла собой также параллелепипед размерами $1 \times 1,4 \times 0,8$ м. Трубопроводы моделировались медной проволокой различных диаметров, закрепленной в специальных держателях на поверхности электролита. Железная дорога моделировалась специальными электродами, подвешенными к планкам, уложенным на борта ванны. Медносульфатный электрод, при по-

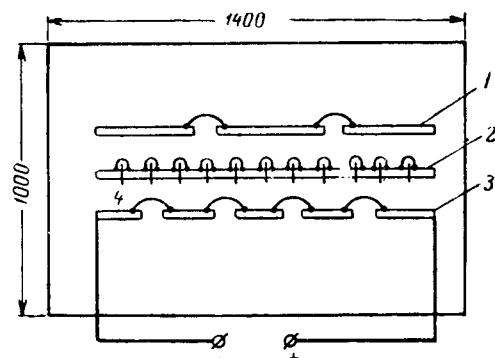


Рис. 6. Схема электрической модели ВНИИСТ для изучения защитного эффекта изолирующих фланцев подземных металлических трубопроводов, находящихся в поле буждающих токов.

1 — трубопровод; 2 — секционированный трубопровод; 3 — железная дорога; 4 — фланцы.

мощи которого проводилось измерение потенциалов, был укреплен в текстолитовом движке, который передвигался по деревянной размеченной рейке. Такими способами достигалась точная ориентация модели относительно стенок ванны.

В качестве электролита использовался водный раствор хлористого натрия с очень низким удельным сопротивлением. Такой электролит, во-первых, расширял масштабные возможности модели, а во-вторых, позволял проводить исследования при малых токах, что удлиняло срок службы моделирующей проволоки. На основании теории подобия был проведен расчет модели, установлены критерии подобия и масштабы моделирования.

На этой модели была исследована совместная защита параллельных магистральных трубопроводов от коррозии буждающими токами. Результаты исследований показали, что при принятых для исследований значениях тока величины потенциалов, замеренные с использованием экранов и без них, в большей части объема ванны мало отличаются друг от друга. Исключение составляет лишь полоса вдоль стенок ванны шириной не более 10 см. Так как исследуемые модели сооружений не попадали в эту область, дальнейшие исследования проводились в ванне с диэлектрическими стенками без применения съемных проводящих экранов. Дно ванны в этом случае также не вносило существенных искажений потенциала. Как показали расчеты, минимальной глубиной электролита, при которой потенциал искажений, вносимый границей раздела двух сред, можно не учитывать, является величина в 50 см. При проведении исследований глубина электролита составляла 75 см.

Результаты исследований на указанной ванне показали хорошее совпадение с расчетными данными, а также с результатами полевых исследований на действительных объектах. Это дает возможность рекомендовать использование подобной ванны при проведении расчетов электрической защиты магистральных трубопроводов в условиях проектирования.

Дальнейшим развитием электролитических жидкостных и грунтовых моделей является полу-

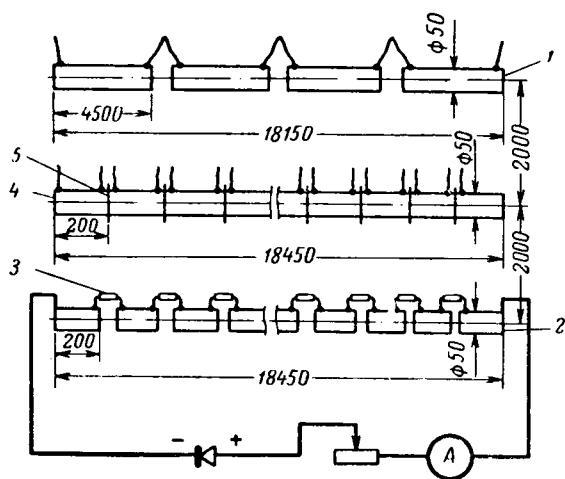


Рис. 7. Схема полуупроизводственной модели ВНИИСТ.

1 — параллельный трубопровод; 2 — железная дорога; 3 — постоянные сопротивления; 4 — секционированный трубопровод; 5 — изолирующие фланцы.

производственное моделирование. Этот метод исследований является промежуточным между лабораторным моделированием и полевыми испытаниями.

В литературе почти не встречается описаний условий работы конкретных моделей полупроизводственного типа. Одной из немногих описанных моделей является модель, разработанная во Всесоюзном научно-исследовательском институте по строительству магистральных трубопроводов (рис. 7). Она была предназначена для исследований влияния изолирующих фланцев на распределение потенциалов и токов вдоль трубопровода.

Для моделирования железной дороги были использованы 90 стальных труб диаметром 50 мм и длиной по 200 мм. Трубы были соединены между собой проводниками сопротивлением по 0,05 ом. В качестве источника постоянного тока использовался выпрямитель ВСА-6м, установленный на станции катодной защиты на расстоянии 300 м от модели. Он был подключен к модели железной дороги в крайних точках концевых трубок через реостат, который использовался для регулирования величины тока нагрузки и блюжающего тока в общей цепи.

Модель трубопровода была составлена из стальных труб диаметром 50 мм и длиной 200 мм. Между трубами были вставлены деревянные проб-

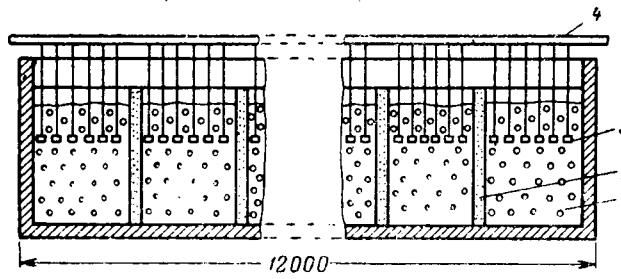


Рис. 8. Схема модели магистрального трубопровода, разработанная И. Н. Францевичем, Е. В. Хрущевой и Т. Ф. Францевич-Заблудовской.

1 — почва; 2 — керамическая перегородка; 3 — цилиндрические электроды; 4 — стальной прут.

ки, имитировавшие изолирующие фланцы. Концы трубок были соединены проводниками, выведенными на поверхность земли для проведения необходимых измерений. Второй трубопровод моделировался также стальными трубами диаметром 50 мм, но длиной по 4500 мм. Концы этих трубок были соединены проводниками, выведенными на поверхность земли.

Модели железной дороги и обоих трубопроводов были уложены на глубину 0,5 м на расстоянии 2 м друг от друга. Все указанные параметры модели были взяты условно, так как расчет модели в соответствии с теорией моделирования и определение критериев подобия не проводились. Это обстоятельство затрудняет окончательное суждение о точности проведенного моделирования в полу-производственных условиях.

Следует остановиться также на нескольких других типах моделей. Модель трубопровода, разработанная И. Н. Францевичем, Е. В. Хрущевой и Т. Ф. Францевич-Заблудовской [Л. 8], была предназначена для исследования влияния состава и чередования грунтов вдоль трассы проектируемых трубопроводов на распределение вдоль него катодных и анодных зон (рис. 8). В соответствии с этим на опытной установке моделировались среда и сооружение — грунт и трубопровод. Исследования полей токов на этой модели не проводились.

Модель представляла собой деревянный ящик длиной 12 м, разделенный на 177 ячеек. В каждой ячейке содержалось 400 г почвы, собранной с проектируемой трассы трубопровода. Почва помещалась в ячейках в том же порядке, в котором она располагалась в естественных условиях. Отдельные образцы почв в ячейках были отделены друг от друга мелкопористыми керамическими перегородками, чтобы, не прерывая электролитического контакта между ячейками, препятствовать диффузии растворов солей из одного образца почвы в другой. В соответствии с реальными условиями на модели была создана высокая влажность (10—20%).

Моделирование трубопровода было схематичным без определения критериев подобия. В качестве моделирующих элементов использовались цилиндрические электроды диаметром 15 и высотой 4 мм, выполненные из малоуглеродистой стали.

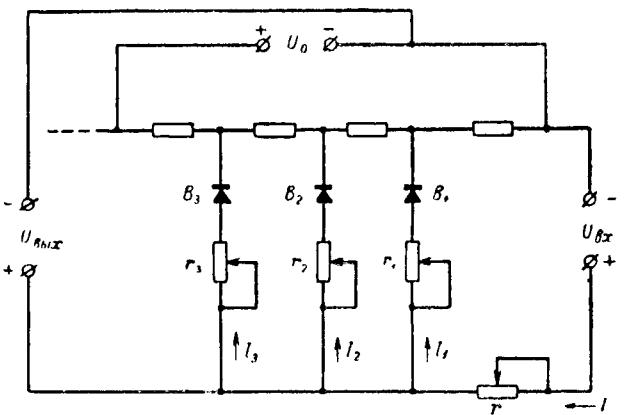


Рис. 9. Схема аналоговой модели для исследования микр- и макрокоррозионных пар.

Цилиндры были подвешены на стальных проволоках к стальному пруту вдоль всего ящика по 6 штук на каждую ячейку. Таким образом, ящик с образцами почв представлял собой замкнутый многоэлектродный элемент. Но при этом потенциалы отдельных образцов выравнивались через стальной прут. Это приводило к тому, что в слабо проводящих почвах не удавалось установить направления протекания тока и его величину, несмотря на довольно высокую разрешающую способность измерительных приборов.

Еще одним недостатком рассмотренной модели являлось неравномерное изменение влажности моделирующей почвы ввиду ее быстрого высыхания. В результате этого в достаточно хорошо проводящих почвах результаты измерений направления и величины тока были нестабильны во времени. Поэтому для того чтобы сделать достоверные выводы, необходимо было проводить весьма продолжительные наблюдения.

Делать заключения о возможности использования этой модели для исследования распределения

Классификация основных типов электрических моделей

Тип	Автор модели	Схема модели	Способы моделирования		Расчет	Критерии подобия
			Среда	Элементы сооружений		
Сеточная	В. С. Кальман	Двухмерная	Медная шина	Постоянные сопротивления	Отсутствует	
	Гипроморнефть	Двухмерная	Не моделировалась	Постоянные сопротивления	Отсутствует	
	АКХ им. Памфилова	Двухмерная	Медная шина	Постоянные сопротивления	По теории подобия	$\frac{Ir}{U} = \Pi_1 = \text{idem}$
	А. А. Куликов	Трехмерная	Постоянные сопротивления	Постоянные и переменные сопротивления	По теории подобия	$\frac{Ir}{U} = \Pi_1 = \text{idem}$
	Л. В. Кузьменко	С сеточной приставкой	Водопроводная вода	Не моделировались	По теории подобия	
	О. В. Тозони	С токопроводящими стенками	Водопроводная вода	Переменные сопротивления	По теории подобия	
	В. Н. Ткаченко	Со съемными экранами	Водопроводная вода	Протяженный проводник, переменные сопротивления	По теории подобия	$\frac{Ir}{U} = \Pi_1 = \text{idem}; \alpha l = \Pi_2 = \text{idem}$
	В. В. Притула	Со съемными экранами	10%-ный раствор NaCl	Протяженный проводник, переменные сопротивления	По теории подобия	$\frac{I \rho \alpha}{U} = \Pi_1 = \text{idem}; \alpha l = \Pi_2 = \text{idem}$
	К. С. Демирчян	С непроводящими стенками	Водопроводная вода	Не моделировались	По теории подобия	
	ВНИИСТ	С непроводящими стенками	Водопроводная вода	Постоянные сопротивления	Отсутствует	
Электролитическая с твердой прозрачной средой	В. В. Притула	С непроводящими стенками	10%-ный раствор NaCl	Протяженный проводник, переменные сопротивления	По теории подобия	$\frac{I \rho \alpha}{U} = \Pi_1 = \text{idem}; \alpha l = \Pi_2 = \text{idem}$
	О. В. Тозони	Парафиновая	Сплав парафина, сажи и порошка Al 13:1:0,5	Переменные сопротивления	По теории подобия	
	И. Н. Франциевич	Грунтовая	Грунт с трассы	Постоянные сопротивления	Отсутствует	
	ВНИИСТ	Полупроизводственная	Грунт	Постоянные сопротивления	Отсутствует	
Аналоговая	Л. Я. Цикерман	На вентильных элементах	Вентильные элементы	Вентильные элементы	По теории подобия	

полей ближайшего тока в настоящее время затруднительно, так как она в этих целях ни разу не применялась.

Л. Я. Цикерманом разработано электрическое моделирующее устройство, позволяющее воспроизводить зависимость глубины коррозионной каверны δ_k от времени t :

$$\delta_k = \delta_{k,y} \left(1 - e^{-\frac{t}{T}} \right),$$

где $\delta_{k,y}$ — установившаяся глубина коррозионной каверны в металле;

T — постоянная времени коррозии.

В модели используются электронные или полупроводниковые триоды (рис. 9). Выходное напряжение устройства изменяется в зависимости от входного напряжения по закону ломаной линии, отдельные участки которой ограничены напряжениями на вентилях. Эта линия может быть аппроксимирована в виде функции $\delta_k(t)$.

Рассматриваемая модель по существу представляет собой делитель входного напряжения $U_{\text{вх}}$ с определенным коэффициентом деления. Этот же коэффициент деления является угловым коэффициентом, определяющим наклон k -го участка ломаной линии, которая изображает закон изменения выходного напряжения $U_{\text{вых}}$ в зависимости от входного:

$$U_{\text{вых}} = \frac{D_2}{D_1} U_{\text{вых.уст}} \left(1 - e^{-A \frac{U_{\text{вх}}}{T}} \right),$$

где D_1, D_2, A — масштабные коэффициенты.

Дальнейшее применение моделирования в изучении подземной коррозии позволит более глубоко познать многие вопросы, столь необходимые науке и технике для борьбы с коррозией металлов.

Классификация основных типов электрических моделей приведена в таблице.

Выводы. Метод моделирования является новым и весьма перспективным направлением при решении вопросов электрозащиты подземных металлических сооружений от коррозии. Однако в настоящее время применение этих методов весьма ограничено. Разработанные различными авторами сеточные и электролитические модели применялись лишь для решения отдельных частных вопросов, связанных с проверкой теоретических исследований распределения потенциалов и токов.

В настоящее время не существует единой методики расчета моделей трубопроводов и их защитных устройств. В связи с этим нет также и

установленных единых критериев подобия, которые необходимо соблюдать при моделировании процессов токораспределения на подземных металлических трубопроводах.

Не имеется сейчас и проверенных рекомендаций по способу моделирования противокоррозионной изоляции трубопроводов на электролитической модели.

До настоящего времени не разработана единая оценка точности моделирования, а также не установлена зависимость точности получаемых результатов от различных способов и условий моделирования. Отсутствует обоснование допустимой величины погрешности при моделировании.

Необходимо шире внедрять методы моделирования при расчетах и проектировании электрозащиты металлических трубопроводов, особенно в случаях сложных и разветвленных коммуникаций. Для этого должна быть разработана единая методика расчета моделей и определения критериев подобия применительно к противокоррозионной технике.

Для определения степени точности моделирования и величины допустимой погрешности необходимо провести экспериментальные исследования на моделях различных типов и сравнить полученные результаты с результатами полевых исследований на действительных объектах.

Л и т е р а т у р а

1. Кальман В. С., Моделирование рельсовых сетей, «Электричество», 1949, № 9.
2. Левин В. М., Двухмерная модель для исследования ближайших токов, Сб. «Защита подземных сооружений от коррозии», т. 4, изд. Академии коммунального хозяйства им. Намфилова, 1960.
3. Трифель М. С., Мехмандаров С. А. и Шаков В. И., Исследование электрохимической защиты трубопроводов на моделях, Сб. «Защита подземных сооружений от коррозии», ГОСИНТИ, 1961, № 3.
4. Куликов А. А. и Стрижевский И. В., Применение метода моделирования для расчета сетей городского электрифицированного транспорта, Сб. «Защита подземных сооружений от коррозии», изд. Академии коммунального хозяйства им. Намфилова, 1960.
5. Ницеккий В. В., Пространственные отображения при моделировании потенциальных полей в электролитической ванне, Кандидатская диссертация, МЭИ, 1957.
6. Тозони О. В., Моделирование поля токов и сети подземных сооружений, Труды семинара по методам математического моделирования и теории электрических цепей, вып. 1, Киев, 1963.
7. Демирчян К. С., Методы повышения точности моделирования в электролитической ванне, Кандидатская диссертация, Ленинградский политехнический институт, 1958.
8. Францевич И. Н., Хрущева Е. В. и Францевич-Заблудовская Т. Ф., Катодная защита магистральных газопроводов, 1949.

{23.2.1965}



Способ стабилизации системы автоматического регулирования с каскадным усилительным магнитным элементом

Кандидат техн. наук В. Д. ТУЛУПОВ

Москва

Во многих современных системах автоматического регулирования электрических величин применяются усилительные элементы, состоящие из каскада магнитных усилителей. Широкое применение магнитных усилителей в системах автоматического регулирования объясняется их простотой, надежностью, стабильностью характеристик и легкостью суммирования многих входных величин.

На кафедре электрического транспорта Московского энергетического института разработана и испытана на достаточной мощной физической модели система автоматического регулирования реостатного торможения электрического подвижного состава [Л. 1], в которой в качестве усилительного элемента используется каскад магнитных усилителей. Эта система принята к внедрению Новочеркасским электровозостроительным заводом.

Автоматическое регулирование силы торможения особенно актуально на моторных вагонах, где электрическое торможение, как правило, применяется для остановки поезда, которая длится примерно 20—30 сек. В этих условиях, особенно учитывая, что торможение осуществляется на больших скоростях при подходе поезда к перрону, необходимо максимально облегчить машинисту управление поездом. Действенным средством в этом направлении является автоматизация управления тормозным процессом.

На электропоездах постоянного тока, оборудованных регулируемыми пусковыми сопротивлениями, обычно для автоматизации регулирования силы торможения используют переключение ступеней сопротивления под контролем токового реле.

Электропоезда переменного тока не имеют пусковых сопротивлений и для осуществления реостатного торможения они должны оборудоваться специальным тормозным сопротивлением. Поскольку конструкция нерегулируемого тормозного сопротивления проще, легче и надежнее конструкции регулируемого сопротивления, то изготовленные зарубежные и проектируемые отечественные электропоезда оборудуются только нерегулируемыми сопротивлениями. При таких сопротивлениях тормозная сила может регулироваться только при помощи изменения тока возбуждения.

Последнее может осуществляться изменением напряжения вторичной обмотки тягового трансформатора, однако в этом случае значительно усложняется схема перехода от тяги к торможению и становится необходимым для включения торможения предварительный возврат переключателя ступеней напряжения тягового трансформатора в нулевое положение, что увеличивает время включения торможения. Поэтому в мировой практике ток возбуждения, как правило, регулируют при помощи управляемых усилителей, питающихся нерегулируемым напряжением.

Уменьшение времени перехода от тяги к торможению диктуется постоянно увеличивающейся ско-

ростью движения пригородного подвижного состава. Это же обстоятельство требует увеличения эффективности электрического торможения, что связано с полным использованием тормозных возможностей подвижного состава вообще и при больших скоростях движения, в особенности, когда тормозная сила ограничена условиями коммутации тяговых двигателей и мощностью тормозного сопротивления.

Современные тормозные сопротивления обладают малыми постоянными времени, что делает нежелательными даже относительно кратковременные их перегрузки, а перегрузка двигателей на участке ограничения тормозной силы условиями коммутации двигателей вообще недопустима. Поэтому необходима большая точность регулирования, а это обуславливает большие коэффициенты усиления, что в свою очередь увеличивает склонность системы к колебаниям и требует применения эффективных средств ее стабилизации.

В большинстве известных систем реостатного торможения напряжение на тормозном сопротивлении сравнивается с неизменным или изменяющимся в зависимости от скорости движения задающим напряжением, а разность этих напряжений через усилительный элемент устанавливает такой ток возбуждения, при котором напряжение на тормозном сопротивлении приблизительно равно задающему напряжению. В качестве усилительного элемента в настоящее время наибольшее распространение нашли магнитные усилители.

На рис. 1 показана принципиальная блок-схема описанной ранее [Л. 1] системы автоматического регулирования реостатного торможения, позволяющая при помощи соответствующего изменения задающего напряжения $U_{\text{зд}}$ регулировать тормозную силу. В качестве усилительного элемента в этой системе применены магнитные усилители, каскад которых в общем случае может состоять из N усилителей ($MU_1—MU_N$). Однако для обеспечения практически необходимого коэффициента усиления достаточно трех или даже двухкаскадного магнитного усилителя. Поэтому более подробно остановимся на анализе системы с трехкаскадным включением магнитных усилителей.

На выход последнего, силового, магнитного усилителя (в рассматриваемом случае MU_3) последовательно включаются обмотки возбуждения OB тяговых двигателей $TD_1—TD_N$, каждый из которых включен на свое тормозное сопротивление TC . С части TC_1 снимается истинное напряжение $U'_{\text{т.с.}}$, которое включается встречно с напряжением $U_{\text{зд}}$ через запирающий вентиль $ЗВ$ таким образом, что ток управления усилителя MU_1 равен нулю до тех пор, пока $U'_{\text{т.с.}} < U_{\text{зд}}$. Последнее снимается с выхода задающего элемента $ЗЭ$.

Первый усилитель MU_1 снабжен включенной на напряжение включения $U_{\text{вкл}}$ элемента включения $ЭВ$ обмоткой смещения OC_1 . По характеристикам

каскада магнитных усилителей видно, что пока ток смещения MUI равен нулю, ток в OB минимален, а следовательно, минимален и тормозной ток. Поэтому тормозная сила также минимальна.

В процессе увеличения тока смещения усилителя MUI происходит соответствующее увеличение тока возбуждения вплоть до его максимального значения. Вследствие этого растет тормозной ток до величины, при которой $U'_{t.c}$ превышает U_{zd} . После этого рост тормозного тока прекращается, так как появляющийся ток управления в усилителе MUI обусловливает прекращение роста тока возбуждения. Таким образом, включение торможения может быть осуществлено плавным увеличением тока в $OC1$ посредством $ЭВ$.

Первый и последний усилители из усилительно-го каскада охвачены местной обратной связью, которая состоит из включенных друг на друга через элемент местной обратной связи $ЭMОС$ стабилизирующих обмоток $CO1$ и CON соответственно первого и последнего усилителей. Стабилизирующие обмотки выполнены аналогично обмоткам управления магнитных усилителей. Элемент местной обратной связи представляет собой двойной Т-образный мостовой фильтр, предназначенный для замыкания индуктируемой в CON э. д. с. второй гармоники. Таким образом, местная обратная связь, стабилизирующая работу системы, выполняется достаточно просто.

Параметры $ЭMОС$ связаны между собой следующим отношением:

$$RC \cdot 2\pi f_{\Phi} = \sqrt{2}, \quad (1)$$

где f_{Φ} — фильтруемая частота, равная в нашем случае 100 гц.

Используя метод единичного тока, можно легко получить передаточную функцию $ЭMОС$

$$W_{\Phi}(p) = \frac{\bar{e}_{\text{вых}}(p)}{\bar{e}_{\text{вх}}(p)} = \frac{1 + 0,5p^2T^2}{1 + 3pT + 0,5p^2T^2}, \quad (2)$$

где $T = RC = \frac{\sqrt{2}}{200\pi}$.

Из выражения (2) следует, что при частотах, равных нескольким герцам, которые составляют полосу пропускания системы, передаточная функция $ЭMОС$ практически не отличается от единицы и поэтому в анализе устойчивости системы ее можно не учитывать.

Для анализа устойчивости системы и влияния на нее стабилизирующей цепи необходимо знать передаточные функции всех ее элементов. В общем случае в цепях управления каждого каскада магнитных усилителей могут быть включены дополнительные активные и индуктивные сопротивления. Обозначим полное активное сопротивление цепи управления k -го усилителя и цепи его нагрузки соответственно через

$$\Sigma R_{yk} = R_{p(k-1)} + R_{b(k-1)} + R_{yk} + R_{o.yk}; \quad (3)$$

$$\Sigma R_{hk} = R_{ph} + R_{bh} + R_{yh(k+1)} + R_{o.yh(k+1)}, \quad (4)$$

где R_p — сопротивление рабочих обмоток;

R_b — среднее статическое сопротивление венти- лей в цепях рабочих обмоток;

R_y — дополнительное сопротивление в цепи обмотки управления;

$R_{o.y}$ — собственное активное сопротивление обмотки управления.

Из уравнений (3) и (4) следует, что

$$\Sigma R_{hk} = \Sigma R_{y(k+1)}. \quad (5)$$

Обозначим полное индуктивное сопротивление цепи управления k -го усилителя через

$$\Sigma L_{yk} = L_{yk} + L_{o.yk}, \quad (6)$$

где L_{yk} — дополнительное индуктивное сопротивление в цепи $ОУ$;

$L_{o.yk}$ — собственное индуктивное сопротивление $ОУ$.

Известно [Л. 2 и 3], что переходные процессы в магнитных усилителях с полной внутренней обратной связью (усилителях с самонасыщением) определяются в основном переходными процессами в их обмотках управления. Постоянная времени самой обмотки как в режиме естественного, так и в режиме вынужденного намагничивания, а также при широком отклонении статических и динамических петель гистерезиса от прямоугольной формы, т. е. при разном качестве материала сердечников, может быть вычислена по формуле.

$$T_{o.y} = \frac{I\Delta I_{n}w_y\Sigma R_n}{2f\Delta I_y w_p \Sigma R_y}, \quad (7)$$

где $\frac{\Delta I_n}{\Delta I_y} = k_I$ — динамический коэффициент усиления

по току;

w_y/w_p — отношение числа витков обмотки управления к числу витков рабочей обмотки.

Из выражения (7) найдем, что

$$L_{o.y} = \frac{k_I w_y \Sigma R_n}{2f w_p}. \quad (8)$$

Зная полные активное и индуктивное сопротивления цепи обмотки управления, можно легко вывести следующую передаточную функцию:

$$W(p) = \frac{\bar{I}_y(p)}{\bar{e}_y(p)} = \frac{1}{(1 + pT_y) \Sigma R_y}, \quad (9)$$

где

$$T_y = \frac{\Sigma L_y}{\Sigma R_y}.$$

Учитывая, что магнитный усилитель с самонасыщением представляет собой источник напряжения, величина которого определяется величиной тока управления, получим передаточную функцию от э. д. с., действующей в цепи управления, к э. д. с., действующей в цепи нагрузки, умножением выражения (9) на $k_I \Sigma R_n$:

$$W_h(p) = \frac{k_h}{1 + pT_h}, \quad (10)$$

где $k_h = k_I \frac{\Sigma R_n}{\Sigma R_y}$ — коэффициент усиления по э. д. с.;

T_h — постоянная времени цепи обмотки управ- ления.

К анализируемой схеме применен трехкаскадный магнитный усилитель, причем первые два усилителя собраны по схеме с самонасыщением, а сило-

вой усилитель — по схеме дросселя насыщения. Полученное выражение (10) позволяет получить передаточную функцию усилителя $MU2$, которой присвоим индекс 2:

$$W_2(p) = \frac{k_2}{1 + pT_2}. \quad (11)$$

Изображенный на рис. 1 первый усилитель имеет три входа. Известно, что магнитный усилитель с несколькими входами можно представить в виде нескольких элементарных усилителей, имеющих одинаковую постоянную времени и работающих на общую нагрузку [Л. 3]. Поскольку в цепь смещения включены весьма большие активные и индуктивные сопротивления, то $CO1$ не может оказывать существенного влияния на протекание переходных процессов в $MU1$. Поэтому последний можно представить в виде двух элементарных усилителей с передаточными функциями:

$$W_1(p) = \frac{k_1}{1 + pT_1} \quad (12)$$

и

$$W_3(p) = \frac{k_3}{1 + pT_3}, \quad (13)$$

где $T_1 = \frac{\Sigma L_{y1}}{\Sigma R_{y1}} + \frac{\Sigma L_{ct}}{\Sigma R_{ct}}$;

ΣL_{ct} и ΣR_{ct} — полные индуктивные и активные сопротивления стабилизирующей цепи, включающей $CO1$, $CO3$, $EMOC$ и некоторые дополнительные сопротивления;

k_1 и k_3 определяются в соответствии с выражением (10).

Передаточная функция дроссельного магнитного усилителя, работающего на активно-индуктивную нагрузку, каким является силовой усилитель $MU3$ исследуемой системы, работающий на обмотки возбуждения TD , запишется согласно [Л. 4] в следующем виде:

$$W_3(p) = \frac{\bar{i}_h(p)}{e_y(p)} = \frac{k_3}{1 + pST_3 + p^2ST_3T_b}, \quad (14)$$

где e_y — э. д. с., действующая в цепи управления; $S = \frac{\Delta I_{h,sp}}{\Delta I_{p,sp}}$ — отношение приращения тока в нагрузке к приращению тока рабочих обмоток;

$$k_3 = \frac{W_y S}{W_p \Sigma R_h};$$

$T_3 = T_y = \frac{W_y^2 \Sigma R_h}{4fW_p^2 \Sigma R_y}$ — постоянная времени цепи управления $MU3$;

$T_b = T_h = \frac{L_h}{\Sigma R_b}$ — постоянная времени цепи нагрузки $MU3$, равная постоянной времени цепи возбуждения TD .

Индуктивность нагрузки, равная индуктивности главных полюсов TD , может быть определена по нагрузочным характеристикам:

$$L_h = \Sigma \omega_{g,sp} \frac{\partial \Phi}{\partial I_{g,sp}} \cdot 10^{-8}.$$

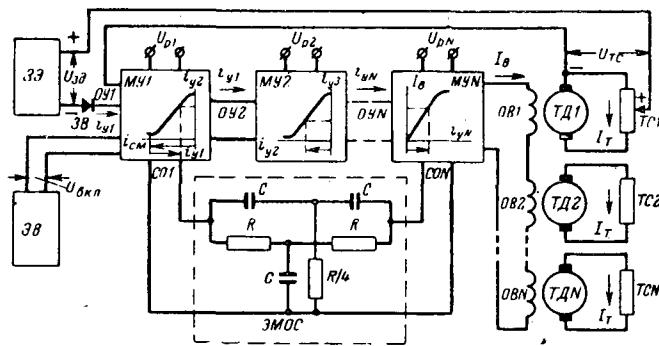


Рис. 1. Принципиальная блок-схема системы автоматического регулирования реостатного торможения.

Для нахождения передаточной функции от тока возбуждения, т. е. тока нагрузки усилителя $MU3$, к э. д. с. e_{ct} на зажимах $CO3$ используем приведенное в [Л. 2] выражение для постоянной составляющей магнитного потока в одном сердечнике дроссельного магнитного усилителя с последовательным соединением рабочих обмоток:

$$B_0 = B_s - \frac{10^8}{8f\omega_p S} \left[U_{cp} - \Sigma R_h \left(i_h + T_h \frac{di_h}{dt} \right) \right].$$

Подставив это выражение в формулу для определения э. д. с., индуцируемой в $CO3$ при изменениях постоянной составляющей потока, и записав получаемое выражение в операторной форме, получим:

$$W_{c,os}(p) = \frac{\bar{e}_{c,os}(p)}{\bar{i}_h(p)} = -\frac{\omega_{c,os} \Sigma R_h}{4f\omega_p} (p + p^2 T_h).$$

Отсюда, обозначая ΣR_h через ΣR_b и T_h через T_b , найдем передаточную функцию $CO3$:

$$W_5(p) = -k_5(p + p^2 T_b), \quad (15)$$

где $k_5 = \frac{W_{c,os} \Sigma R_b}{4f\omega_p}$.

Передаточная функция TD в общем случае должна записываться от напряжения, приложенного к его обмотке возбуждения, которое по существу является входной величиной двигателя, к напряжению на тормозном сопротивлении. Исследуя устойчивость системы при постоянной скорости вращения тяговых двигателей на линейных участках нагрузочных характеристик, можно записать уравнение цепи обмотки возбуждения двигателей и уравнение цепи якоря в операторной форме:

$$\bar{u}_b(p) = \bar{i}_b(p) [R_b + pL_b] = \bar{i}_b(p) R_b [1 + pT_b]; \quad (16)$$

$$\begin{aligned} \bar{e}_{t,d}(p) = k_{t,d} \bar{i}_b(p) = \bar{i}_t(p) R_t + \bar{i}_t(p) \times \\ \times [R_a + R_{d,n} + p(L_a + L_{d,n})], \end{aligned} \quad (17)$$

где $k_{t,d}$ — коэффициент усиления TD ;
 R_b , R_a , $R_{d,n}$ и L_b , L_a , $L_{d,n}$ — соответственно активные сопротивления и индуктивности обмоток возбуждения, якоря и дополнительных полюсов тяговых двигателей;
 R_t и i_t — соответственно сопротивление и ток тормозного реостата.

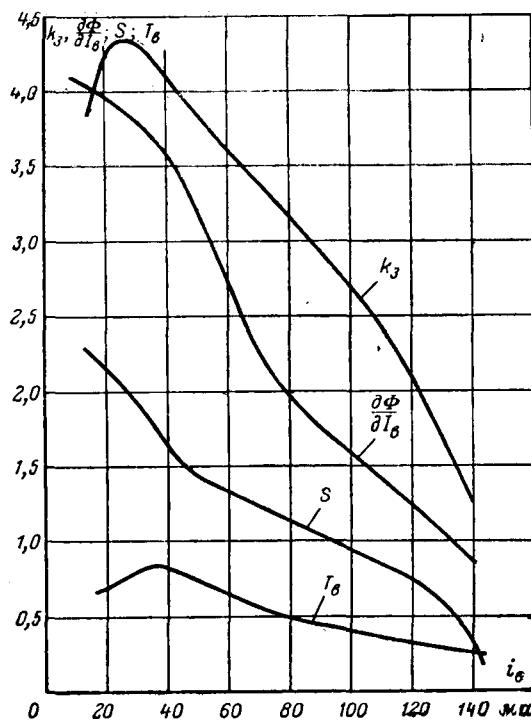


Рис. 3. Зависимость параметров передаточных функций от тока возбуждения тягового двигателя.

$D''(p)$ получим из $D(p)$, приравняв члены, содержащие произведение $k_2 k_3 k_5 k_6$, нулю.

На основе полученных передаточных функций разомкнутой системы можно непосредственно анализировать устойчивость системы, если характеристики отдельных ее звеньев линейны. Однако в исследуемой системе коэффициенты усиления и постоянные времени всех элементов изменяются в зависимости от рабочей точки системы. Это относится не только к таким заведомо нелинейным звеньям, как тяговый двигатель и дроссельный магнитный усилитель, работающий на индуктивно-активную нагрузку, но и к магнитному усилителю с самонасыщением, характеристики которого в координатах ток управления — ток нагрузки в общем случае могут быть линейными. В последнем случае изменение параметров передаточных функций усилителя обусловливается изменением статического сопротивления вентиляй в цепях рабочих обмоток. В качестве примера на рис. 3 и 4 приведены зависимости параметров передаточных функций физической модели [Л. 1] исследуемой системы от определяющих ее рабочую точку величин.

Изложенное ниже исследование эффективности рассматриваемого способа стабилизации системы проведено применительно к физической модели, построенной на базе тягового двигателя метрополитена ДК-104.

Устойчивость систем с нелинейными элементами в малом на основании теорем А. М. Ляпунова можно исследовать, линеаризовав характеристики нелинейных элементов в исследуемых точках. Исследование устойчивости физической модели в режиме стабилизации мощности, рассеиваемой тормозным сопротивлением (приблизительно рав-

ной часовой мощности тягового двигателя), проведено для шести рабочих точек при скоростях вращения двигателя, равных 2 530, 2 390, 2 170, 1 920 и 1 050 об/мин. Во всех этих точках удовлетворялись условия Гурвица для устойчивости разомкнутой системы, т. е. определители Δ_2 , Δ_4 были больше нуля:

$$\Delta_2 = a_1 a_2 - a_0 a_3; \quad (25)$$

$$\Delta_4 = (a_1 a_2 - a_0 a_3) (a_3 a_4 - a_2 a_5) - (a_1 a_4 - a_0 a_5)^2, \quad (26)$$

где a_0, a_1, a_2, a_3, a_4 и a_5 — коэффициенты соответственно при p^5, p^4, p^3, p^2, p^1 и p^0 в уравнении (22).

В этом случае по наиболее удобному в нашем случае критерию устойчивости Найквиста в его инверсной форме для устойчивости замкнутой системы необходимо и достаточно, чтобы годограф инверсной амплитудно-фазовой характеристики разомкнутой системы охватывал точку $(-1, j0)$.

На рис. 5 показаны рассчитанные по формулам (22) — (24) при подстановке в них $j\omega$ вместо p инверсные амплитудно-фазовые характеристики физической модели для указанных выше точек. Номер точки, для которой построена соответствующая кривая, обозначен римской цифрой. Арабские цифры на кривых характеризуют значения ω , по которым строились кривые.

Расчет инверсных амплитудно-фазовых характеристик в точке I для нескольких значений общего коэффициента усиления системы и экспериментальная проверка полученных результатов на физической модели показали, что примененный метод анализа позволяет определить границу устойчивости системы с точностью до 20 %.

Приведенные на рис. 5 кривые показывают, что если в точке VI система с отрицательной обратной связью обладает большим запасом устойчивости, то

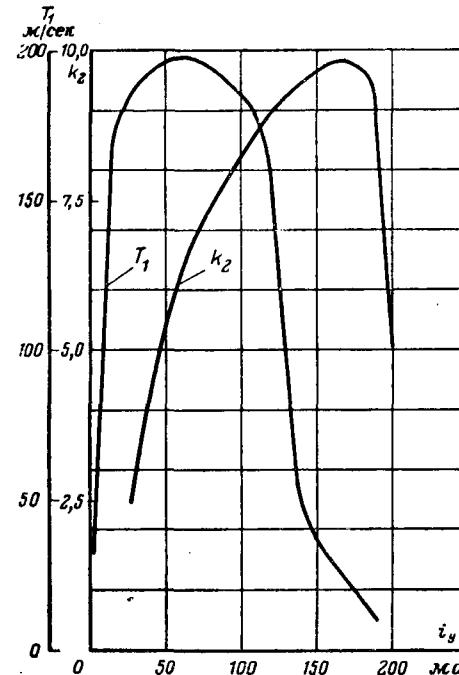


Рис. 4. Зависимость параметров передаточных функций от тока управления усилителя МУ2.

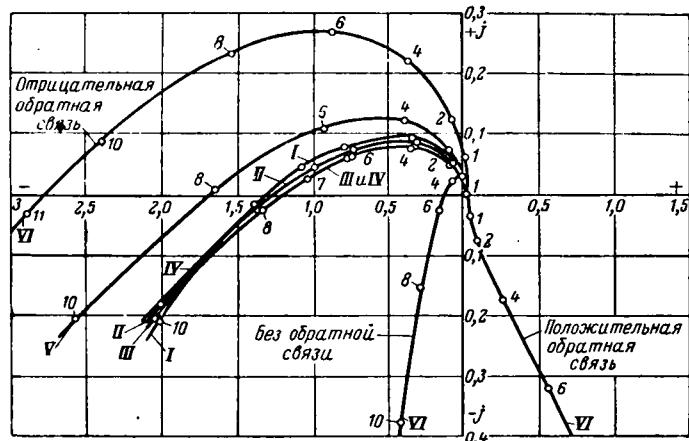


Рис. 5. Инверсные амплитудно-фазовые характеристики.

система с выключенной обратной связью а тем более с положительной обратной связью совершенно неустойчива, что свидетельствует о высокой эффективности примененного способа стабилизации системы автоматического регулирования. Достоинства этого способа состоят также и в его простоте.

Высокая эффективность действия местной обратной связи позволяет осуществить включение торможения с плавным нарастанием тормозного тока до заданного значения даже без значительной задержки нарастания тока в обмотке смещения усилителя $MU1$ (рис. 1). Это иллюстрируется приведенной на рис. 6 осциллограммой нарастания тор-



Рис. 6. Осциллограмма включения реостатного торможения.

мозного тока физической модели в процессе включения торможения на большой скорости вращения тягового двигателя, когда система обладает наименьшим запасом устойчивости (рис. 5).

Исследованный способ стабилизации системы автоматического регулирования в равной степени эффективен также и в каскаде с выходным усилителем, собранным по схеме с самонасыщением. В частности, осциллограмма, изображенная на рис. 6, получена на физической модели с двухкаскадным магнитным усилителем, каждый каскад которого собран по схеме с самонасыщением.

Л и т е р а т у р а

1. Тулупов В. Д., Схема автоматического регулирования реостатного торможения электровозов, «Вестник электропромышленности», 1962, № 5.
2. Розенблат М. А., Магнитные усилители, изд-во «Советское радио», 1960.
3. Степанович Т. Х., Магнитные усилители для автоматизации промышленных установок, Госэнергоиздат, 1954.
4. Габлер М., Гашковец И. и Томанёк Е., Магнитные усилители, изд-во «Советское радио», 1961.

[24.10.1964]

◆ ◆ ◆

УДК 621.314.21.014.1.001.24

Токи в параллельных ветвях обмоток трансформаторов и реакторов

Кандидат техн. наук Л. В. ЛЕЙТЕС

Москва

Развитие энергетики приводит к созданию все более мощных и сложных трансформаторов и реакторов. При больших токах они, как правило, содержат параллельно соединенные ветви (части обмоток, группы катушек, катушки, провода). Однако токи не всегда равномерно распределяются по параллельным ветвям [Л. 1] и могут в отдельных частях обмоток оказаться в несколько раз больше номинальных, полученных расчетом в предположении равномерного распределения. Это может привести не только к заметному увеличению потерь и снижению к. п. д., но и к выходу трансформатора из строя.

Во многих случаях реальную систему токов удобно рассматривать как сумму двух систем — основного тока, равномерно распределяющегося по параллельным ветвям, и так называемых циркулирующих токов, замыкающихся в контурах, образованных параллельными ветвями.

В статье рассматриваются некоторые встречающиеся на практике случаи существенно неравномерного распределения токов и инженерные методы оценки циркулирующих токов и рекомендуются способы борьбы с ними.

Параллельное соединение обмоток. Такое соединение очень редко приводит к серьезным затруднениям в отношении распределения токов, так как широко известно, что можно безошибочно соединять только симметричные обмотки; измерение токов в обмотках обычно не вызывает существенных затруднений, и принципиальные недостатки схем легко обнаружить при исследовании модели или первого образца; кроме того, перегрузка даже одной из обмоток, составляющей значительную часть всего трансформатора, приводит к заметному увеличению потерь при контрольном опыте короткого замыкания; распределение токов по небольшому числу параллельно соединяемых обмоток обычно не

слишком сложно рассчитать; индуктивности рассеяния и э. д. с. обмоток относительно велики и отклонения фактических размеров от расчетных (симметричных), как правило, не могут вызвать больших токов.

Однако в некоторых случаях нежелательные последствия такого соединения все же имеют место, так как на практике применяются самые разнообразные схемы параллельного соединения обмоток и их частей и возможны различные производственные отклонения и ошибки.

Пример 1. Мощный двухобмоточный трансформатор имеет ввод в середину обмотки ВН (рис. 1) с числом витков 500. В одной из половин обмотки ВН имеется ошибка на 1 виток. При этом ток, циркулирующий в контуре из двух половин обмотки ВН, определяется величиной э. д. с. в нем, т. е.

$100 \frac{1}{500} = 0,2\%$ номинального напряжения, и сопротивлением этого контура. Последнее практически представляет собой индуктивность рассеяния между ВН₁ и ВН₂, так как активное сопротивление во много раз меньше индуктивного, которое обычно имеет порядок 50–150%. Пусть сопротивление короткого замыкания ВН₁–ВН₂ равно 80%. При этом циркулирующий ток будет 0,2% : 80% = 0,0025 = 0,25% или 0,5% номинального тока ветви (половины обмотки ВН), т. е. при данных соотношениях он совершенно не опасен.

Многочисленные измерения показывают, что погрешность расчета циркулирующего тока в такой схеме практически совпадает с погрешностью определения индуктивности рассеяния, которая при применении метода Роговского обычно не превышает 10–20%.

Пример 2. Двухобмоточный однофазный двухстержневой трансформатор имеет регулировку $\pm 5\%$ на стороне ВН и расщепленную обмотку НН (рис. 2, а). Регулировочная часть обмотки ВН, содержащая 10% витков, выполнена в виде двух отдельных многоходовых витковых обмоток (РО₁ и РО₂), соединенных параллельно и расположенных между обмотками НН и стержнями. Обмотки ВН обоих стержней также соединены параллельно. Пусть нагружена только одна из обмоток НН, например НН₁. При этом энергия из сети ВН может передаваться не только непосредственно из ВН₁ в НН₁, но и электромагнитным путем из ВН₂ в РО₂, далее из РО₂ в РО₁, благодаря непосредственному электрическому соединению их и, наконец, из РО₁ в НН₁ электромагнитным путем.

Для упрощения расчетов допустим, что переключатель находится в положении, соответствующем минимальному напряжению сети ВН, т. е. в РО тока нагрузки нет; не учитываем токи в соединениях промежуточных ответвлений РО₁ и РО₂; пренебрегаем влиянием активных составляющих сопротивлений короткого замыкания. Пусть нагрузка НН₁ равна 50% номинальной мощности трансформатора; сопротивления короткого замыкания, отнесенные к номинальной мощности трансформатора, равны: ВН₁–НН₁ – 20%, ВН₂–РО₂ – 30%; НН₁–РО₁ – 10%. Полученная схема приведена на рис. 2, б, где стрелками показаны направления токов, а цифрами указана мощность в процентах номинальной мощности трансформатора. При этом сопротивление нижней ветви в схеме замещения на рис. 2, в вдвое больше, чем верхней. Поскольку падения напряжения должны быть равны, ток в нижней ветви на рис. 2, в будет вдвое меньше, чем в верхней. Следовательно, через РО будет передаваться $\frac{1}{3}$ мощности НН₁, т. е. 17% номинальной мощности трансформатора. Однако каждая из РО рассчитана только на 5% мощности (10% на оба стержня). Понятно, что при перегрузке более чем в 3 раза обмотка быстро выйдет из строя.

Экспериментальная проверка показала, что погрешность расчета токов в этом случае не превышает 10% (схема имитировалась на обмотках двух стержней трехфазного трехобмоточного трансформатора 32 Мв на 220 кв).

Если бы в этом примере РО была расположена между ВН и НН, то ее перегрузка приблизилась бы к пятикратной, так как через контур РО₁–РО₂

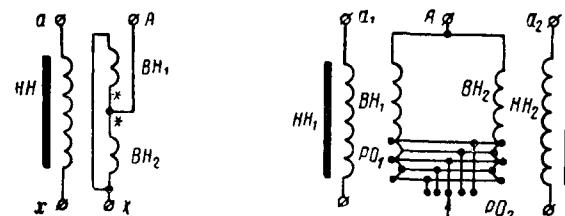


Рис. 1.

передавалась бы почти половина мощности НН, т. е. 25% номинальной мощности трансформатора.

Для предотвращения явления, описанного в примере 2, регулировочные обмотки стержней, как правило, надо соединять последовательно. При этом появится небаланс н. с. стержней, который скомпенсируется небольшим и неопасным током, циркулирующим в параллельно соединенных обмотках ВН.

Параллельное соединение пары соседних дисковых катушек. Такое соединение особенно часто приводит к появлению значительных циркулирующих токов, так как в этом случае сопротивление контура обычно невелико. Следует отметить, что здесь необходимо учитывать как индуктивные, так и активные сопротивления контуров ввиду того, что порядок их величин примерно одинаков. При этом роль активного сопротивления тем меньше, чем больше толщина катушек и расстояние (канал) между ними.

Рассмотрим пару соединенных параллельно одинаковых соседних дисковых катушек, находящихся в равномерном радиальном магнитном поле с индукцией B (рис. 3, а и б). Циркулирующий ток пропорционален разности э. д. с. в соседних катушках, т. е. разности осевых магнитных потоков, скрепленных с витками этих катушек. Последняя равна радиальному потоку, проходящему в канале между двумя катушками.

Введем обозначения (система единиц СИ):

B — радиальная составляющая индукции при отсутствии циркулирующих токов, действующее значение;

w — число витков катушки;

a — радиальный размер катушки;

b — осевой размер жилы провода катушки;

c — канал между одинарными дисковыми катушками с учетом толщины изоляции;

s — сечение провода (если катушка выполнена из нескольких параллельных проводов, то s — их суммарное сечение);

Δ_x — приведенная ширина канала рассеяния контура циркулирующих токов;

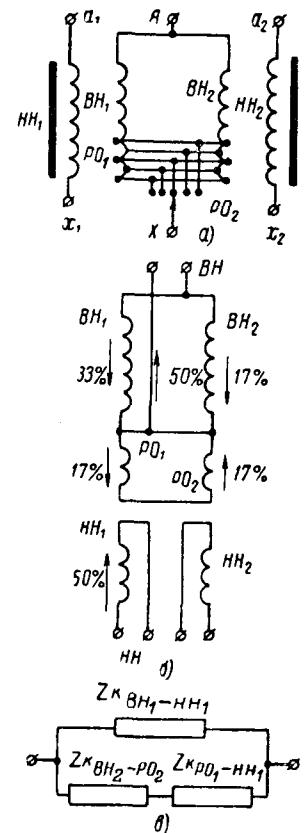


Рис. 2.

- Δ_E — приведенная ширина канала между катушками для расчета э. д. с. в контуре;
 b_r — приведенная (по электрическому сопротивлению, по сечению проводов) толщина катушки, $b_r = ws/a$;
 ω — круговая частота;
 D — средний диаметр обмотки;
 ρ_p — коэффициент Роговского;
 k_Δ , k_r — коэффициенты;
 $k_\Delta = \Delta_E/\Delta_x$; $k_r = \sqrt{1 + (r/x)^2}$.

Не учитываем неравномерность магнитного поля и распределения циркулирующих токов по сечению проводов и вихревые токи, замыкающиеся в пределах каждого провода. При этом для расчета э. д. с. можно заменить провода тонкими нитями, расположенные в серединах сечений проводов [Л. 2].

Тогда э. д. с. в контуре

$$E = \omega B \Delta_E \pi D w, \quad (1)$$

индуктивное сопротивление

$$x = \omega \mu_0 w^2 \frac{\Delta_x \pi D \rho_p}{a}, \quad (2)$$

активное сопротивление

$$r = \rho \frac{2 \omega \pi D}{s} = \rho \frac{2 \omega^2 \pi D}{ab_r}, \quad (3)$$

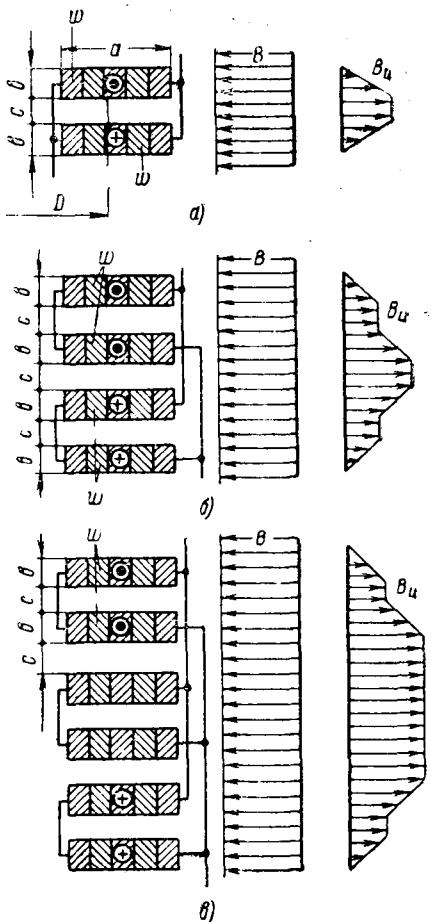


Рис. 3.

полное сопротивление контура

$$z = \sqrt{x^2 + r^2} = x k_r; \quad (4)$$

$$\frac{r}{x} = \frac{2\rho}{\omega \mu_0 b_r \Delta_x \rho_p}, \quad (5)$$

циркулирующий ток

$$I_\Pi = \frac{E}{z} = \frac{Bak_\Delta}{\mu_0 \omega \rho_p k_r}, \quad (6)$$

плотность циркулирующего тока (действующее значение)

$$\delta_\Pi = \frac{I_\Pi}{s} = \frac{Bk_\Delta}{\mu_0 \rho_p b_r k_r} \quad (7)$$

и потери

$$P_\Pi = I^2 r = \frac{2B^2 k_\Delta^2 a \rho \pi D}{\mu_0^2 \rho_p^2 k_r^2 b_r}. \quad (8)$$

В одной из катушек циркулирующий ток складывается с током нагрузки, а в другой вычитается. Поэтому при любом аргументе сопротивления контура суммарные потери в обмотке от циркулирующих токов арифметически суммируются с потерями от тока нагрузки. Однако потери в одной из катушек могут быть значительно больше средних. Учитывая, что по фазе индукция поля рассеяния совпадает с током нагрузки, легко показать, что потери в одной из катушек будут превышать основные потери в K_p раз, где

$$K_p = 1 + 2(\delta_\Pi/\delta_n) \sin \varphi + (\delta_\Pi/\delta_n)^2, \quad (9)$$

где δ_n — плотность тока нагрузки;
 φ — аргумент (фазный угол) циркулирующего тока, т. е. аргумент z ; $\varphi = \arctg x/r$.

Рассмотрим несколько конкретных случаев.

Если параллельно соединены две одинарные дисковые катушки (рис. 3, a), то, как видно из эпюра поля,

$$\Delta_E = c + b; \quad \Delta_x = c + 2b/3 \quad \text{и} \quad k_\Delta = 1 + b/3\Delta_x. \quad (10a)$$

В случае двух двойных дисковых катушек с числом витков в каждой двойной катушке ω (рис. 3, b)

$$\Delta_E = 2c + 2b; \quad \Delta_x = \frac{3c}{2} + \frac{4b}{3}$$

и

$$k_\Delta = 1 + \frac{3c + 4b}{6\Delta_x}. \quad (10b)$$

Приведенные формулы (1) — (9) пригодны и в случае параллельного соединения трех дисковых катушек, например двойных (рис. 3, b), так как при равномерном радиальном поле благодаря симметрии в средней катушке тока не будет. Две крайние катушки образуют один контур, для которого

$$\Delta_E = 4c + 4b; \quad \Delta_x = \frac{7}{2}c + \frac{10}{3}b \quad \text{и} \quad k_\Delta = 1 + \frac{3c + 4b}{6\Delta_x}. \quad (10b)$$

Примеры 3, 4 и 5. Пусть каждая одинарная катушка в схемах на рис. 3, a, b и в содержит 15 витков провода ПБ 12,5×2,83 с изоляцией 0,45 мм; радиальный размер $a = 50$ мм; каналы по 6 мм; плотность основного тока 3 а/мм²; частота 50 гц; температура 75°С; радиальная индукция 0,03 тл. Тогда потери от циркулирующего тока (таблица) составят 35—45% основных, а потери в наиболее нагруженной катушке превышают основные потери в 2,4—2,7 раза.

Номер примера	3	4	5	6
Схема по рисунку	3,а	3,б	3,в	4,д
w	15	30	30	30
$b_r, \text{мм}$	10,5	21	21	21
$\Delta_x, \text{мм}$	14,8	26,35	64,2	7,4
k_d	1,28	1,44	1,18	1,28
P_p	0,80	0,61	0,47	0,8
r/x	0,87	0,32	0,17	0,87
k_r	1,33	1,05	1,015	1,33
$\delta_{\text{п}}, \text{а/м}^2$	1,9	1,8	2,0	0,33
$(\delta_{\text{п}}/\delta_{\text{п}})^2$	0,4	0,35	0,45	0,012
K_p	2,4	2,5	2,7	1,18

Точность оценки циркулирующего тока здесь определяется возможными погрешностями расчета или измерения радиальной составляющей индукции поля и индуктивности контура, т. е. индуктивности рассеяния между соседними катушками. Поэтому на практике погрешность расчета этого тока имеет порядок 20%.

При неравномерном радиальном поле решение задачи значительно усложняется. Строго говоря, тонкие нити, которыми заменяются провода, находятся в точках перехода через нуль эпюры вихревых токов в каждом проводе. Эти точки не совпадают с серединами сечений проводов. Появляется ток в средней катушке по рис. 3,в. Однако в реальных случаях описанный метод дает достаточно надежную оценку циркулирующих токов по усредненной индукции и позволяет однозначно решить вопрос о работоспособности рассматриваемой схемы.

При резко неравномерном поле можно более точно определить э. д. с. в контуре численным интегрированием эпюры индукции.

Как правило, следует избегать параллельного соединения двух или нескольких соседних катушек. Вместо двух одинарных катушек по рис. 3,а можно применить одну двойную дисковую катушку с удвоенным числом параллельных проводов.

Можно в двух соседних одинарных катушках выполнить транспозицию (рис. 4,а). Эта же схема применима в случаях, когда необходимо ответвление от середины катушек. При этом транспозиции выполняют на $1/4$ и $3/4$ числа витков согласно рис. 4,б. Часто соединяемые параллельно катушки удается расположить симметрично в разных половинах обмотки (рис. 4,в).

Двойные дисковые катушки можно «вмотать» друг в друга согласно [Л. 3] (рис. 4,г). При этом равномерное радиальное поле совсем не наводит э. д. с., а в случае неравномерного поля э. д. с. пропорциональна разности индукций в симметричных каналах.

Пример 6. Две двойные катушки из примера 4 вмотаны друг в друга (рис. 4,д). Радиальная индукция изменяется линейно по высоте группы от 0,04 до 0,02 тл (учитывая в высоте группы половины прилежащих к ней каналов), т. е. разность индукций в каналах между катушками группы $B_1 - B_2 = 0,035 - 0,025 = 0,01$ тл.

В данном случае $\Delta_x = (c+b)/2$; $\Delta_x = (3c+2b)/6$ (значения Δ_x и Δ_x приведены к полному числу витков двойной катушки w); $k_d = 1+b/6\Delta_x$. В остальном расчет может быть выполнен по формулам (1)–(9). Результат приведен в таблице. Как видно, средние добавочные потери уменьшились в 30 раз (1,2% вместо 35%), а наибольшая тепловая нагрузка снизилась вдвое ($K_p = 1,18$ вместо 2,5) до обычно допустимых значений.

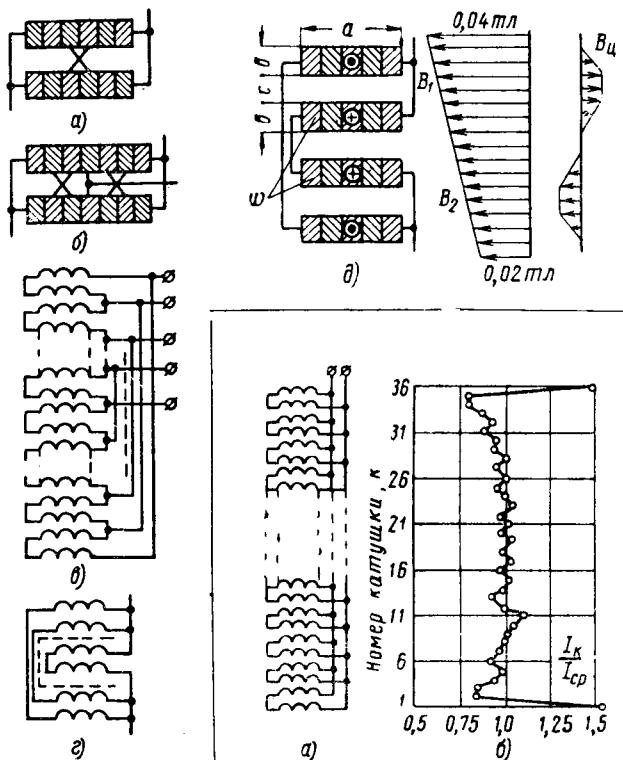


Рис. 4.

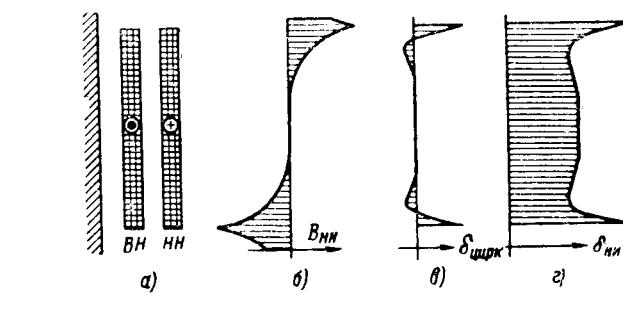


Рис. 6.

Параллельное соединение большого числа дисковых катушек. Такую схему широко применяют в трансформаторах для электропечей (рис. 5,а). При этом крайние (торцовые) катушки оказываются значительно перегруженными (рис. 5,б), где приведены результаты измерений токов по катушкам обмотки НН одного из мощных трансформаторов¹.

Объяснить это явление можно по крайней мере двумя способами.

1. При равномерном распределении тока (рис. 6,а) поле рассеяния будет иметь в обмотке НН радиальную составляющую индукции (рис. 6,б), что приведет к появлению циркулирующих токов (рис. 6,в). Наложение их на прямоугольную эпюру основного тока дает эпюру вида рис. 6,г, схожую с приведенной на рис. 5,б.

2. При весьма длинной короткозамкнутой обмотке НН (рис. 7,а) эпюра тока в ней будет иметь вид, показанный на рис. 7,б сплошной линией (аналогично известной задаче о распределении тока на

¹ Измерения проводил И. И. Биск.

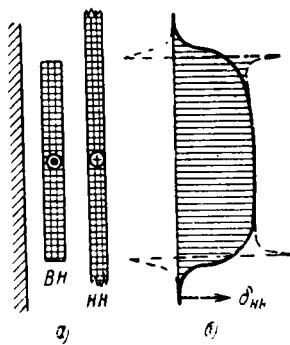


Рис. 7.

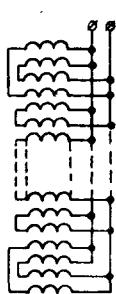


Рис. 8.

плоской поверхности полубесконечной проводящей среды). Представляется очевидным, что при ограниченной высоте обмотки ток, проходивший по ее удаленным частям, будет концентрироваться у торцов, так как ликвидация тока эквивалентна введению источников тока другого знака (пунктирные кривые на рис. 7, б).

Теоретический расчет токов здесь чрезмерно сложен и вряд ли может быть выполнен без помощи вычислительных машин или сложного математического моделирования. Пренебрегая влиянием активных сопротивлений и кривизны обмотки, можно найти значения циркулирующих токов, примерно компенсирующих радиальное поле в сечении обмотки, методом последовательных приближений. Приняв, что силовые линии магнитного поля циркулирующих токов идут только радиально и имеют постоянную длину, можно сразу рассчитать токи, но точность полученного решения будет чрезмерно низка.

Видимо, более приемлемые результаты даст относительно простой метод оценки тока в крайних катушках, основанный на расчете токораспределения в длинной сверхпроводящей пластине и удвоении (из-за близкого отражения) плотности тока на уровне торца обмотки. Рассматривать указанные сложные методы более подробно нет необходимости, так как они пока не находят применения на практике.

В качестве мер для уменьшения нагрузки торцовых катушек можно указать следующие:

1. Увеличение осевого размера обмотки НН по сравнению с ВН.

Метод весьма эффективен, но приводит к увеличению высоты окна и усложнению конструкции трансформатора.

2. Выполнение двух или трех крайних двойных катушек «вмотанными» друг в друга² аналогично рис. 4, г и [Л. 3], что приводит к усреднению токов в этих катушках и значительному снижению нагрева. Например, при схеме по рис. 5, а токи в двух крайних катушках одного из мощных трансформаторов составляли 1,5 и 0,95 среднего тока нагрузки, т. е. потери были 2,25 и 0,90 средних. При схеме по рис. 8 токи в них стали равны 1,26 и 1,22 и, следовательно, потери 1,59 и 1,49, т. е. наибольшая тепловая нагрузка снизилась на 40%, а суммарные потери в этих двух катушках уменьшились на 2%.

3. Применение для торцовых катушек более широкого провода, что при правильном выборе размеров приводит к снижению потерь и тепловой нагрузки, несмотря на существенное увеличение тока в этих катушках.

Производственные отклонения. Отклонения размеров или положения отдельных катушек по сравнению с параллельно с ними соединенными соседними катушками также приводят к неравномерному распределению токов, что хорошо видно из пилообразного характера кривой на рис. 5, б. Еще более ярко это явление выявилось в мощном тороидальном токоограничивающем реакторе без сердечника (см. пример в [Л. 4]) ввиду большой индукции и существенной неравномерности магнитного поля. На рис. 9, а показано распределение тока по катушкам двух произвольно выбранных групп параллельно соединенных катушек (в каждой группе по 9 катушек, групп 12, всего катушек 108). Четкой закономерности в этих кривых, как и в кривых остальных 10 групп, не видно. Статистическая кривая распределения отклонений тока в отдельных катушках от среднего тока дана на рис. 9, б сплошной линией. Там же приведена кривая нормального случайного распределения Гаусса при средней арифметической величине отклонения 4,7% (пунктирная линия). Очевидно, что практическое совпадение этих кривых подтверждает случайное происхождение неравномерного распределения токов соответственно случайным производственным отклонениям.

Для оценки возможной величины тока в отдельных катушках, так же как в случае двух параллельных катушек, удобно рассматривать реальный ток как геометрическую сумму двух составляющих: 1) основного тока, равномерно распределенного по симметричным катушкам, с которыми сцеплен одинаковый магнитный поток, и 2) циркулирующего (уравнительного) тока, вызванного отличием э. д. с., наведенной основным потоком в рассматриваемой катушке с отклонениями по сравнению с соседними катушками, имеющими, например, номинальные размеры и правильно расположенные.

В отличие от рассмотренных раньше случаев здесь э. д. с. в контуре E определяется не поперечным полем, а отклонением основной э. д. с. Циркулирующий ток замыкается по двум катушкам, смежным с рассматриваемой (рис. 9, в). Точнее, часть циркулирующего тока проходит по более удаленным катушкам, но при небольшом активном сопротивлении катушек эта часть очень мала и ее можно пренебречь.

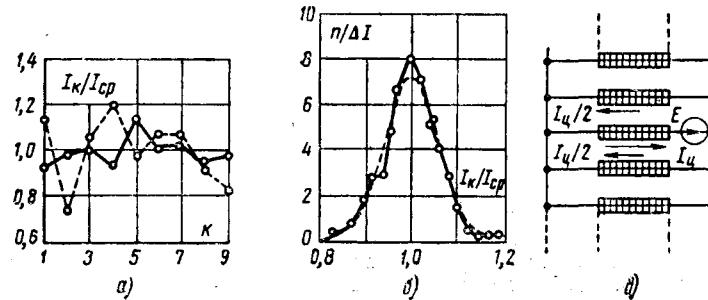


Рис. 9.

² Способ предложен Г. Б. Асташиным.

Соответственно активная составляющая сопротивления контура

$$r = (1 + 0,5) \rho l \omega / s,$$

а индуктивная

$$x = \omega \mu_0 \omega^2 l \Delta_x \rho_p / 2a,$$

где l — средняя длина витка;

$$\Delta_x = \frac{b}{3} + c + \frac{b}{6};$$

c — усредненная по периметру катушки величина канала. В остальной части расчета можно применять формулы, аналогичные (1) — (9).

Пример 7. Для проверки приведенного метода расчета циркулирующих токов в указанном реакторе были измерены токи в катушках при искусственном введении э. д. с. за счет отключения наружного витка одной из катушек. По упрощенному расчету при указанных в [Л. 3] размерах $x = 0,45 \text{ ом}$, $r = 0,26 \text{ ом}$, $z = 0,52e^{j60^\circ} \text{ ом}$; $E = 31,2 \text{ в}$ при основном токе 75 а в каждой катушке; $I_{\text{д}} = E/z = 60 \text{ а}$, т. е. 80% основного тока. При этом ток в катушке с отключенным витком должен увеличиться в $|j + 0,8e^{j60^\circ}| = 1,74$ раза (на 74%), а в двух смежных катушках — уменьшиться до $|j - 0,5e^{j60^\circ}| = 0,68$ основного тока (на 32%). По результатам измерений $E = 33 \text{ в}$, увеличение тока 82% , уменьшение 23 и 28% .

Пример 8. Необходимо определить отклонения размеров одной из катушек реактора из примера 7, соответствующие изменению ее тока на 5% , т. е. циркулирующему току $I_{\text{д}} = \frac{75 \cdot 0,05}{\sin 60^\circ} = 4,33 \text{ а}$; при этом э. д. с. $E = 4,33 \text{ а} \cdot 0,52 \text{ ом} = 2,25 \text{ в}$.

Возможны различные виды производственных отклонений. В частности, если при неизменной суммарной толщине проводов (радиальном размере a) размеры окна катушки увеличиваются на небольшую величину Δ , т. е. как бы каждый виток переместится на Δ , добавочная э. д. с.

$$E = \omega B_{\text{ср}} l_{\text{ср}} \Delta \omega,$$

где $l_{\text{ср}}$ — средняя длина витка;

$B_{\text{ср}}$ — усредненное по объему проводов действующее значение тангенциальной (главной) составляющей индукции;

ω — число витков катушки.

В данном случае значение $B_{\text{ср}}$ примерно в 2 раза меньше средней индукции внутри окна обмотки. Так как амплитуда последней $0,168 \text{ тл}$, $B_{\text{ср}} = 0,168/2\sqrt{2} = 0,06 \text{ тл}$, $l_{\text{ср}} = 3,46 \text{ м}$, $\omega = 61$, $\omega = 314 \text{ рад/сек}$, то $\Delta = 2,25/314 \cdot 0,06 \cdot 3,46 \cdot 61 = 5,7 \times 10^{-4} \text{ м} \approx 0,6 \text{ мм}$.

Аналогичным способом можно оценить величину других видов отклонений. Например, отклонению тока на 5% соответствует отклонение радиального размера катушки примерно на $1,1 \text{ мм}$ или смещение всей катушки в радиальном направлении на $2,5 \text{ мм}$.

Из примеров видно, что точность предлагаемого метода вполне достаточна для оценки циркулирующих токов и что наблюдавшиеся случайные отклонения токов по величине хорошо согласуются с возможными (и вероятными) производственными отклонениями размеров или положения катушек.

Для уменьшения случайных циркулирующих токов в рассмотренном реакторе возможно последовательное соединение катушек разных групп и параллельное соединение получившихся ветвей. Однако в трансформаторах с параллельным соединением всех катушек обмотки этот метод неприменим и, видимо, единственный путь уменьшения случайных циркулирующих токов — уменьшение допусков. Хотя на суммарные потери эти случайные токи практически не влияют, их следует иметь в виду при разработке мощных трансформаторов и реакторов и при установлении допусков на геометрические размеры.

Параллельное соединение проводов. Необходимые для уменьшения циркулирующих токов пере-

становки (транспозиции) проводов и методы расчета потерь от несовершенства транспозиции в винтовых, слоевых и непрерывных или дисковых обмотках достаточно подробно описаны в литературе [Л. 2 и 5]. Обзор ряда зарубежных работ на эту тему дан в [Л. 6]. Поэтому указанные вопросы здесь не рассматриваются.

В трансформаторах с чередующимися обмотками иногда применяют винтовые обмотки всего из трех—пяти витков, не имеющие перестановок. При этом ток распределяется резко неравномерно, концентрируясь у внутренних и наружных проводов: существенно увеличивается среднеквадратичная плотность тока.

Задача расчета токораспределения в таких обмотках пока не решена, хотя принципиально рассматриваемое явление похоже на концентрацию тока в торцевых катушках концентрических обмоток. При проектировании приходится ориентироваться лишь на результаты испытаний предыдущих аналогичных машин. Здесь для снижения нагрева можно рекомендовать увеличение сечения проводов и улучшение теплопередачи и охлаждения. В частности, следует выполнять обмотку из неизолированного провода.

Подавляющее большинство практических задач о расчете циркулирующих токов и добавочных потерь, возникающих при замыканиях параллельных проводов, ошибках в выполнении обмоток и т. п., может быть решено при помощи числового табличного метода согласно [Л. 2] или методов, описанных выше в разделе о параллельно соединенных катушках. При этом обычно можно пренебречь индуктивностью контура и учитывать только активное сопротивление, что приведет к небольшому завышению расчетных потерь.

Пример 9. Непрерывная обмотка трансформатора содержит 500 витков из трех параллельных проводов. В одном проводе при пайке пропущен 1 виток. Пусть основные потери в рассматриваемой обмотке составляют $0,2\%$ номинальной мощности. Тогда сопротивление каждого провода $3 \cdot 0,2 = 0,6\%$ и сопротивление контура циркулирующего тока $0,6 + 0,6/2 = 0,9\%$. Электродвижущая сила $100 \cdot \frac{1}{500} = 0,2\%$. Следова-

тельно, ток в контуре $0,2 : 0,9 = 0,222$ номинального тока трансформатора, или 67% номинального тока провода, и потери $0,222^2 \cdot 0,9\% = 0,045\%$ номинальной мощности обмотки, или 22% основных потерь в ней. Понятно, что ошибка, вызывающая увеличение потерь холостого хода на несколько киловатт, совершенно недопустима. Кроме того, заметно повысится температура обмотки и особенно рассматриваемого провода. Например, при активной нагрузке потери в нем будут в $(1 + 0,67)^2 = 2,8$ раза больше номинальных.

Измерение токов. В параллельных ветвях обмоток мощных трансформаторов и реакторов измерение токов во многих случаях должно входить в типовые, а иногда даже в контрольные испытания, так как возможные контуры циркулирующих токов и вызывающая их э. д. с. не всегда видны с первого взгляда. Качественное сравнение новых схем или конструкций с известными иногда приводит к неверным результатам. В отдельных случаях несущественные, казалось бы, особенности конструкции могут привести к опасным местным нагревам.

Включение в параллельные ветви нескольких приборов (амперметров, трансформаторов тока,

шунтов) связано с существенными техническими трудностями. Кроме того, введение даже одинаковых сопротивлений, соизмеримых с сопротивлениями контуров, может существенно уменьшить измеряемые токи. Поэтому до последних лет на Московском электрозводстве для таких измерений применялся гибкий пояс Роговского, э. д. с. в обмотке которого измеряется высокомомным ламповым вольтметром. Однако такие приборы чувствительны к помехам; пояс требует весьма аккуратной установки и тщательной подготовки.

Наиболее удобный и безопасный в производственных условиях прибор — токоизмерительные клемши — не применялся, так как считалось, что клемши вносят в первичную цепь значительное сопротивление и искажают результаты измерений.

Специальные измерения и расчеты показали, что обычные клемши типа Ц-30 завода «Электроточприбор» вносят в первичную цепь сопротивление меньше $1 \cdot 10^{-4}$ ом на пределе 15 а и $5 \cdot 10^{-5}$ ом на пределе 30 а. Это соответствует электрическому сопротивлению обмоточного провода длиной всего несколько сантиметров, т. е. в десятки и сотни раз меньше сопротивлений контуров циркулирующих токов. Следовательно, эти клемши можно применять для измерения распределения токов почти во всех случаях.

Выводы. 1. Возможное в отдельных случаях существенно неравномерное распределение токов по параллельным ветвям обмоток иногда приводит к значительному увеличению потерь, а в некоторых случаях может быть даже причиной выхода из строя трансформатора.

2. Как правило, реальную систему токов удобно

рассматривать как сумму основных и циркулирующих токов.

3. Предложенный инженерный метод расчета в реальных случаях дает достаточно надежную оценку величины циркулирующих токов и позволяет однозначно решить вопрос о работоспособности рассматриваемой схемы.

4. При проектировании трансформаторов и реакторов следует иметь в виду возможности неравномерного распределения токов и применять, в частности, описанные меры для уменьшения циркулирующих токов.

5. При создании мощных трансформаторов и реакторов существенно новых типов или исполнений целесообразно экспериментально убедиться в достаточно равномерном распределении токов.

6. Для измерения токов в параллельных ветвях рекомендуется использовать токоизмерительные клемши, например, типа Ц-30.

Л и т е р а т у р а

1. Петров Г. Н., Трансформаторы, Энергоиздат, 1934.
2. Лейтес Л. В., Добавочные потери, Энергетика за рубежом, Трансформаторы, вып. 5, под ред. А. Г. Крайза, Госэнергоиздат, 1960.
3. Корсун Н. Н. и Лейтес Л. В., Обмотка трансформатора, Авт. свид. СССР № 154598 от 29 ноября 1961 г., Бюллетень изобретений, 1963, № 10.
4. Лейтес Л. В., Тороидальный реактор без сердечника для энергосистем, «Электричество», 1960, № 11.
5. Лейтес Л. В., О добавочных потерях в обмотках трансформаторов, «Вестник электропромышленности», 1960, № 10.
6. Булгаков Н. И., Трансформаторы — электрические и магнитные поля обмоток, 1961—1963, Итоги науки и техники, Институт научной информации АН СССР, М., 1964.

[30.4.1965]



УДК 621.314.652

Работа вентильного преобразователя с уравнительным реактором при асимметрии сеточного управления

Кандидат техн. наук В. П. ШИПИЛЛО

Харьков

Вентильный преобразователь с уравнительным реактором (рис. 1) широко применяется в установках средней и большой мощности [Л. 1]. Однако некоторые режимы его работы все же остались почти не исследованными. Одним из таких режимов, анализ которого представляет известный практический интерес, является асимметричный режим, возникающий при искажении симметрии управляющих импульсов отдельных вентилей, вследствие чего нарушается баланс токов в группах преобразователя. Чувствительность преобразователя к асимметрии сеточного управления и качественные диаграммы токов вентилей отмечались и ранее [Л. 1, 2]. В настоящее время необходимо выяснить также и количественные соотношения, харак-

теризующие небаланс токов в группах вентилей и асимметрию сеточного управления. Это вызвано тем, что на некоторых промышленных установках наблюдается большая неравномерность загрузки вентилей, и необходимостью в связи с этим формулировать требования к сеточному управлению в отношении допустимой асимметрии управляющих импульсов.

Рассмотрим работу преобразователя, схема которого изображена на рис. 1, считая, что ток преобразователя превышает критическое значение, а нагрузка является практически индуктивной.

Если пренебречь активными сопротивлениями в цепях, то в установившемся режиме среднее значение напряжения на уравнительном реакторе УР

должно быть равным нулю, что возможно лишь при одинаковых средних значениях напряжений групп преобразователя. Если в анодных цепях вентилем отсутствовали бы индуктивности рассеивания ($L_a = 0$), то выполнить это было бы невозможно при любой, даже очень малой асимметрии сеточных импульсов. Действительно, в этом случае среднее значение напряжения первой группы равно:

$$U_{dI} = \frac{U_{\max}}{2\pi} \left[\int_{30^\circ + \alpha_1}^{150^\circ + \alpha_3} \sin \omega t d\omega t + \int_{30^\circ + \alpha_3}^{150^\circ + \alpha_5} \sin \omega t d\omega t + \int_{30^\circ + \alpha_5}^{150^\circ + \alpha_1} \sin \omega t d\omega t \right] - U_{dI} = \frac{\sqrt{3}}{2\pi} U_{\max} \times (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_3 + \cos \alpha_5) - U_{dI}. \quad (1)$$

где $\alpha_1, \alpha_3, \alpha_5$ — углы сеточного регулирования вентилем первой группы преобразователя;

U_{\max} — амплитуда фазного напряжения;
 U_{dI} — среднее падение напряжения на вентилях первой группы.

Аналогичным образом вычисляется среднее напряжение вентиляй второй группы:

$$U_{dII} = \frac{\sqrt{3}}{2\pi} U_{\max} (\cos \alpha_2 + \cos \alpha_4 + \cos \alpha_6) - U_{dII}. \quad (2)$$

Формулы (1) и (2) показывают, что даже если пренебречь различием средних падений напряжения на вентилях групп, то в общем случае, когда углы регулирования всех вентилем различны, вероятность точного совпадения значений U_{dI} и U_{dII} весьма невелика. Поэтому для обеспечения равенства выражений (1) и (2) стремятся добиться хотя бы строгого попарного совпадения углов регулирования вентилем групп (удобнее противофазных).

Наличие индуктивностей рассеяния трансформатора смягчает чувствительность схемы к асимметрии сеточных импульсов и различию падений напряжения, поскольку средние значения напряжений групп вентилем выравниваются между собой за счет неравномерного распределения токов по группам. В общем случае средние напряжения групп (рис. 2) характеризуются выражениями:

$$U_{dI} = \frac{\sqrt{3}}{4\pi} U_{\max} [\cos \alpha_1 + \cos(\alpha_1 + \gamma_1) + \cos \alpha_3 + \cos(\alpha_3 + \gamma_3) + \cos \alpha_5 + \cos(\alpha_5 + \gamma_5)] - U_{dI}; \quad (3)$$

$$U_{dII} = \frac{\sqrt{3}}{4\pi} U_{\max} [\cos \alpha_2 + \cos(\alpha_2 + \gamma_2) + \cos \alpha_4 + \cos(\alpha_4 + \gamma_4) + \cos \alpha_6 + \cos(\alpha_6 + \gamma_6)] - U_{dII}, \quad (4)$$

где $\gamma_1 \div \gamma_6$ — углы коммутации соответствующих вентилем.

Прежде чем перейти к рассмотрению общего случая асимметрии сеточных импульсов, проанализируем более простой и наглядный случай групповой асимметрии, когда углы сеточного регулирования одинаковы только для вентилем, входящих в одну группу. Как будет показано далее, полученные

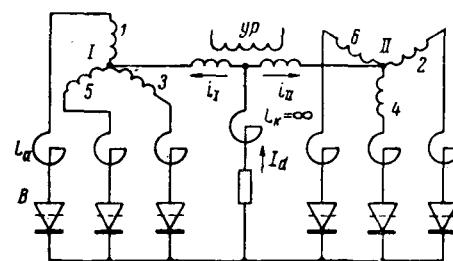


Рис. 1. Схема вентильного преобразователя с уравнительным реактором.

ные при этом результаты могут быть отнесены и к общему случаю асимметрии.

Обозначив углы регулирования групп вентилем через α_I и α_{II} , а углы коммутации соответственно через γ_I и γ_{II} , перепишем выражения (3) и (4) в следующем виде:

$$U_{dI} = \frac{3\sqrt{3}}{4\pi} U_{\max} [\cos \alpha_I + \cos(\alpha_I + \gamma_I)] - U_{dI}; \quad (5)$$

$$U_{dII} = \frac{3\sqrt{3}}{4\pi} U_{\max} [\cos \alpha_{II} + \cos(\alpha_{II} + \gamma_{II})] - U_{dII}. \quad (6)$$

Допустим, что средние значения падений напряжения на вентилях групп одинаковы. Тогда условие отсутствия постоянной составляющей напряжения на уравнительном реакторе сводится к равенству

$$\cos \alpha_I + \cos(\alpha_I + \gamma_I) = \cos \alpha_{II} + \cos(\alpha_{II} + \gamma_{II}). \quad (7)$$

В нормальном симметричном режиме работы преобразователя с уравнительным реактором связь между углом регулирования α и углом коммутации γ характеризуется известным выражением [Л. 1]

$$\cos \alpha - \cos(\alpha + \gamma) = \frac{\omega L_a I_d}{\sqrt{3} U_{\max}}, \quad (8)$$

которое может быть легко приведено к простому виду

$$\cos \alpha - \cos(\alpha + \gamma) = e_K \frac{I_d}{I_{dII}}, \quad (9)$$

где e_K — относительное значение напряжения короткого замыкания трансформатора;

I_{dII} — номинальный выпрямленный ток.

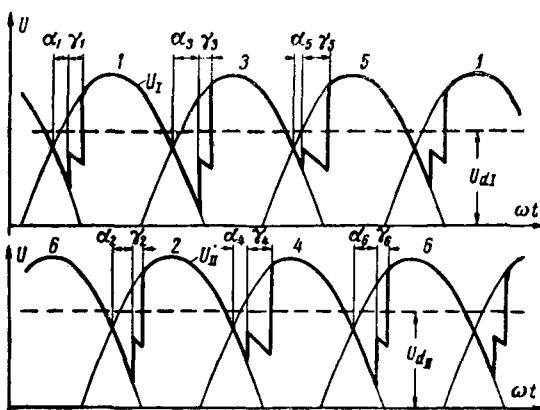


Рис. 2. Выпрямленные напряжения групп вентилем.

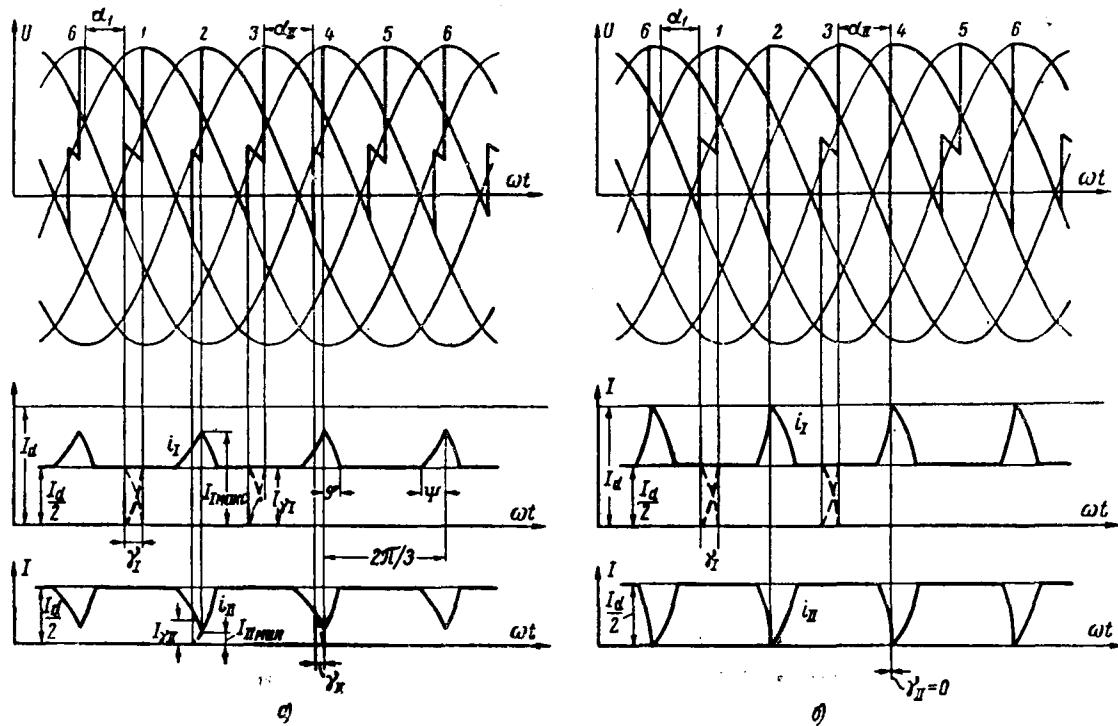


Рис. 3. Диаграммы напряжений и токов при групповой асимметрии управления.
а — режим непрерывного тока; б — граничный режим.

Выражения (8) и (9) соответствуют такому режиму, когда ток в каждой из групп вентиляй остается неизменным, в том числе и в периоды коммутации вентиляй, и равным $I_d/2$ (если не принимать во внимание малый намагничивающий ток уравнительного реактора). Если же ток группы вентиляй на протяжении периода коммутации изменяется, то угол коммутации γ определяется средним арифметическим значением начальной и конечной величин тока группы в этот период. Обозначив это значение тока через I_{γ} , получим:

$$\cos \alpha_1 - \cos(\alpha_1 + \gamma_1) = e_k \frac{I_{\gamma II}}{I_{d II}}; \quad (10)$$

$$\cos \alpha_{II} - \cos(\alpha_{II} + \gamma_{II}) = e_k \frac{I_{\gamma II}}{I_{d II}}. \quad (11)$$

Исключив из уравнений (7), (10) и (11) углы коммутации, найдем, что

$$\cos \alpha_1 - \cos \alpha_{II} = e_k \frac{I_{\gamma I} - I_{\gamma II}}{I_{d II}}. \quad (12)$$

Выражение (12) показывает, что асимметрия в углах регулирования вентиляй групп приводит к различию токов в группах в периоды коммутации $I_{\gamma I}$ и $I_{\gamma II}$. При этом возможны два режима работы схемы:

коммутация вентиляй в более нагруженной группе происходит при ненасыщенном состоянии уравнительного реактора, т. е.

$$I_{\gamma I} = \frac{I_d}{2};$$

коммутация вентиляй в более нагруженной группе происходит при насыщенном состоянии уравнительного реактора, т. е.

$$I_{\gamma I} > \frac{I_d}{2}.$$

Первый режим проиллюстрирован на рис. 3, а. Принимая во внимание, что минимальный ток во второй группе приблизительно равен току в период коммутации этой группы

$$I_{\text{min}} \approx I_{\gamma II} \quad (13)$$

и учитывая, что максимальное значение тока в первой группе равно:

$$I_{\text{max}} = I_d - I_{\text{min}}, \quad (14)$$

получаем:

$$\cos \alpha_1 - \cos \alpha_{II} = 0,5 e_k \frac{I_d}{I_{d II}} \sigma_a, \quad (15)$$

где σ_a — относительное значение амплитудного превышения тока в группе

$$\sigma_a = \frac{I_{\text{max}} - \frac{I_d}{2}}{\frac{I_d}{2}}. \quad (16)$$

Введя обозначения $\alpha_1 = \alpha$; $\alpha_{II} = \alpha + \Delta\alpha$, получим окончательное выражение, связывающее превышение амплитуды тока в группе вентиляй σ_a с углом регулирования α и асимметрией в углах регулирования групп вентиляй $\Delta\alpha$. Значения σ_a в этом режиме не зависят от параметров уравнительного реактора и, как будет показано ниже, являются максимально возможными:

$$\sigma_a = \sigma_{a, \text{max}} = 2 \frac{\cos \alpha - \cos(\alpha + \Delta\alpha)}{e_k \frac{I_d}{I_{d II}}}. \quad (17)$$

Кривые, изображенные на рис. 4 и рассчитанные по формуле (17), наглядно показывают, насколько жесткими должны быть требования к допустимой асимметрии углов регулирования. Так, например, в диапазоне углов регулирования от 30° до 150° при $e_K=10\%$ достаточно иметь асимметрию в 1°, чтобы значения σ_a при номинальном токе нагрузки превысили 20%.

При увеличении асимметрии сеточного регулирования σ_a возрастает, достигая значения $\sigma_a=1$ (рис. 3, б). При дальнейшем увеличении $\Delta\alpha$ наблюдается прерывистый ток в одной из групп вентилей, что иллюстрируется осциллограммами, изображенными на рис. 5. Следует обратить внимание на то обстоятельство, что даже при весьма неравномерном распределении токов по группам вентилей общий ток преобразователя сохраняет свою обычную форму.

Отметим, что при $\sigma_a=1$ (рис. 3, б) полученные выше соотношения оказываются совершенно строгими, поскольку $\gamma_{II}=0$, и приблизительное равенство (13) становится точным. Приведенные в таблице данные иллюстрируют близкое совпадение расчетных и опытных значений асимметрии углов управления, при которой соблюдается равенство $\sigma_a=1$.

Экспериментальные данные получены на лабораторной установке с параметрами $e_K=12\%$ и $I_{dH}=-4,8$ а (для каждого значения α эксперимент проводился при двух значениях тока нагрузки I_d).

α^0	0	15	30	45	60					
I_d , а	1,85	6,2	1,8	5,85	1,6	5,4	1,3	4,4	1,0	3,35
$\Delta\alpha_{\text{опыт}}$	11,5	23,0	4,5	13,0	2,3	6,3	1,3	3,3	1,0	2,5
$\Delta\alpha_{\text{расч}}$	12,3	22,7	4,2	11,7	2,2	7,0	1,2	4,3	0,8	2,7
$\delta\alpha^0$	-0,8	0,3	0,3	1,3	0,1	-0,7	0,1	-1,0	0,2	-0,2

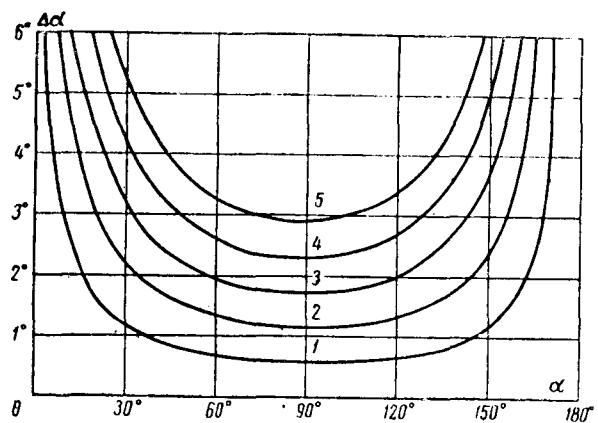


Рис. 4. Зависимости асимметрии от угла сеточного регулирования при неизменных значениях σ_a .

$$1 - 0,5e_K \frac{I_d}{I_{dH}} \sigma_a = 0,01; 2 - 0,5e_K \frac{I_d}{I_{dH}} \sigma_a = 0,02;$$

$$3 - 0,5e_K \frac{I_d}{I_{dH}} \sigma_a = 0,03; 4 - 0,5e_K \frac{I_d}{I_{dH}} \sigma_a = 0,04;$$

$$5 - 0,5e_K \frac{I_d}{I_{dH}} \sigma_a = 0,05.$$

Определив согласно выражению (17) значение σ_a , можно найти расхождение средних значений тока в группах вентилей в первом режиме. Здесь уже необходимо учитывать форму кривой намагничивания уравнительного реактора. Наиболее близко соответствует практике вид кривой намагничивания реактора, показанной на рис. 6. Ненасыщенный участок характеристики представляется вертикальной прямой линией; на нем разница токов в ветвях уравнительного реактора равна примерно 1%, что можно не принимать во внимание. На насыщенном участке, который соответствует сильному намагничиванию реактора, индуктивность его можно считать неизменной и равной L_y .

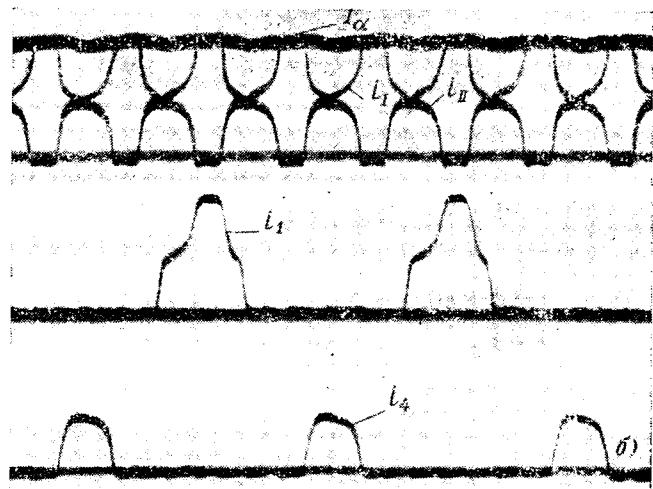
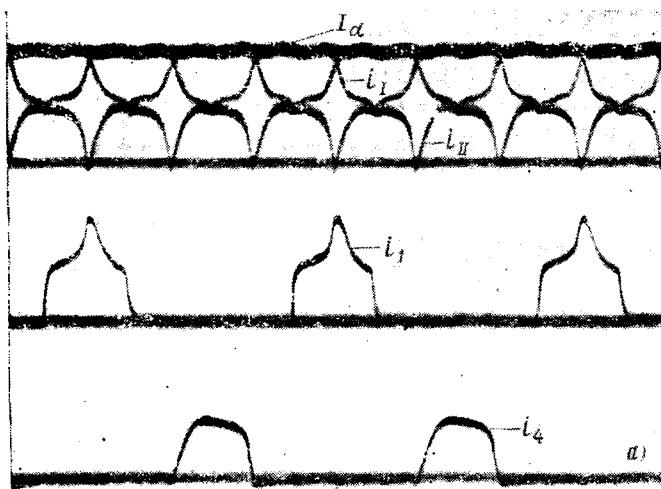


Рис. 5. Осьциллограммы токов при асимметрии управления.

а — граничный режим; б — прерывистый режим тока.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

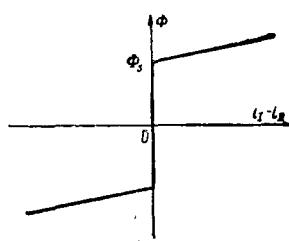


Рис. 6. Идеальная форма кривой намагничивания уравнительного реактора.

преобразователя в виде интегральной функции разности мгновенных значений напряжений. Принимая за начало отсчета времени момент, когда ток в четной группе минимальен и равен $I_{\text{Пмин}} = -\frac{I_d}{2} (1 - \sigma_a)$, напишем выражение для текущего значения тока в этой группе, имея в виду, что разность анодных напряжений групп вентилей прикладывается к сумме индуктивностей $L_y + 2L_a$:

$$i_2 = I_{\text{Пмин}} + \frac{1}{\omega (L_y + 2L_a)} \int_0^{\omega t} U_{\text{макс}} \sin(\alpha - 30^\circ + \omega t) d\omega t = \\ = \frac{I_d}{2} (1 - \sigma_a) + \frac{U_{\text{макс}}}{\omega (L_y + 2L_a)} \times \\ \times [\cos(\alpha - 30^\circ) - \cos(\alpha - 30^\circ + \omega t)].$$

При $\omega t = \varphi$ ток i_2 достигает значения $I_d/2$:

$$\frac{I_d}{2} = \frac{I_d}{2} (1 - \sigma_a) +$$

$$+ \frac{U_{\text{макс}}}{\omega (L_y + 2L_a)} [\cos(\alpha - 30^\circ) - \cos(\alpha - 30^\circ + \varphi)],$$

откуда

$$\cos(\alpha - 30^\circ) - \cos(\alpha - 30^\circ + \varphi) = a\sigma_a, \quad (18)$$

где

$$a = \frac{\omega (L_y + 2L_a) I_d}{2U_{\text{макс}}} = \left(1 + \frac{L_y}{2L_a}\right) V \bar{3} e_k \frac{I_d}{I_{d\text{н}}}. \quad (19)$$

Аналогичным образом находится выражение, определяющее угол ψ :

$$\cos(150^\circ - \alpha) - \cos(150^\circ - \alpha + \psi) = a\sigma_a. \quad (20)$$

Определив на этих участках ампер-секундный интеграл превышения тока над значением $I_d/2$ и отнеся его к периоду между двумя максимумами $\frac{2\pi}{3}$, можно вычислить относительное превышение среднего значения тока группы вентилей:

$$\sigma_{cp} = \frac{3}{2\pi a} \{ \varphi [a\sigma_a - \cos(\alpha - 30^\circ)] + \\ + \sin(\alpha - 30^\circ + \varphi) - \sin(\alpha - 30^\circ) + \\ + \psi [a\sigma_a - \cos(150^\circ - \alpha)] + \\ + \sin(150^\circ - \alpha + \psi) - \sin(150^\circ - \alpha) \}. \quad (21)$$

Зависимости $\sigma_{cp} = f(a)$, рассчитанные по формулам (18)–(21) для нескольких значений α , приведены на рис. 7. При увеличении a и постоянной асиммет-

рии $\Delta\alpha$ наблюдается рост σ_{cp} , близкий к линейному, пока σ_{cp} не достигает половины значения $\sigma_{a\text{ макс}}$:

$$\sigma_{a\text{ макс}} = \frac{\cos \alpha - \cos(\alpha + \Delta\alpha)}{I_d} \cdot \frac{I_d}{I_{d\text{н}}}. \quad (22)$$

Это происходит при критическом значении параметра a , когда $\varphi = \psi = 60^\circ$:

$$a_{kp} = \frac{\sin \alpha}{\sigma_{a\text{ макс}}} \quad (23)$$

и соответствует началу перехода преобразователя из первого режима во второй.

При дальнейшем увеличении a он переходит во второй режим, в котором уравнительный реактор все время работает на насыщенном участке кривой намагничивания (рис. 6). В этом режиме ток в период коммутации более нагруженной группы I_{y1} уже превышает $I_d/2$. Но так как разность токов в группах вентилей в периоды коммутации, определяемая согласно уравнению (12), при неизменных углах регулирования остается прежней, значение I_{y1} соответственно увеличивается. В результате амплитудное значение тока $I_{\text{имакс}}$ уменьшается и σ_a оказывается меньшим, чем по формуле (17).

Выражение для σ_a во втором режиме может быть найдено через вольт-секундный интеграл разности напряжений двух групп вентилей:

$$I_{\text{имакс}} - I_{y1} = \frac{1}{L_y + 2L_a} \int_0^{\pi/3} U_{\text{макс}} \sin(\alpha - 30^\circ + \omega t) d\omega t = \\ = \frac{U_{\text{макс}} \sin \alpha}{\omega (L_y + 2L_a)}.$$

Разделив это выражение на $I_d/2$ и учитя равенства (12)–(17), получим:

$$\sigma_a = \frac{1}{2} \sigma_{a\text{ макс}} + \frac{1}{2} \frac{\sin \alpha}{a}. \quad (24)$$

Среднее значение тока более нагруженной группы вентилей в этом режиме равно:

$$I_{\text{ср}} = \frac{I_{\text{имакс}} + I_{y1}}{2},$$

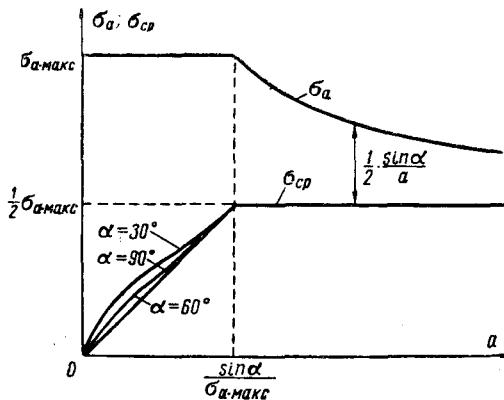


Рис. 7. Зависимости амплитудного и среднего рассогласований токов в группах вентилей от приведенной индуктивности уравнительного реактора при постоянной асимметрии углов управления.

а относительное превышение среднего тока над $I_d/2$ составит:

$$\sigma_{cp} = \frac{I_{lep}}{\frac{I_d}{2}} - 1 = \frac{I_{1max} + I_{1l}}{I_d} - 1.$$

Учитывая равенства (12)–(17), получаем:

$$\sigma_{cp} = \frac{I_{1l} - I_{1u}}{I_d} = \frac{\cos \alpha - \cos(\alpha + \Delta\alpha)}{e_k \frac{I_d}{I_{dH}}}. \quad (25)$$

Таким образом, во втором режиме превышение среднего значения тока в группе над величиной $I_d/2$ не зависит от индуктивности уравнительного реактора на насыщенном участке кривой намагничивания (параметр a) и составляет половину максимального относительного превышения амплитуды тока в группе вентиляй (рис. 7):

$$\sigma_{cp, max} = \frac{1}{2} \sigma_{a, max}. \quad (26)$$

На рис. 8 показаны зависимости σ_a и σ_{cp} от асимметрии $\Delta\alpha$ при неизменных значениях α и a . В предположении, что асимметрия невелика, эти зависимости представляются в виде отрезков прямых линий, а на начальном участке σ_{cp} — в виде параболы.

Установив, таким образом, количественные соотношения для случая групповой асимметрии углов управления, вернемся к общему случаю асимметрии управления, когда углы регулирования всех вентиляй различные. Принимая, как и раньше, одинаковыми средние значения падений напряжения на вентилях групп, получаем условие равенства средних напряжений (3) и (4):

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 + \cos(\alpha_1 + \gamma_1) + \cos \alpha_3 + \cos(\alpha_3 + \gamma_3) + \\ + \cos \alpha_5 + \cos(\alpha_5 + \gamma_5) = \cos \alpha_2 + \cos(\alpha_2 + \gamma_2) + \\ + \cos \alpha_4 + \cos(\alpha_4 + \gamma_4) + \cos \alpha_6 + \cos(\alpha_6 + \gamma_6). \end{aligned} \quad (27)$$

Записав аналогично формулам (10) и (11) выражения, связывающие угол регулирования и угол коммутации с током в период коммутации для каждого из вентиляй

$$\left. \begin{aligned} \cos \alpha_1 - \cos(\alpha_1 + \gamma_1) = e_k \frac{I_{1l}}{I_{dH}}; \\ \cos \alpha_2 - \cos(\alpha_2 + \gamma_2) = e_k \frac{I_{2l}}{I_{dH}}; \\ \dots \\ \cos \alpha_6 - \cos(\alpha_6 + \gamma_6) = e_k \frac{I_{6l}}{I_{dH}} \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

и исключив из выражений (27) и (28) углы коммутации, получим:

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 + \cos \alpha_3 + \cos \alpha_5 - e_k \frac{1}{I_{dH}} (I_{1l} + I_{3l} + I_{5l}) = \\ = \cos \alpha_2 + \cos \alpha_4 + \cos \alpha_6 - e_k \frac{1}{I_{dH}} (I_{2l} + I_{4l} + I_{6l}). \end{aligned} \quad (29)$$

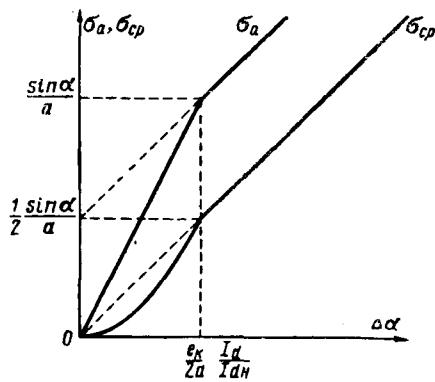


Рис. 8. Зависимости амплитудного и среднего рассогласований токов в группах вентиляй от асимметрии углов управления.

Принимая во внимание, что амплитудные значения токов каждого вентиля по аналогии с формулами (13) и (14) равны:

$$\left. \begin{aligned} I_{1max} &= I_d - I_{1l}; \\ I_{2max} &= I_d - I_{2l}; \\ \dots & \\ I_{6max} &= I_d - I_{6l} \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

и учитывая относительные значения амплитудных превышений токов вентиляй

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{a1} &= \frac{I_{1max}}{I_d} - 1; \\ \sigma_{a2} &= \frac{I_{2max}}{I_d} - 1; \\ \dots & \\ \sigma_{a6} &= \frac{I_{6max}}{I_d} - 1, \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

равенство (29) можно преобразовать следующим образом:

$$\begin{aligned} \cos \alpha_1 + \cos \alpha_3 + \cos \alpha_5 + \frac{e_k}{2} \frac{I_d}{I_{dH}} (\sigma_{a2} + \sigma_{a4} + \sigma_{a6}) = \\ = \cos \alpha_2 + \cos \alpha_4 + \cos \alpha_6 + \frac{e_k}{2} \frac{I_d}{I_{dH}} (\sigma_{a1} + \sigma_{a3} + \sigma_{a5}). \end{aligned} \quad (32)$$

В течение одной шестой части периода питающего напряжения уравнительный реактор при правильном выборе его параметров не может перейти из состояния насыщения в одном направлении в состояние насыщения в обратном направлении. Поэтому если реактор не работает все время в области насыщения (т. е. если имеет место 1-й режим), то в одной из групп максимальный ток вентиляй равен $I_d/2$, т. е. $\sigma_{a2} = \sigma_{a4} = \sigma_{a6} = 0$. С учетом

этого обстоятельства выражение (32) примет такой вид:

$$\sigma_{a_1} + \sigma_{a_3} + \sigma_{a_5} = \\ = 2 \frac{(\cos \alpha_1 + \cos \alpha_3 + \cos \alpha_5) - (\cos \alpha_2 + \cos \alpha_4 + \cos \alpha_6)}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} . \quad (33)$$

Таким образом, равенство (33) характеризует связь между суммой амплитудных превышений токов вентиляй одной из групп и углами регулирования вентиляй всей схемы. Распределение же этой суммы между вентилями оказывается равномерным, поскольку в этом случае асимметрия в средних токах групп, примерно пропорциональная сумме квадратов амплитудных превышений

$$\sigma_{cp} \approx k (\sigma_{a_1}^2 + \sigma_{a_3}^2 + \sigma_{a_5}^2) , \quad (34)$$

будет минимальной. Нетрудно видеть, что это соответствует минимуму энергии, запасенной в уравнительном реакторе. Это положение проверено экспериментально.

С учетом вышеизложенного равенство (33) можно записать в следующем виде:

$$\sigma_a = \sigma_{a_1} = \sigma_{a_3} = \sigma_{a_5} = \frac{2}{3} \times \\ \times \frac{(\cos \alpha_1 + \cos \alpha_3 + \cos \alpha_5) - (\cos \alpha_2 + \cos \alpha_4 + \cos \alpha_6)}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} . \quad (35)$$

Считая отклонения углов регулирования вентиляй друг от друга небольшими и вводя понятие средней асимметрии углов управления

$$\Delta \alpha_{cp} = \frac{\Delta \alpha_2 + \Delta \alpha_4 + \Delta \alpha_6}{3} - \frac{\Delta \alpha_1 + \Delta \alpha_3 + \Delta \alpha_5}{3} , \quad (36)$$

получаем окончательное выражение для σ_a (в общем случае асимметрии управления), аналогичное формуле (17):

$$\sigma_a = 2 \frac{\cos \alpha - \cos (\alpha + \Delta \alpha_{cp})}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} . \quad (37)$$

Таким образом, поскольку амплитудные значения токов вентиляй в общем случае асимметрии оказываются одинаковыми, то все соотношения, полученные для групповой асимметрии, справедливы также и для общего случая, если под величиной $\Delta \alpha$ понимать среднюю асимметрию углов регулирования групп $\Delta \alpha_{cp}$. Вытекающий из этого вывод состоит в том, что в общем случае асимметрии допустимы большие по величине отклонения углов регулирования отдельных вентиляй, чем при групповой асимметрии. Так, например, если принять в качестве допустимой величины групповой асимметрии угла регулирования, скажем, 1° , то асимметрия угла регулирования одного вентиля может быть равна 3° (при отсутствии асимметрии других вентиляй групп).

В заключение рассмотрим влияние на работу преобразователя различия в средних значениях падений напряжения на вентилях. При этом будем полагать, что углы регулирования всех вентиляй одинаковы и равны α . Приравнивая, как и раньше, средние напряжения групп вентиляй, получаем:

$$\cos (\alpha + \gamma_{II}) - \cos (\alpha + \gamma_I) = 2 \frac{\Delta U_d}{E_{dmax}} , \quad (38)$$

где $\Delta U_d = U_{dII} - U_{dI}$ — разность средних падений напряжения на вентилях;

$$E_{dmax} = \frac{3\sqrt{3}}{2\pi} U_{max} — максимальная выпрямленная э. д. с.$$

Используя выражения (10) и (11) с учетом того, что $\alpha_I = \alpha_{II} = \alpha$, преобразуем уравнение (38) к виду:

$$e_k \frac{I_{II} - I_{I}}{I_{dn}} = \frac{\Delta U_d}{E_{dmax}} . \quad (39)$$

В первом режиме, когда $I_{II} = \frac{I_d}{2}$, согласно формулам (13)–(16) получим окончательно:

$$\sigma_a = 2 \frac{\frac{\Delta U_d}{E_{dmax}}}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} . \quad (40)$$

Как следует из формулы (40), расхождение средних падений напряжения на вентилях групп на 2% при $E_{dmax} = 200$ в и $e_k = 10\%$ оказывается уже достаточным, чтобы амплитуда тока в одной из групп вентиляй превысила на 20% номинальное значение. Преобразователи с уравнительным реактором оказываются, таким образом, столь же чувствительными к различию падений напряжения, как и к асимметрии углов зажигания.

Эту же формулу (40) можно получить непосредственно из выражения (17), приравнивая разность средних напряжений групп вентиляй разности падений напряжения на вентилях:

$$\Delta U_d = E_{dI} - E_{dII} = E_{dmax} [\cos \alpha - \cos (\alpha + \Delta \alpha)] . \quad (41)$$

Таким образом, во всех случаях асимметричного режима преобразователя с уравнительным реактором относительное превышение амплитудного и среднего значений тока в более нагруженной группе вентиляй может быть представлено простыми соотношениями:

$$\sigma_a \leq \frac{2}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} \frac{E_{dI} - E_{dII}}{E_{dmax}} , \quad (42)$$

$$\sigma_{cp} \leq \frac{1}{e_k \frac{I_d}{I_{dn}}} \frac{E_{dI} - E_{dII}}{E_{dmax}} , \quad (43)$$

где E_{dI} , E_{dII} — средние выпрямленные э. д. с. групп вентиляй.

Выводы. Полученные выше соотношения показывают высокую чувствительность преобразователя с уравнительным реактором к асимметрии сечочного управления (особенно в зоне углов регулирования от 30 до 150°) и к различию падений напряжения на вентилях. Если исходить из того,

Исследование возможности применения быстронасыщающихся трансформаторов для записи остаточных токов

Кандидат техн. наук, доц. А. А. ЧУНИХИН и инж. А. Р. КОПАЧКОВ

Московский энергетический институт

К установкам для регистрации остаточных токов необходимо предъявить следующие требования:

1. Высокая чувствительность в области малых токов (до 10 μ A) и ограничение чувствительности при протекании тока короткого замыкания. Установка должна быть рассчитана для работы с электронной трубкой чувствительностью 0,1 mm/v . Общая чувствительность всей установки 5—10 mm/a .

2. Широкая полоса пропускания. Устройство должно точно передавать момент прохода тока короткого замыкания через нуль (частота 50 $g\mu$) и хорошо пропускать униполярный импульс с высокочастотной составляющей до 20 $k\mu$ [Л. 1]. Поэтому полоса пропускания установки должна простираться от долей герца до 20 $k\mu$.

3. Устройство должно давать малые амплитудные и фазовые погрешности в условиях наличия сильных помех от электрических и магнитных полей, возникающих при отключении цепи.

4. Измерительное устройство не должно требовать заземления цепи высокого напряжения. Заземление испытательной цепи снижает скорость восстановления напряжения на выключателе и приводит к возникновению искажений при записи. При испытаниях на ударном генераторе приходится снижать его мощность. Сетевые испытания часто проводятся на линейном напряжении без заземления высоковольтной цепи.

5. Установка должна быть удобной в эксплуатации, иметь небольшой вес и малые габаритные размеры.

В настоящее время наиболее широкое распространение получил метод низкоомного шунта [Л. 2—5], обладающий достаточной точностью, простотой и удобством в эксплуатации. Его существенный недостаток — обязательное заземление шунта. Предложен ряд решений, позволяющих производить измерения без заземления цепи высокого напряжения [Л. 6—8].

что ток группы вентилей при асимметрии управления не должен превосходить номинальное значение более чем на 10%, то требования к допустимой асимметрии оказываются столь жесткими (доли градуса), что возможность их реализации представляется сомнительной.

Эти требования могут быть значительно снижены лишь при использовании автоматического регулятора, действующего на цепи управления группами вентилей таким образом, чтобы ликвидировать небаланс токов в ветвях уравнительного реактора. Эксперименты, проведенные на лабора-

В Советском Союзе детально разрабатывался метод с использованием магнетронов (работы А. М. Бронштейна и А. И. Полтева). Наиболее удачной следует признать двухтактную схему, предложенную Л. З. Эйдем. Она имеет высокую чувствительность, измерительная цепь изолируется от цепи высокого напряжения. Однако установка получается довольно громоздкой и недостаточно удобной в эксплуатации.

Использование для измерения быстронасыщающегося трансформатора принципиально позволяет создать устройство, которое удовлетворяет всем требованиям. Насыщающийся сердечник создает ограничение сигнала при протекании тока короткого замыкания и тем самым снимает вопрос о создании специальных ограничителей.

Для измерения остаточных токов быстронасыщающийся трансформатор впервые был применен Шпрутом [Л. 5]. Несмотря на фундаментальность работы, в ней не было рассмотрено влияние остаточной индукции, частотных характеристик и материала сердечника на работу установки. Наши исследования показали, что эти вопросы являются решающими при выборе материала для магнитопровода.

С учетом преимуществ этого варианта решения задачи — простоты, удобства в эксплуатации, высокой динамической устойчивости трансформатора, изоляции цепи высокого напряжения от измерительной цепи — нами было проведено исследование возможности создания установки для работы в сети напряжением 10—35 кВ. Работа проводилась в проблемной лаборатории электромеханики МЭИ.

Установка с трансформатором на быстронасыщающемся пермаллоевом сердечнике. Блок-схема установки приведена на рис. 1. Сопротивление нагрузки во вторичной цепи выбирается столь большим, что размагничивающим действием вторичного тока можно пренебречь, т. е. трансформатор работает с фактически разомкнутой вторичной обмоткой.

торной и на одной из промышленных установок¹, показали высокую эффективность такого регулятора.

Литература

- Каганов И. Л., Электронные и ионные преобразователи, ч. III, Госэнергоиздат, 1956.
- Чернышев М. А., Инвертирование тока на тяговых подстанциях, Труды Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта, вып. 38, Трансжелдориздат, 1950.

[9.7.1965]

¹ Эксперименты проведены М. Э. Зильберблатом и В. А. Поливановым.



Рассмотрим соотношения для линейной задачи (сердечник не насыщен). Так как э. д. с. на вторичной обмотке трансформатора пропорциональна производной тока первичной, то для получения напряжения, пропорционального току первичной обмотки, необходимо проинтегрировать эту э. д. с. Интегрирование можно осуществить при помощи цепочки, состоящей из сопротивления и емкости.

Напряжение на конденсаторе равно:

$$u_c = \frac{e_2}{1 + R C p} = \frac{i_1 M p}{1 + R C p}. \quad (1)$$

Для случая, когда $R C p \gg 1$, можно записать:

$$u_c \approx \frac{M i_1}{\tau}, \quad (2)$$

где $\tau = R C$ — постоянная времени интегрирования.

Из выражения (2) видно, что напряжение на конденсаторе прямо пропорционально току первичной цепи. После насыщения сердечника происходит нарушение линейной зависимости $u_c(i_1)$. Выходной сигнал остается постоянным, несмотря на то что ток меняется. Чувствительность установки в значительной мере определяется выходным напряжением трансформатора в ненасыщенной зоне:

$$e_2 = \omega w_1 w_2 l_1 \frac{\mu S}{l_{cp}}, \quad (3)$$

где w_1 и w_2 — числа витков первичной и вторичной обмоток;

S — сечение сердечника;

l_{cp} — средняя длина силовой линии;

μ — магнитная проницаемость.

Проведенные нами исследования показали, что повышение чувствительности трансформатора за счет увеличения w_1 , w_2 и S и уменьшения l_{cp} крайне ограничено. Поэтому существенное увеличение чувствительности возможно только с увеличением μ . Применение ферромагнитных сердечников не только в тысячи раз увеличивает чувствительность, но и создает новое качество трансформатора. При большом первичном токе происходит насыщение материала сердечника и ограничение выходного напряжения e_2 , что снимает вопрос о создании специальных ограничителей в канале усилителя.

Материал сердечника должен иметь высокую проницаемость в моменты, когда протекает остаточный ток, малое изменение динамической петли гистерезиса при изменении частоты от 50 до 20 000 гц и малую остаточную индукцию.

Влияние проницаемости материала на работу трансформатора. Рассмотрим случай, когда ток короткого замыкания протекает в течение одного по-

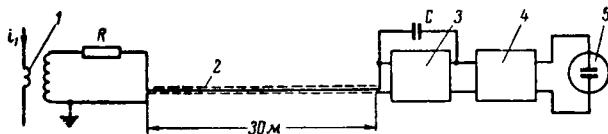
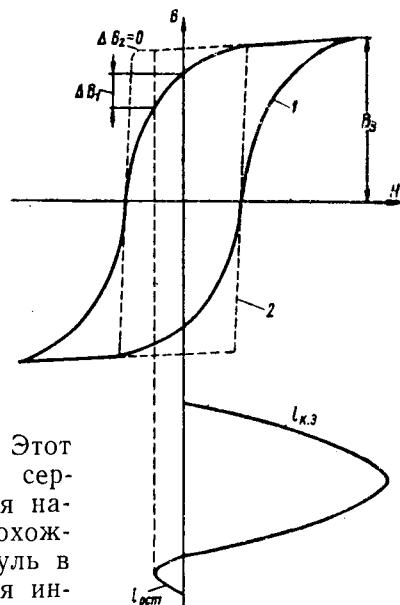


Рис. 1. Блок-схема установки для записи остаточного тока при помощи специального трансформатора тока.

1 — измерительный трансформатор; 2 — измерительный кабель; 3 — электронный интегратор; 4 — усилитель постоянного тока; 5 — катодный осциллограф.

Рис. 2. Зависимость выходного сигнала от формы петли гистерезиса.

1 — материал типа 79НМ;
2 — материал с прямоугольной петлей гистерезиса типа НП.



лупериода (рис. 2). Этот ток намагничивает сердечник до состояния насыщения, и при прохождении тока через нуль в сердечнике создается индукция B_r . Остаточный ток всегда имеет полярность, обратную току короткого замыкания. Таким образом, трансформатор работает на кривой размагничивания предельной петли гистерезиса. Материалы с высоким μ типа пермаллоя могут иметь петли гистерезиса двух видов. В случае кривой 1 (рис. 2) при протекании остаточного тока индукция начинает спадать сразу, как только появится $H < 0$. При этом интегратор выдает напряжение, пропорциональное изменению индукции. В случае кривой 2 материал имеет большую прямоугольность петли гистерезиса. Поэтому вначале возникновение остаточного тока не вызывает появления сигнала на вторичной обмотке трансформатора.

Таким образом, для нашего трансформатора материал с прямоугольной петлей гистерезиса не пригоден. Необходимо иметь материал с высоким μ в области, где протекает остаточный ток. С этой точки зрения подходящим является материал типа 79НМ. Согласно статической предельной петле его относительная магнитная проницаемость в интересующей нас области равна примерно 100 000. Дальнейшие исследования показали, что сердечник из этого материала при толщине ленты 50 мк плохо работает при частотах 2—20 кгц. Чувствительность установки получается сильно зависимой от частоты. Для улучшения работы при высоких частотах применяют сердечники из ленты толщиной 5—10 мк. Однако с уменьшением толщины ленты возрастает прямоугольность петли гистерезиса и проницаемость снижается в интересующей области.

Влияние частоты на характеристику материала сердечника и работу трансформатора¹. Снятие динамических петель гистерезиса производилось по известной методике [Л. 9]. В качестве источника тока использовался звуковой генератор ЗГ-10. Для того чтобы величина намагничающего тока не зависела от частоты (меняется индуктивное сопротивление намагничающей обмотки), в цепь включалось добавочное сопротивление. Динамич-

¹ Исследование проводилось при участии В. Макальского.

ские петли для сердечников из 79НМ представлены на рис. 3. При изменении частоты намагничивающего тока с 200 до 20 000 гц остаточная индукция снизилась в 5 раз.

Измерения проводились при синусоидальном намагничивающем токе, величина которого поддерживалась постоянной. Такой режим имеет место в измерительном трансформаторе, поскольку намагничивающий ток задается цепью.

Если намагничивать материал до состояния насыщения при любой частоте, то B_r будет практически мало меняться. Ширина петли с ростом частоты будет резко возрастать из-за увеличения потерь.

Была также исследована частотная характеристика всего тракта, состоящего из трансформатора с пермаллоевым сердечником и электронного интегратора. Предварительно было установлено, что электронный интегратор практически не вносит заметных амплитудных и фазовых искажений в диапазоне частот до 20 кгц. Выходное напряжение интегратора контролировалось как по величине, так и по форме. Исследования велись при ненасыщенном режиме сердечника.

Результаты этих измерений приведены на рис. 4. При изменении частоты тока с 20 до 20 000 гц коэффициент передач уменьшался в 5 раз. Источником этих амплитудных искажений является пермалловый сердечник.

Проведенные исследования показали, что трансформатор на пермаллоевом сердечнике имеет характеристику, сильно зависящую от частоты измеряемого тока.

Влияние остаточной индукции на работу трансформатора. На работу устройства решающим образом влияет величина остаточной индукции. Рассмотрим случай, когда ток короткого замыкания проходит через трансформатор в течение одного полупериода.

При положительной полуволне тока индукция в сердечнике изменяется сначала от $+B_r$ до $+B_s$ по частной петле гистерезиса, а затем при уменьшении тока — от $+B_s$ до $+B_r$ по предельной петле. Зависимость изменения индукции от времени показана на рис. 5. После проведения опыта сердечник вернется к первоначальному состоянию. В результате смещения нулевой линии не будет.

При отрицательной полярности тока короткого замыкания индукция изменится сначала от $+B_r$ до $-B_s$, а затем от $-B_s$ до $-B_r$. После опыта нулевая линия сдвинется на величину, пропорциональную $2B_r$.

Если повторить снова опыт с отрицательной полярностью тока, то, очевидно, при этом нулевая линия смещаться не будет. Аналогичные явления наблюдаются при большом числе полупериодов тока. Таким образом, за счет остаточной индукции возникает неоднозначность записи явления. В этом заключается основной недостаток трансформатора с ферромагнитным сердечником.

Идеальным материалом является тот, который имеет остаточную индукцию, равную нулю. Тогда отпадут все искажения, вызываемые остаточным потоком. Все материалы типа пермаллоя имеют высокое значение остаточной индукции. Даже

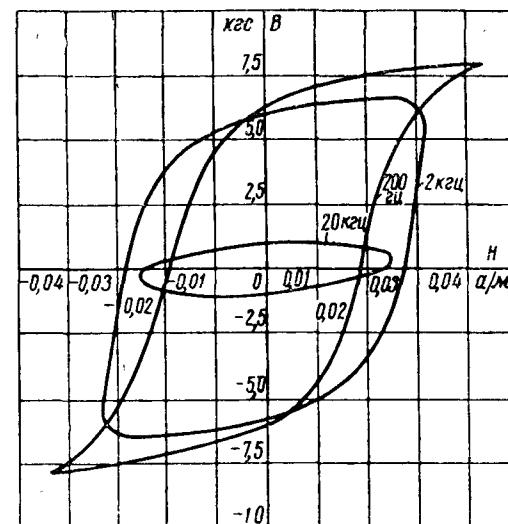


Рис. 3. Динамические петли гистерезиса для материала 79НМ.

в статике $B_r/B_s = 0.9 \div 0.95$, в динамике B_r возрастает. Попытка снизить B_r поперечным намагничиванием не дала положительного результата, так как снижается μ и возрастает необходимый коэффициент усиления, а последнее ведет к увеличению сигнала пропорционального B_r , за счет роста коэффициента усиления усилителя.

Влияние ширины петли гистерезиса на работу трансформаторов. При протекании тока короткого замыкания сердечник намагничивается до индукции насыщения B_s . В конце процесса при нулевом значении тока в сердечнике устанавливается индукция B_r (рис. 6). При нарастании остаточного тока процесс идет по предельной петле (участок AB с большим μ), при спадании тока — по кривой BC с меньшим μ (по частной петле). В результате величина выходного напряжения зависит не только от величины тока, но и от знака производной. Для уменьшения искажения за счет этого явления необходимо, чтобы при наибольшем остаточном токе точка B не опускалась очень низко. При этом кривые AB и BC будут идти достаточно близко друг к другу.

В дальнейших расчетах принималось, что $H_m \leq 0.75 H_c$. Величина напряженности магнитного поля, создаваемого остаточным током при $w_1 = 1$, равна i_{ost}/l .

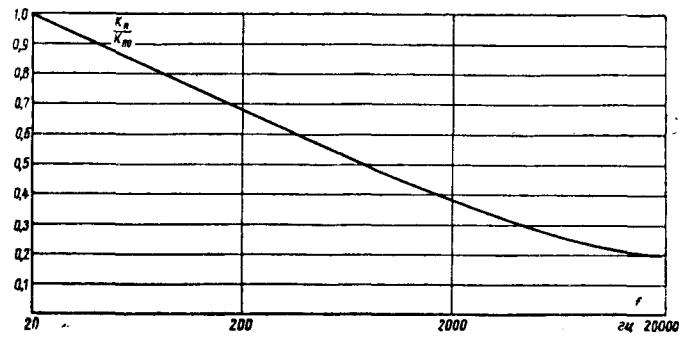


Рис. 4. Зависимость коэффициента передачи от частоты для трансформатора с сердечником из пермаллоя 79НМ.

K_{p0} — коэффициент передачи при $f_0 = 20$ гц.

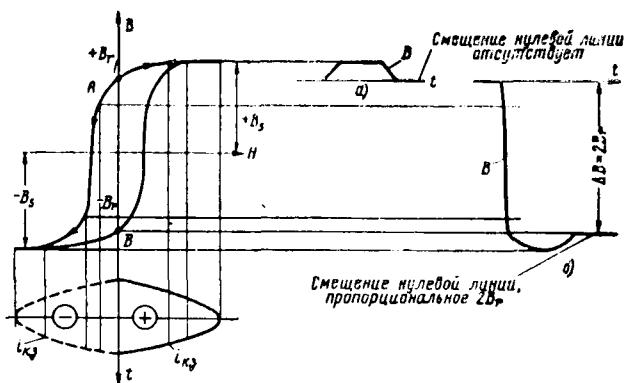


Рис. 5. Зависимость смещения нулевой линии после опыта от полярности тока короткого замыкания.
а — при положительной полуволне; б — при отрицательной полуволне.

При частоте 2 кГц коэрцитивная сила у материала 79НМ равна $H_c = 0,03$ а/см. Если принять, что $l = 20 \div 30$ см, то получим, что при пермалловом сердечнике можно регистрировать токи только менее 1 а при условии, что $H_m \leq 0,75 H_c$. Для расширения диапазона измерений можно ввести специальную размагничивающую обмотку. Однако это приводит к усложнению трансформатора тока.

В своей работе В. Шпрут использовал трансформатор с пермалловым сердечником. Анализ осциллограмм, полученных им для газогенерирующего выключателя, показывает, что на восходящей части кривой остаточного тока чувствительность установки примерно в 2 раза выше, чем на нисходящей, что соответствует нашим выводам (рис. 6).

Проведенная работа показала, что выводы Шпрута, касающиеся слабого влияния гистерезиса, неправильны. Особо большие погрешности получаются за счет остаточной индукции и потерь в пермаллое.

Отмеченные выше недостатки пермаллоя позволяют сделать вывод, что этот материал не пригоден для наших целей.

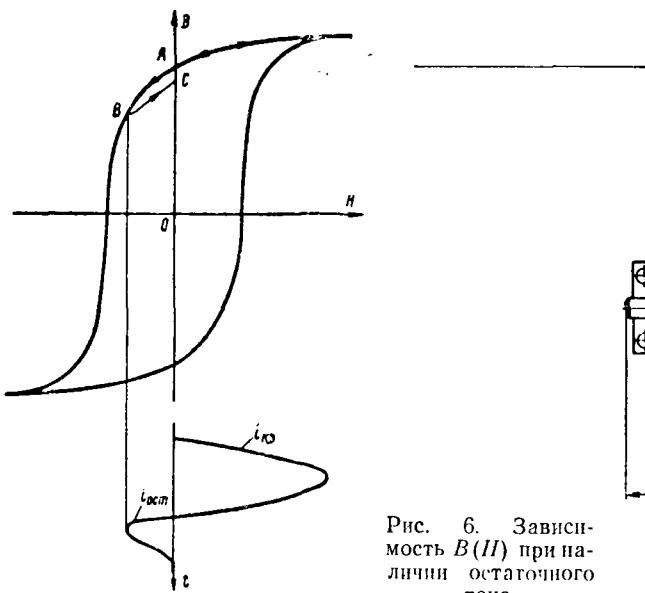


Рис. 6. Зависимость $B(H)$ при наличии остаточного тока.

Использование трансформатора на ферритовом сердечнике. Использование ферритового сердечника в трансформаторе для измерения остаточных токов имеет ряд преимуществ по сравнению с сердечником из пермаллоя. Трансформатор на феррите может работать в более широкой полосе частот (до 50—100 кГц), не внося заметных искажений. Кроме того, прямоугольность петли гистерезиса у феррита выражена не так явно, как у пермаллоя. Магнитные свойства феррита не меняются при сотрясениях и ударах. Единственным недостатком феррита, как и пермаллоя, является наличие остаточной индукции B_r , которая может привести к смещению нулевой линии после отключения тока короткого замыкания выключателем на величину $h = 2B_r$.

Проведенные исследования показали, что для отсчета остаточного тока за нулевую линию можно принять прямую, которую пишет луч осциллографа после затухания остаточного тока. Дело в том, что постоянная времени интегрирования велика — 0,8—1 сек. После окончания процесса отключения выходное напряжение спадает с этой постоянной времени. Для небольших промежутков времени (0,01—0,02 сек) смещение луча можно найти по формуле

$$\Delta h = h \frac{\Delta t}{\tau}, \quad (4)$$

где Δh — смещение луча за время Δt ;

h — смещение луча, которое произошло после опыта, от нулевого положения;

$\tau = RC$ — постоянная времени интегрирования.

Так, при $h = 30$ мм, $\Delta t = 0,02$ сек и $\tau = 1$ сек смещение составит всего 0,6 мм. Таким образом, за нулевую линию можно принимать прямую, записанную лучом осциллографа через 0,01—0,02 сек после затухания остаточного тока.

Для проверки возможности использования трансформатора с ферритовым сердечником для регистрации остаточных токов был изготовлен трансформатор на феррите со следующими параметрами: $\Phi-1000$, $f_{pr} = 720$ кГц, $\mu_{нач} = 1000$, $B_s = 3500$ гс, $B_r = 2000$ гс, $H_c = 0,32$ а/см, $TK_{\mu_0} = 4000 \cdot 10^{-6}$ 1/град. Размеры сердечника: $D_{вн} = 80$ мм, $D_{нап} = 120$ мм, $H = 10$ мм. Взаимная индуктивность $M = 0,64$ мГн. Индуктивность вторичной обмотки $L_2 = 0,51$ гн. Резонансная частота измери-

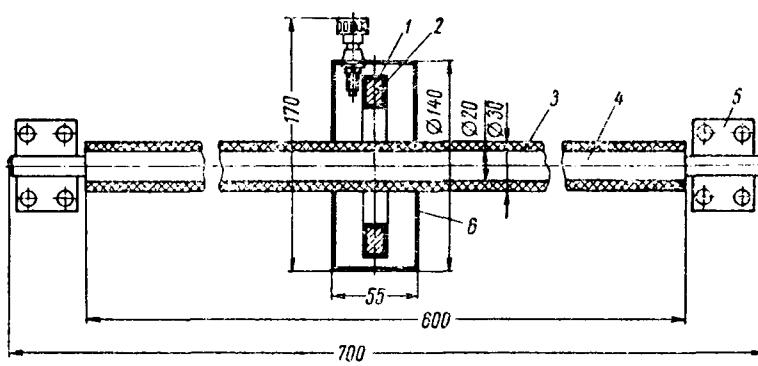


Рис. 7. Эскиз макета трансформатора с ферритовым сердечником.
1 — измерительная обмотка; 2 — ферритовый сердечник $\Phi-1000$; 3 — изоляционная трубка из бакелита; 4 — стержень первичной обмотки из меди; 5 — хомутик медный; 6 — алюминиевый экран.

тельной обмотки получилась выше 20 кГц. Эскиз макета представлен на рис. 7.

Трансформатор с такими размерами сердечника позволяет надежно осуществить изоляцию измерительной цепи на напряжение до 35 кВ и дает возможность измерять остаточные токи величиной до 5—7 а без дополнительного усложнения схемы. Такие токи еще недостаточны для перемагничивания сердечника. В результате магнитное состояние сердечника после опыта остается почти таким, каким оно было в момент прохода тока короткого замыкания через нуль в последний полупериод.

Испытания трансформатора с ферритовым сердечником, проведенные в лаборатории коммутационной аппаратуры ВЭИ, показали, что он вполне пригоден для измерения остаточных токов в отключающих аппаратах со стабильным временем отключения. В этом случае смещения луча на экране осциллографа после опыта от нулевой линии нет или оно незначительно. Если время отключения испытуемого аппарата будет нестабильно, то может наблюдаться смещение луча после опыта короткого замыкания на величину $h \equiv 2B_r$. В этом случае для записи остаточного тока необходимо, чтобы величина этого отключения не превышала 18—20 мм (усилитель должен находиться в линейной зоне, его неискаженная амплитуда выходного напряжения составляет 180 в). Учитывая, что в статике для изменения магнитной индукции в данном сердечнике на величину $2B_r$ необходимо изменить ток на $2 \div 3 H_{cl} l_{cp}$, получаем наибольшую возможную чувствительность $\frac{h}{2 \div 3 H_{cl} l_{cp}}$. Для данного сердечника эта наибольшая чувствительность составляет всего 2—1,5 мм/а. В динамике эта чувствительность оказывается в 1,5—2 раза ниже.

Таким образом, наличие остаточной индукции в ферритовом сердечнике снижает область применения измерительного трансформатора для регистрации остаточных токов.

Схема интегратора, погрешности измерения. Интегрирование при помощи обычной RC -цепочки имеет тот недостаток, что измерительное устройство, подключаемое к выходу интегрирующей цепи, должно иметь большое входное активное сопротивление, примерно в 10 раз превышающее величину интегрирующего сопротивления R , чтобы не вносить дополнительный фазовый сдвиг на самой низкой частоте рабочего диапазона.

Применение электронного интегратора устраняет этот недостаток. Обычно его выходное сопротивление, определяемое выходным сопротивлением усилителя, составляет сотни ом.

Функция передачи электронного интегратора имеет вид [Л. 10]:

$$k(p) = \frac{A}{1 + (1 + A) p\tau}, \quad (5)$$

где A — коэффициент усиления интегрирующего усилителя.

Для электронного интегратора характерно, что действующая постоянная времени интегрирования получается в $1 + A$ раз больше, чем в простой интегрирующей цепочке RC . Поэтому для получения

ния той же точности при интегрировании необходимо брать постоянную времени интегрирования $\tau = RC$ для электронного интегратора в $1 + A$ раз меньше, чем для простой интегрирующей цепочки.

Погрешность интегрирования представляет собой разность между точным значением интеграла и реальным, которое получается после интегрирования интегрирующим усилителем.

При подаче на вход интегратора синусоидального сигнала его амплитудная погрешность составит [Л. 11]:

$$\epsilon^0 / \theta = \frac{100}{(1 + A)(\omega\tau)^2}, \quad (6)$$

а угловая погрешность

$$\operatorname{tg} \delta = \frac{1}{(1 + A)\omega\tau}. \quad (7)$$

Для уменьшения напряжений помех на входе интегрирующего усилителя необходимо иметь как можно большую емкость C и меньшее сопротивление R интегрирующей цепочки. Однако сопротивление должно быть таким, чтобы не создавать фазовый сдвиг больше 20—25° на самой верхней частоте ω_b рабочего диапазона (20 кГц). Тогда минимальное сопротивление определяется из соотношения

$$R_{\min} = 2,5\omega_b \omega^2 \frac{\mu\mu_0 S}{l_{cp}} \quad (8)$$

и не зависит от параметров интегрирующего усилителя.

Коэффициент усиления усилителя составляет $A = 86$, а максимальная неискаженная амплитуда напряжения на выходе усилителя — 48 в. Частотная характеристика усилителя практически линейна в диапазоне от 20 гц до 20 кГц. Выходное сопротивление усилителя составляет около 100 ом. Действующая постоянная времени интегрирования электронного интегратора взята равной 0,7 сек.

При этом амплитудная погрешность синусоидального сигнала частотой 50 гц составила 0,45%, а угловая $\delta = 15,6'$, что соответствует примерно четверти периода частоты 20 кГц. Величина минимального сопротивления получилась равной 160 ком.

При данных параметрах измерительного трансформатора с ферритовым сердечником и электронного интегратора напряжение на выходе интегрирующего усилителя при протекании по первичной цепи тока 1 а составило 78 мв. При использовании усилителя постоянного тока с $K_y = 3000$ чувствительность всей установки будет составлять примерно 8 мм/а.

Результаты предварительных испытаний установки с быстронасыщающимся трансформатором на ферритовом сердечнике². Испытательная установка имела блок-схему согласно рис. 1. С электронного интегратора сигнал подавался на усилитель постоянного тока (УПТ), разработанный нами для низкоомного шунта [Л. 4]. Поскольку общий коэффициент усиления интегратора и УПТ достигает $80 \div 150 \cdot 10^3$, то установка в большей мере подвержена влиянию различных помех.

² В испытаниях участвовал В. Д. Ляшенко,

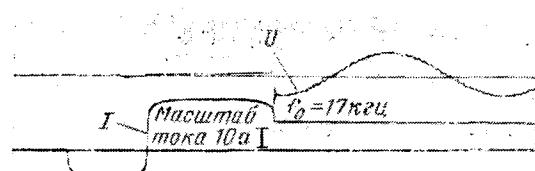


Рис. 8. Осциллограмма процесса отключения тока 1,5 ка при напряжении 5 кв.

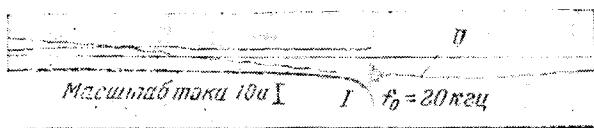


Рис. 9. Осциллограмма отключения тока 3 ка при напряжении 5 кв без смещения нулевой линии.

Для борьбы с этими помехами были приняты следующие меры:

1. Электронный интегратор располагался вблизи трансформатора, что дало возможность увеличить уровень сигнала по сравнению с уровнем помех.

2. Для стабилизации нуля интегратора и борьбы с помехами, проникающими в интегратор через цепи питания, анодные цепи интегратора питались от батарей БАСГ-90 емкостью 1,2 а·ч, а цепи накала — от аккумулятора НКН-22.

3. Электронный интегратор и источники питания были выполнены в виде одного блока и тщательно экранированы стальным кожухом для защиты от низкочастотных помех. Алюминиевый экран защищал интегратор от высокочастотных помех.

4. Катодный повторитель на выходе интегратора нагружен на коаксиальный кабель РК-3, который в свою очередь был размещен в латунной трубке. Испытания проводились в лаборатории коммутационной аппаратуры ВЭИ. В качестве отключающего аппарата использовался разрядник РТ-6.

В процессе испытаний ток короткого замыкания менялся в пределах 400—5 000 а. Напряжение поддерживалось порядка 6 кв.

Чувствительность установки легко менялась за счет изменения коэффициента усиления УПТ в пределах от 1 000 до 3 000. В некоторых опытах на входе УПТ ставился дополнительный делитель напряжения.

Испытания показали, что новый разрядник не имеет остаточных токов. При многократном сраба-

тывании увеличивается диаметр канала разрядника, его дугогасящая способность ухудшается и появляются остаточные токи. Вскоре после появления остаточных токов наступал отказ в гашении.

На рис. 8 приведена осциллограмма процесса отключения тока 1,5 ка при напряжении 5 кв. Из-за перемагничивания сердечника имело место смещение нулевой линии на величину, пропорциональную $2B_r$. Запись производилась на катодном осциллографе с механической разверткой,

На рис. 9 приведена осциллограмма, когда длительность горения дуги равнялась одному полупериоду и перемагничивание не имело места. Собственная частота восстановливающегося напряжения равнялась 20 кгц. Остаточный ток в этом опыте отсутствовал. Нулевая линия после опыта занимает фактически такое же положение, что и до опыта.

На кривой тока видны высокочастотные колебания, которые являются, по всей вероятности, результатом высокочастотных процессов, протекающих в дуговом промежутке.

На рис. 10 приведена осциллограмма, на которой записан остаточный ток. Наличие этого тока приводит к резкому демпфированию процесса восстановления напряжения (ср. с рис. 9). Через 600 мксек после нуля тока остаточный ток достиг 2 а и произошел пробой промежутка. В этом опыте нуль осциллографа устанавливался достаточно хорошо.

На рис. 11 изображена осциллограмма процесса отключения при электронной развертке. Запуск осциллографа производится вблизи нуля тока синхронизирующим устройством ВЭИ. На рис. 11 хорошо видно, что остаточный ток повторяет восстановливающееся напряжение и сдвиг фаз отсутствует. Частота восстановливающегося напряжения составляла около 25 кгц. Эта осциллограмма говорит о возможности записи остаточных токов такой частоты.

В настоящее время работы с ферритовым трансформатором продолжаются в направлении стабилизации положения нулевой линии при любой длительности горения дуги.

Выводы. 1. Работа над созданием специального трансформатора для записи остаточного тока показала, что наиболее простым, позволяющим получить удовлетворительный результат является быстронасыщающийся трансформатор на ферритовом сердечнике.

Трансформатор с пермаллоевым сердечником имеет значительно худшие характеристики.

2. Созданный макет установки с быстронасыщающимся трансформатором и усилителем по-

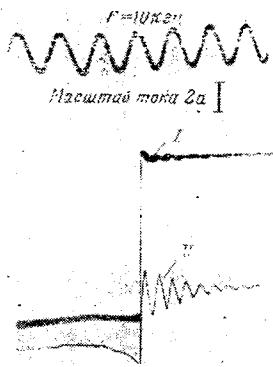


Рис. 11. Осциллограмма отключения тока 2,7 ка при напряжении 5,45 кв при электронной развертке. Амплитуда остаточного тока около 0,25 а.

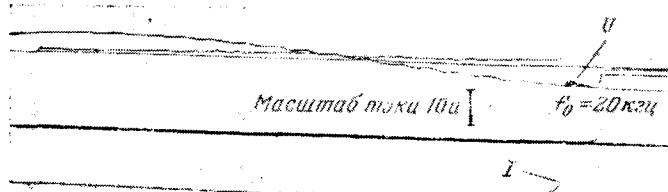


Рис. 10. Осциллограмма отключения тока 3 ка при напряжении 6 кв при наличии остаточного тока (тепловой пробой).

стоянного тока имеет чувствительность 8 $мм/а$, полосу пропускания 20—20 000 $гц$ и малые фазовые искажения. Нижний предел определялся возможностью генератора ЗГ-10.

3. Трансформатор имеет малые габаритные размеры и вес, очень удобен в монтаже и эксплуатации.

4. Недостатком прибора является смещение нуля. Для отсчета тока необходимо через 0,01—0,02 сек отбить нулевую линию повторным открытием луча осциллографа с электронной разверткой. При механической развертке отсчет необходимо производить от нулевой линии, записанной после проведения опыта.

5. Остаточная индукция в ферритовых сердечниках является причиной значительного сдвига нуля. Поэтому целесообразно применять материалы с малым отношением B_r/B_s . В настоящее время разрабатывается опытный образец установки для работы при напряжении до 35 кв. Работы с ферритовым трансформатором следует вести в направлении стабилизации нуля при любом числе полупериодов горения дуги.

Л и т е р а т у р а

1. Чернышев Н. М., Руководящие указания по методике испытаний на включающую и отключающую способность, ВЭИ, 1960.

2. Koppelin H., Schmidt E., Beitrag zum dynamischen Verhalten des Lichtbogens in ölarmen Hochspannungs-Leistungsschaltern. Elektrotechnische Zeitschrift Ausgabe A, 1959, Heft 23.

3. Эйдель Л. З., Устройство для измерения остаточных токов в выключателях, «Электричество», 1960, № 10.

4. Чукин А. А., Копачков А. Р., Изотов А. З., Разработка аппаратуры для измерения остаточных токов в отключающих аппаратах, Труды МЭИ, 1964.

5. Srguth W., Messung des Nachstroms an Hochleistungsschaltern, Archiv für Elektrotechnik, 1958, XLIII, Heft 7.

6. Полтев А. И., Устройство для измерения токов в дуге отключения вблизи перехода его через нулевое значение, Известия высших учебных заведений, Электромеханика, 1958, № 4.

7. Oscillographic recording of currents with the aid of magnetrons insensitive to overloads. Brown Boveri Review, 1962, № 3/4, vol. 49.

8. Эйдель Л. З., Устройство для измерения остаточного тока в выключателе, основанное на применении магнитрона, «Электричество», 1963, № 1.

9. Кифер И. И., Испытание ферромагнитных материалов, ГЭИ, 1962.

10. Чесноков А. А., Решающие усилители, ГЭИ, 1963.

11. Корн Г. и Корн Т., Электронные моделирующие устройства, Изд-во иностранной литературы, 1955.

[2.3.1965]



УДК 621.313.20.013.2.001.57

Применение моделирования функции Грина к расчету магнитного поля в зазоре электрической машины постоянного тока

Инж. И. Д. МАЕРГОИЗ

Пензенский политехнический институт

При проектировании электрических машин постоянного тока приходится сталкиваться с расчетом магнитного поля в воздушном зазоре. Результаты этого расчета используются при определении э. д. с. в обмотке якоря, электромагнитного момента, при анализе коммутационных явлений. Современные требования, предъявляемые к точности расчетов, привели к необходимости проводить строгий расчет магнитного поля на основе уравнений Максвелла. Большие вычислительные трудности, с которыми связан такой расчет, обусловили появление различных методов электромоделирования для решения этой задачи. В литературе предложены как прямое моделирование магнитного поля в зазоре электрической машины [Л. 1 и 2], так и косвенное моделирование [Л. 3] — моделирование функции, осуществляющей конформное отображение области воздушного промежутка на полуплоскость или полосу, с последующим численным решением задачи в этих областях. Метод прямого моделирования обладает тем недостатком, что для своего осуществления требует изготовления достаточно сложной модели. Кроме того, при таком подходе возникают определенные трудности, связанные с реализацией граничных условий или источников поля. Метод косвенного моделирования требует для своего осуществ-

ления простой модели, но в свою очередь связан с трудоемкими численными расчетами, требующими затрат квалифицированного труда.

Ниже предлагается иной метод решения поставленной задачи, обладающий некоторыми преимуществами перед существующими методами. Это метод косвенного моделирования, основанный на моделировании хорошо известной в математике функции Грина второго рода¹. Функция Грина второго рода определяется следующим образом [Л. 4]:

$$G(P, M, Q) = \frac{1}{2\pi} \ln r(P, Q) - \frac{1}{2\pi} \ln r(P, M) + g(P, M, Q),$$

где M и Q — фиксированные точки; P — переменная точка области;

g — гармоническая функция

$$\frac{\partial^2 g}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 g}{\partial y^2} = 0,$$

выбираемая так, что $\frac{\partial G}{\partial n} = 0$ на контуре области.

¹ Функцию Грина второго рода в литературе часто называют функцией Грина задачи Неймана.

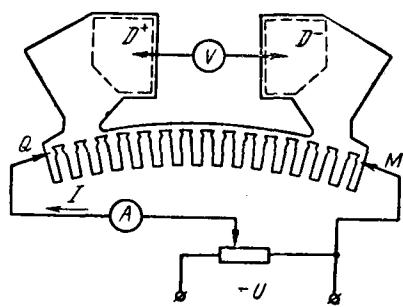


Рис. 1.

Из этого определения следует способ моделирования функции G распределением электрического потенциала U в проводящем листе. Для этого из проводящего листа вырезается геометрически подобная область, в точках M и Q устанавливаются игольчатые электроды и пропускается ток. При этом распределение электрического потенциала моделирует функцию Грина. В самом деле, игольчатые электроды в точках M и Q моделируют логарифмические особенности функции G в этих точках, а на границе вырезанной области, являющейся границей области проводимости, выполняется условие $\frac{\partial U}{\partial n} = 0$. Схема для моделирования функции Грина в области воздушного зазора машины постоянного тока показана на рис. 1.

При этом имеет место соотношение

$$G = TU, \quad (1)$$

где T — постоянная, зависящая от тока I , протекающего через модель, и от сопротивления R_{\square} квадрата листа:

$$T = \frac{1}{IR_{\square}}.$$

Применение моделирования функции Грина к решению краевых задач для уравнения Лапласа рассмотрено в [Л. 5], для уравнения Пуассона — в [Л. 6]. Ниже будет показано, что моделирование функции Грина может быть с успехом использовано для расчета магнитного поля в зазоре электрической машины постоянного тока в предположении, что магнитная проницаемость стали бесконечна. Такое допущение позволяет сформулировать задачу расчета поля в виде краевой задачи. При этом реальные условия идеализируются, что предопределяет приближенный характер расчета. В некоторых важных случаях степень приближения может быть хорошей. Так, например, при расчете магнитного поля добавочного полюса сделанное предположение не должно привести к большой погрешности, так как сталь добавочного полюса в большинстве случаев не насыщена. Заметим, что при некотором усложнении расчета предлагаемый метод позволяет учитывать магнитное сопротивление магнитопровода (приложение 2).

Пользуясь уравнениями теории поля, можно показать, что расчет магнитного поля в зазоре электрической машины постоянного тока в предположении, что магнитная проницаемость стали бесконечна, сводится к нахождению функции маг-

нитного потока Ψ , удовлетворяющей уравнениям

$$\Delta \Psi = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial y^2} = \mu_0 \delta_j \text{ в областях } D_j (j=1, 2, \dots, l),$$

$$\Delta \Psi = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Psi}{\partial y^2} = 0 \text{ в области } D - \sum_{j=1}^l D_j$$

и граничному условию $\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0$ на контуре L .

Здесь: D_j — области, занятые током;
 D — область воздушного зазора;
 L — контур области;
 δ_j — плотности токов.

Используя известную формулу Грина

$$\iint_D (\psi \Delta \phi - \phi \Delta \psi) dS = \oint_L \left(\psi \frac{\partial \phi}{\partial n} - \phi \frac{\partial \psi}{\partial n} \right) dt, \quad (2)$$

можно показать, что решение сформулированной задачи дается соотношением

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS. \quad (3)$$

Для доказательства этого равенства нужно в формуле Грина за ψ взять искомую функцию потока, за ϕ — функцию G . Учитывая краевые условия $\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0$ и $\frac{\partial G}{\partial n} = 0$ на контуре L , методом выделения особенностей придем к равенству (3) (полный вывод дан в приложении 1).

Учитывая соотношение (1) и принимая во внимание, что $\delta_j = \text{const}$, имеем:

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 T \sum_{j=1}^l \delta_j \iint_{D_j} U dS. \quad (4)$$

Таким образом, решение задачи сводится к определению интегралов $\iint_{D_j} U dS$ по измеряемым на модели значениям потенциала. Проведенные эксперименты показали, что для нахождения этих интегралов даже при больших размерах областей D_j (что имеет место для обмоток полюсов) достаточно нескольких измерений.

Отметим, что выбор точки отсчета потенциала произведен, так как для рассматриваемой замкнутой системы токов

$$\sum_{j=1}^l \delta_j S_j = 0,$$

где S_j — площадь области D_j .

Для моделирования функции Грина целесообразно применять электропроводную бумагу. В процентном отношении погрешность моделирования функции Грина, вызванная неоднородностью бумаги, обычно в несколько раз меньше, чем неоднородность самой бумаги, вследствие отмеченного в [Л. 7] эффекта осреднения. Поэтому электропроводная бумага, неоднородность которой не превышает 5—10%, дает хорошую точность моделирования функции Грина.

В качестве примера рассмотрим расчет магнитного поля главных и добавочных полюсов тягового двигателя НБ-414Б. При рассмотрении магнитного поля главного полюса достаточно ограничиться частью воздушного промежутка, заключенной между осями соседних добавочных полюсов. При этом на осях добавочных полюсов также должно выполняться граничное условие $\frac{\partial \Psi}{\partial n} = 0$.

Соотношение (4) для данного случая примет вид:

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 T \delta \left(\iint_{D^+} U dS - \iint_{D^-} U dS \right), \quad (5)$$

где D^+ и D^- — области, занятые обмоткой главного полюса (рис. 1).

Если точки M и Q находятся на контуре якоря, то, как показывает опыт, электрический потенциал в областях D^+ и D^- почти не меняется от точки к точке и его наибольшее изменение не превышает 1%. Поэтому соотношение (5) принимает вид:

$$\begin{aligned} \Psi(M) - \Psi(Q) &= \mu_0 T \delta S (U^+ - U^-) = \\ &= \mu_0 T I_B \omega (U^+ - U^-), \end{aligned} \quad (6)$$

где I_B — ток возбуждения;

ω — число витков обмотки возбуждения;
 U^+ и U^- — значения потенциалов соответственно в областях D^+ и D^- .

Соотношение (5) показывает, что магнитное сопротивление магнитопровода может быть учтено соответственным уменьшением н. с. $I_B \omega$.

Фиксируя точку M на оси добавочного полюса и перемещая точку Q по контуру якоря, с помощью соотношения (6) находим картину изменения потока по контуру якоря (рис. 2). При построении этой кривой н. с. возбуждения принималась равной 1 а. Аналогичным образом производится расчет магнитного поля добавочного полюса. Картина изменения потока от добавочного полюса по контуру якоря показана на рис. 3. Здесь н. с. также принималась равной 1 а.

Очевидно, что таким же путем могут определяться коммутационные параметры машины постоянного тока: коэффициенты само- и взаимоиндукции коммутируемых секций [Л. 8].

В заключение заметим, что изложенный метод позволяет на простой модели получить достаточно высокую точность результатов при малом объеме вычислений. Особенно просто находятся магнитные

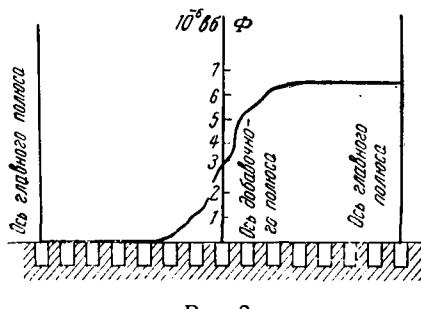


Рис. 2.

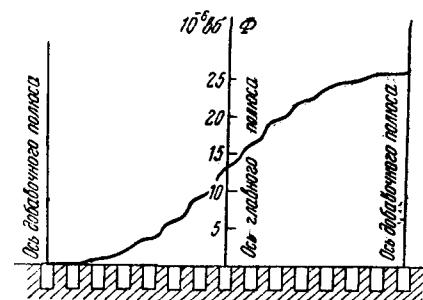


Рис. 3.

проводимости, коэффициенты само- и взаимоиндукции секций. Однако предлагаемый метод не дает возможности определить всю структуру магнитного поля в воздушном зазоре, как это позволяет сделать метод прямого моделирования [Л. 1 и 2]. Поэтому его целесообразно применять в тех случаях, когда нет необходимости определить всю структуру магнитного поля, а нужно знать характер изменения магнитного поля лишь в некоторой части воздушного зазора. Такая задача часто встречается при расчете электрических машин.

Приложение 1. Для вывода формулы (3) будем пользоваться соотношением Грина (2), принимая за Ψ функцию потока, за G — функцию Грина G . Непосредственное применение формулы (2) при этом невозможно, так как функция G обладает логарифмическими особенностями в точках Q и M . Поэтому выделим точки Q и M из области D вместе с кругами радиуса r_0 , ограниченными окружностями C_1 и C_2 . Применив формулу Грина к оставшейся области, получим:

$$\mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS = \oint_L \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl +$$

$$+ \oint_{C_1} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl + \oint_{C_2} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl.$$

Учитывая, что на контуре L равны нулю производные $\frac{\partial G}{\partial n}$ и $\frac{\partial \Psi}{\partial n}$, из последнего соотношения получаем:

$$\begin{aligned} \mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS &= \oint_{C_1} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl + \\ &+ \oint_{C_2} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl. \end{aligned}$$

Рассмотрим интеграл

$$\oint_{C_1} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl = \oint_{C_1} G \frac{\partial \Psi}{\partial n} dl - \oint_{C_1} \Psi \frac{\partial G}{\partial n} dl.$$

Исходя из определения функции Грина, имеем:

$$\begin{aligned} \oint_{C_1} G \frac{\partial \Psi}{\partial n} dl &= \int_0^{2\pi} \frac{\partial \Psi}{\partial n} r_0 \left[\frac{1}{2\pi} \ln r_0 (P, Q) - \frac{1}{2\pi} \ln r_0 (P, M) + \right. \\ &+ g(P, M, Q) \left. \right] d\theta = \frac{\partial \tilde{\Psi}}{\partial n} r_0 \ln r_0 (P, Q) - \\ &- \frac{\partial \tilde{\Psi}}{\partial n} r_0 \ln \tilde{r} (P, M) + 2\pi r_0 \frac{\partial \tilde{\Psi}}{\partial n} \tilde{g}(P, M, Q). \end{aligned}$$

Значок \sim означает среднее значение функции. Переходя в последнем равенстве к пределу при $r_0 \rightarrow 0$, получаем:

$$\oint_{C_1} G \frac{\partial \Psi}{\partial n} dl = 0.$$

Рассмотрим интеграл

$$\begin{aligned} \oint_{C_1} \Psi \frac{\partial G}{\partial n} dl &= - \int_0^{2\pi} \Psi_{r_0} \frac{\partial G}{\partial r} d\theta = - \int_0^{2\pi} \left\{ \Psi_{r_0} \frac{1}{2\pi r_0} - \right. \\ &\quad \left. - \frac{r_0}{2\pi} \frac{\partial}{\partial r} [\ln r(P, M) - g(P, M, Q)] \right\} d\theta = \\ &= -\tilde{\Psi} + \frac{r_0}{2\pi} \int_0^{2\pi} \Psi \frac{\partial}{\partial r} [\ln r(P, M) - g(P, M, Q)] d\theta. \end{aligned}$$

Переходя к пределу при $r_0 \rightarrow 0$, получаем:

$$\oint_{C_1} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl = -\Psi(Q).$$

Аналогичным образом имеем:

$$\oint_{C_2} \left(G \frac{\partial \Psi}{\partial n} - \Psi \frac{\partial G}{\partial n} \right) dl = \Psi(M).$$

Отсюда окончательно получаем:

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS.$$

Приложение 2. Приближенный характер предположения о бесконечном значении магнитной проницаемости состоит в том, что не учитывается касательная составляющая индукции B_t на границе раздела воздуха и ферромагнетика.

Учет B_t приводит к тому, что граничное условие $\frac{\partial \Psi}{\partial n} \Big|_L = 0$

заменяется условием $\frac{\partial \Psi}{\partial n} \Big|_L = B_t$. При этом решение краевой задачи, описывающей магнитное поле, примет вид:

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS - \int_L B_t G dl,$$

или с учетом (1) имеем:

$$\Psi(M) - \Psi(Q) = \mu_0 \sum_{j=1}^l \iint_{D_j} \delta_j G dS - \int_L B_t G dl. \quad (7)$$

Значение B_t первоначально неизвестно, поэтому расчет магнитного поля приходится осуществлять методом последовательных приближений. Первоначально поле рассчитывается при $\mu = \infty$, находится поток главного полюса и поток рассеяния. Затем на основании полученных данных производится расчет магнитной цепи и находится B_t , после чего по соотношению (7) уточняется первоначальный расчет. Расчеты показывают, что последовательные приближения сходятся.

Л и т е р а т у р а

1. Егоров П. М., Исследование вихревых магнитных полей в электролитической ванне, «Электричество», 1955, № 6.
2. Иванов-Смоленский А. В. и Дулькин А. И., Исследование магнитных проводимостей и индуктивностей обмоток электрических машин и аппаратов методом моделирования на электропроводной бумаге, Известия вузов, Электромеханика, 1963, № 10.
3. Синельников Е. М. и Тозони О. В., Практическое использование конформного отображения для расчета магнитного поля ненасыщенных машин постоянного тока, Известия вузов, Электромеханика, 1958, № 2.
4. Канторович Л. В. и Крылов В. И., Приближенные методы высшего анализа, Физматгиз, 1962.
5. Колесников Э. В., Решение краевых задач для гармонических функций в n -связных областях моделированием функции Грина, Известия вузов, Электромеханика, 1961, № 2.
6. Маргойз И. Д., О применении моделирования функции Грина для решения уравнения Пуассона, Известия вузов, Электромеханика, 1962, № 12.
7. Фильчаков П. Ф. и Панчишин В. И., Интеграторы ЭГДА, Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге, Киев, 1961.
8. Клейменов В. В., Расчет коэффициентов само- и взаимоиндукции секций якоря машины постоянного тока, Известия вузов, Электромеханика, 1964, № 2.

[27.3.1965]



Алгоритм обращения симметрических матриц при расчетах электрических сетей

Кандидат техн. наук Ю. В. ЩЕРБИНА и инж. Д. Б. БАНИН

Киевский политехнический институт

Большинство существующих методов расчета режимов электрических сетей [Л. 1—4 и др.] связано с решением систем алгебраических уравнений с коэффициентами при неизвестных, равными определенным параметрам рассматриваемой схемы (собственным и взаимным проводимостям узлов, сопротивлениям контуров и т. п.). При расчетах режимов сложных электрических сетей соответствующие системы содержат столь большое количество неизвестных, что возникают определенные затруднения даже при использовании современных электронных цифровых вычислительных машин.

Наиболее эффективный математический метод решения систем уравнений на ЦВМ основывается на обращении матриц коэффициентов при неизвестных.

Однако при большом объеме решаемой задачи операция вычисления обратной матрицы требует сравнительно много машинного времени, а иногда и не обеспечивает требуемой точности. При расчетах электрических сетей матрицы систем уравнений выражены, как правило, комплексными числами, что создает дополнительные затруднения.

Количество чисел в матрице системы уравнений пропорционально квадрату количества неизвестных, что при усложнении расчетной схемы сети приводит к быстрому росту требуемого объема памяти ЦВМ. Например, в оперативном накопителе достаточно распространенной в электроэнергетике ЦВМ «Урал-2» (2 048 полных ячеек) можно записать, кроме программы расчета, не более 800—900 комплексных чисел, что соответствует матрицам 28—30-го порядка.

При использовании двух магнитных барабанов, расширяющих суммарный объем памяти в 9 раз, предельный порядок матриц увеличивается всего до 75—90. Поэтому представляют интерес методы и алгоритмы обращения матриц, позволяющие каким-то образом уменьшить требуемый объем памяти ЦВМ.

Ряд методов расчета электрических сетей связан с необходимостью обращения симметрических матриц. Это позволяет записывать в память только половину матрицы с главной диагональю. Ниже рассмотрен сравнительно эффективный алгоритм обращения симметрических матриц, использующий данную возможность экономии ячеек памяти, и приведены некоторые результаты его программной реализации на ЦВМ «Урал-2». Важной особенностью алгоритма является запись упомянутой части исходной матрицы и результатов вычислений в одни и те же ячейки запоминающего устройства, что обеспечивает наиболее экономное использование памяти ЦВМ.

Рассмотрим систему линейных алгебраических уравнений в комплексных числах

$$AX = B.$$

Вологодская областная научная библиотека

www.booksite.ru

Решение системы может быть получено умножением матрицы, обратной матрице коэффициентов A , на вектор-столбец правых частей B :

$$X = A^{-1}B.$$

Обратную матрицу A^{-1} можно определить путем представления заданной матрицы в виде произведения двух взаимно транспонированных треугольных матриц T и T_t , вычисления матрицы T^{-1} , обратной одной из полученных треугольных, и умножения обратной матрицы T^{-1} на транспонированную T_t^{-1} [Л. 5]. Соответствующие выражения записываются в следующем виде:

$$A = T_t T; \\ A^{-1} = T^{-1} T_t^{-1}.$$

Разумеется, приведенные выражения имеют смысл при условии, что матрица A неособенная (имеет обратную).

Мнемонические схемы вычислений на различных этапах обращения матрицы A по излагаемому алгоритму приведены на рис. 1—3. Для удобства рассмотрения они иллюстрируют обращение матрицы пятого порядка. Элементы матриц A , T , T^{-1} и A^{-1} обозначены символами a , t , τ и α с индексами, указывающими их положение в мнемонической схеме (первый индекс соответствует номеру строки, второй — номеру столбца). При записи расчетных выражений для матриц любого порядка ниже используются основные индексы s и f , указывающие положение искомого элемента, и текущий индекс k , проходящий заданные значения номеров строк или столбцов.

Половина исходной матрицы A (с главной диагональю) располагается в памяти ЦВМ, как указано на рис. 1. Очередность вычисления элементов треугольной матрицы T иллюстрируется сплошными стрелками (первым вычисляется элемент t_{11} , затем t_{12} , t_{13} , t_{14} , t_{15} , t_{22} , t_{23} и т. д.). Искомые элементы обозначены кружками; величины, участвующие в вычислении искомых элементов, взяты в рамки. Как уже говорилось, элементы треугольной матрицы T записываются в те же ячейки памяти ЦВМ, где до этого находились элементы исходной матрицы A . В расчетных выражениях участвуют как исходные данные вида a_{sf} , так и ранее полученные результаты t_{sf} . Диагональные элементы матрицы T определяются из выражения в [Л. 5]:

$$t_{sf} = \sqrt{a_{sf} - \sum_{k=1}^{k=s-1} t_{kf}^2}, \quad (1)$$

а недиагональные — из выражения в [Л. 5]:

$$t_{sf} = \frac{a_{sf} - \sum_{k=1}^{k=s-1} t_{kf} t_{ks}}{t_{ss}}. \quad (2)$$

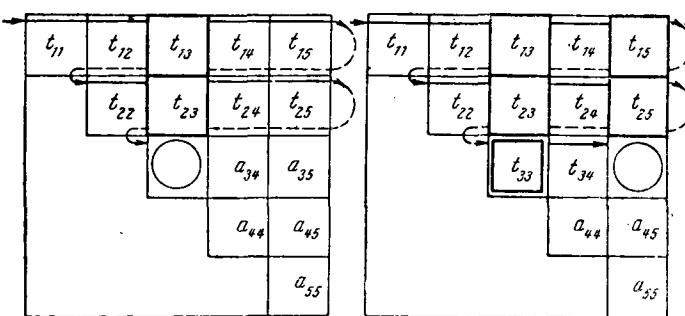


Рис. 1. Схема вычислений при разложении симметрической матрицы на две треугольные (выражения 1, 2).

Подкоренное выражение (1) в общем случае является комплексным числом. При извлечении квадратного корня из комплексных чисел можно пользоваться соотношением

$$\sqrt{a+jb} = \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\sqrt{M+a} + j \frac{b}{\sqrt{b}} \sqrt{M-a} \right),$$

где $M = \sqrt{a^2 + b^2}$. Множитель $\frac{b}{\sqrt{b}}$ обеспечивает

присвоение величине $j\sqrt{M-a}$ знака, зависящего от знака b . Удобнее брать значение квадратного корня со знаком «плюс». При использовании второго значения (со знаком «минус») получаются противоположные знаки всех элементов матрицы T , но конечный результат расчета (матрица A^{-1}) не изменяется.

Если исходная матрица A состоит из вещественных элементов, подкоренные выражения (1) могут оказаться отрицательными и соответствующие элементы матрицы T получатся мнимыми.

Порядок вычисления элементов обратной матрицы T^{-1} показан на рис. 2 ($t_{11}, t_{22}, t_{12}, t_{13}, t_{14}, t_{15}, t_{23}, t_{44}$ и т. д.). Как и ранее, используется одно и то же поле памяти ЦВМ, а в расчетные выражения входят величины вида t_{sf} и уже полученные результаты t_{sf} . Диагональные элементы матрицы определяются по формуле

$$t_{sf} = \frac{1}{t_{sf}}, \quad (3)$$

а недиагональные ($f > s$) — по формуле

$$t_{sf} = -t_{ff} \sum_{k=s}^{k=f-1} t_{sk} t_{kf}. \quad (4)$$

При выводе формул (3) и (4) использован алгоритм обращения треугольных матриц, приведенный в [Л. 6].

Способ записи в память элементов искомой матрицы A^{-1} и очередность их вычисления показаны на рис. 3. Соответствующее расчетное выражение, одинаковое для диагональных и недиагональных элементов, имеет следующий вид:

$$a_{sf} = \sum_{k=f}^{k=n} t_{sk} t_{fk}. \quad (5)$$

Полученная матрица A^{-1} может быть умножена на вектор-столбец B для вычисления вектора-столбца неизвестных X , выведена на печать, использована в дальнейших расчетах и т. д.

Рассмотренный алгоритм реализован в виде стандартной программы решения систем уравнений в комплексных числах с симметрической матрицей для ЦВМ «Урал-2». При программировании алгоритма использован разработанный авторами метод переменных шкал, основанный на широком применении операций по адресам высших рангов [Л. 7]. Программа использует только оперативную память ЦВМ и работает в режиме плавающей запятой. Соотношение количества ячеек, занятых числовым материалом и частями программы, приведено в табл. 1.

Таблица 1
Распределение памяти ЦВМ

Назначение массива памяти	Количество полных ячеек
Поле памяти для записи вещественных элементов матриц A, T, T^{-1} и A^{-1}	$\frac{38 \cdot 39}{2} = 741$
То же мнимых элементов	741
Поле памяти для записи вещественных элементов векторов-столбцов B и X	$2 \cdot 38 = 76$
То же мнимых элементов	76
Программа вычисления матрицы T	20
Программа вычисления матрицы T^{-1}	42
Программа вычисления матрицы A^{-1}	30
Программа умножения $A^{-1} \cdot B = X$	28
Вспомогательные программы	141
Массив переменных шкал	76
Рабочие ячейки	14
Резервные ячейки	63
Итого:	2048

Предельный порядок систем, решаемых по этой программе, равен 38. Если требуется только обратить матрицу (без последующего умножения на вектор-столбец правых частей и т. п.), предельный порядок может быть увеличен до 39.

Решение задачи по данной программе требует сравнительно малых затрат машинного времени. Например, для электрической сети, связывающей 37 пунктов, различные этапы обращения матрицы

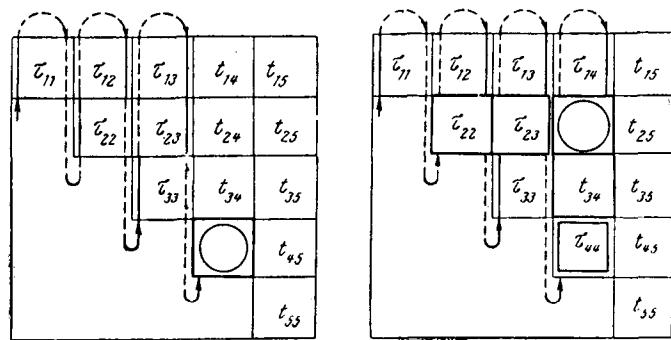


Рис. 2. Схема вычислений при обращении треугольной матрицы (выражения 3, 4).

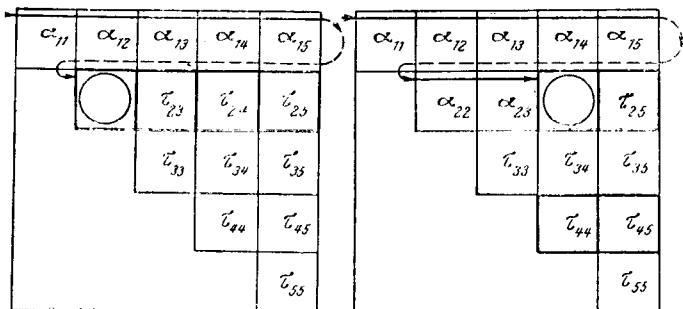


Рис. 3. Схема вычислений при умножении двух треугольных матриц (выражение 5).

зловых проводимостей были связаны с затратами машинного времени, указанными в табл. 2.

Таблица 2
затраты машинного времени при обращении матрицы с комплексными элементами

Наименование этапа вычислений	Затраты времени, сек
ввод информации в ЦВМ	50
перевод в двоичную систему счисления и контрольная печать матрицы A	67
вычисление матрицы T	80
обращение матрицы T	55
вычисление матрицы A^{-1}	70
печать матрицы A^{-1}	67
Итого:	6 мин 29 сек

Данная программа может входить как составная часть в программы расчета режимов электрических сетей, оптимизации условий их работы и т. д. Ее вполне можно применить и для обращения симметрических матриц с вещественными элементами, если рассматривать их как частный случай комплексных чисел. В случае составления по данному алгоритму специальной программы обращения симметрических матриц с вещественными элементами предельный объем задачи увеличится примерно в $\sqrt{2}$ раз. Могут быть составлены аналогичные программы, использующие внешнюю память ЦВМ.

Точность результатов обращения существенно зависит от свойств исходной матрицы. При обращении матриц параметров реальных электрических сетей программа обеспечивает точность в 7—8 значащих цифр.

Вывод. Рассмотренный алгоритм обращения симметрических матриц приводит к высокому предельному объему задачи, малым затратам машинного времени и достаточной точности вычислений. Соответствующие программы работы ЦВМ могут быть широко использованы в расчетах электрических сетей.

Приложение. Рассмотрим для примера ход вычислений при обращении симметрической матрицы пятого порядка

$$A = \begin{bmatrix} -7 & 4 & 2 & 0 & 3 \\ -9 & 4 & 1 & 3 & \\ -6 & 6 & 0 & & \\ -8 & 5 & & & \\ -1 & & & & \end{bmatrix}.$$

Определение треугольной матрицы T начинается с вычисления диагонального элемента¹ по формуле (1):

$$t_{11} = \sqrt{a_{11}} = \sqrt{-7} = j2,646.$$

Сумма величин t_{kf}^2 принимается равной нулю, поскольку ее верхний индекс $k = s - 1 = 0$ меньше нижнего $k = 1$. Аналогично (2)

$$t_{12} = \frac{a_{12}}{t_{11}} = \frac{4}{j2,646} = -j1,512$$

и т. д. После вычисления элемента t_{14} запись в памяти ЦВМ будет иметь следующий вид:

$$A/T = \begin{bmatrix} j2,646 & -j1,512 & -j0,756 & 0,000 & -j1,134 \\ & -9 & 4 & 1 & 3 \\ & & -6 & 6 & 0 \\ & & & -8 & 5 \\ & & & & -1 \end{bmatrix}.$$

Далее находится элемент t_{22} . Верхний индекс суммы величин t_{kf}^2 становится равным 1 и

$$t_{22} = \sqrt{a_{22} - t_{12}^2} = \sqrt{-9 - (j1,512)^2} = j2,591.$$

Следующий элемент

$$t_{23} = \frac{a_{23} - t_{12}t_{13}}{t_{22}} = \frac{4 - j1,512 j0,756}{j2,591} = -j1,985.$$

К моменту вычисления элемента t_{35} (рис. 1) в памяти ЦВМ будут записаны числа:

$$A/T = \begin{bmatrix} j2,646 & -j1,512 & -j0,756 & 0,000 & -j1,134 \\ j2,591 & -j1,985 & -j0,386 & -j1,819 & \\ & j1,220 & -j5,544 & 0 & \\ & & -8 & 5 & \\ & & & & -1 \end{bmatrix}.$$

Элемент t_{35} оказывается равным:

$$t_{35} = \frac{a_{35} - (t_{13}t_{15} + t_{23}t_{25})}{t_{33}} = \\ = \frac{0 - j0,756 j1,134 - j1,985 j1,819}{j1,220} = -j3,661.$$

При вычислении следующего элемента t_{44} имеем:

$$t_{44} = \sqrt{a_{44} - (t_{14}^2 + t_{24}^2 + t_{34}^2)} = \\ = \sqrt{-8 - (j0,386)^2 - (j5,544)^2} = 4,784.$$

Аналогично:

$$t_{45} = 5,435;$$

$$t_{55} = j3,541.$$

Перейдем к обращению полученной треугольной матрицы. Первый диагональный элемент (3)

$$t_{11} = \frac{1}{t_{11}} = \frac{1}{j2,646} = -j0,378.$$

Следующий элемент

$$t_{22} = \frac{1}{t_{22}} = \frac{1}{j2,591} = -j0,386.$$

¹ Решение выполнено на ЦВМ «Урал-2». Здесь приведены округленные результаты вычислений.

Далее вычисляется элемент τ_{12} . В соответствии с выражением (4) имеем:

$$\tau_{12} = -\tau_{22} (\tau_{11} \tau_{12}) = j0,386 j0,378 j1,512 = -j0,221.$$

Третий диагональный элемент

$$\tau_{33} = \frac{1}{t_{33}} = \frac{1}{j1,220} = -j0,819$$

и т. д.

К моменту вычисления элемента τ_{24} (рис. 2) запись в памяти ЦВМ будет иметь следующий вид:

$$T/T^{-1} = \begin{bmatrix} -j0,378 & -j0,221 & -j0,593 & 0,705 & -j1,134 \\ -j0,386 & -j0,628 & -j0,386 & -j1,819 & \\ -j0,819 & -j5,544 & -j3,661 & \\ 0,209 & 5,435 & \\ & j3,541 & \end{bmatrix}.$$

Получаем:

$$\begin{aligned} \tau_{24} &= -\tau_{44} (\tau_{22} \tau_{24} + \tau_{23} \tau_{34}) = \\ &= -0,209 (j0,386 j0,386 + j0,628 j5,544) = 0,758. \end{aligned}$$

Остальные элементы матрицы T^{-1} равны:

$$\tau_{34} = 0,950;$$

$$\tau_{55} = -j0,282;$$

$$\tau_{15} = j0,234;$$

$$\tau_{25} = j0,317;$$

$$\tau_{35} = j0,610;$$

$$\tau_{45} = j0,321.$$

Переходим к вычислению матрицы A^{-1} . Первый диагональный элемент в соответствии с выражением (5) равен:

$$\begin{aligned} \alpha_{11} &= \sum_{k=1}^n \tau_{1k} \tau_{1k} = (j0,378)^2 + (j0,221)^2 + \\ &+ (j0,593)^2 + 0,705^2 + (j0,234)^2 = -0,101. \end{aligned}$$

Аналогично вычисляются следующие элементы. Состояние памяти ЦВМ перед определением элемента α_{24} (рис. 3):

◆ ◆ ◆

УДК 62—523.2

Корректирующие звенья постоянного и переменного токов с зависимыми характеристиками

В. И. ТУРЧЕНКОВ

Москва

Для автоматизации производственных процессов все большее применение находят самонастраивающиеся системы, в которые приходится вводить корректирующие звенья с зависимой характеристикой, т. е. такие звенья, постоянные времени которых зависят от какого-либо параметра протекающего процесса.

В некоторых случаях возникает необходимость постоянную времени корректирующего звена изменять скачком.

Интегрирующее звено постоянного тока с частотно-зависимой постоянной времени изображено на рис. 1. Эта корректирующая цепь состоит из двухполюсного переключателя P , переключаемого с частотой f под воздействием опорным напряжением U_{op} , промежуточного конденсатора C_1 , под-

ключенного к подвижному контакту переключателя P , и выходного конденсатора C_2 , емкость которого значительно превышает емкость конденсатора C_1 .

Работа такой корректирующей цепи заключается в следующем.

В момент замыкания контактов 2 и 1 промежуточный конденсатор C_1 заряжается до напряжения, равного амплитуде сигнала ошибки U_{Co} . В те полуperiоды, когда происходит замыкание контактов 2 и 3, между конденсаторами происходит перераспределение заряда прямо пропорционально их емкостям. Затем промежуточный конденсатор снова подключается к напряжению сигнала ошибки и цикл повторяется.

Нетрудно видеть, что чем больше число

$$m = \frac{C_2}{C_1},$$

тем медленнее нарастает выходное напряжение.

Для вывода передаточной функции изображенного на рис. 1 корректирующего звена допустим, что в момент подачи единичного импульса напряжение на конденсаторах было равно нулю. После окончания первого цикла на конденсаторе C_2 появится напряжение

$$U_{\text{вых}1} = \frac{U_{C0} C_1}{C_1 + C_2}.$$

Напряжение $U_{\text{вых}2}$, возникающее на конденсаторе C_2 , во второй период находим из уравнения

$$U_{C0} C_1 + U_{\text{вых}1} C_2 = U_{\text{вых}2} (C_1 + C_2),$$

откуда

$$U_{\text{вых}2} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2}{(C_1 + C_2)^2} \right].$$

После третьего цикла напряжение $U_{\text{вых}}$ на конденсаторе C_2 можно вычислить на основании выражения

$$U_{C0} C_1 + U_{\text{вых}2} C_2 = U_{\text{вых}3} (C_1 + C_2),$$

откуда следует, что

$$U_{\text{вых}3} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2}{(C_1 + C_2)^2} + \frac{C_2^2}{(C_1 + C_2)^3} \right].$$

При анализе этих формул можно установить, что напряжение $U_{\text{вых}}$ на конденсаторе C_2 после Π переключений равно:

$$U_{\text{вых}n} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2}{(C_1 + C_2)^2} + \frac{C_2^2}{(C_1 + C_2)^3} + \dots + \frac{C_2^{n-1}}{(C_1 + C_2)^n} \right].$$

Определив сумму ряда, получим:

$$U_{\text{вых}} = U_{C0} \frac{(C_1 + C_2)^n - C_2^n}{(C_1 + C_2)^n}. \quad (1)$$

Из выражения (1), очевидно, что $U_{\text{вых}} \rightarrow U_{C0}$ при $n \rightarrow \infty$.

Количество циклов, соответствующее времени t , равно:

$$n = \frac{t}{\tau}, \quad (2)$$

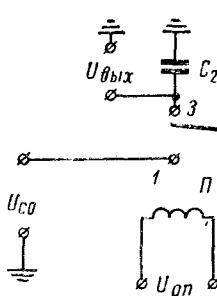
где τ — время одного периода частоты переключателя.

Закон нарастания напряжения $U_{\text{вых}}$ от числа циклов переключения является экспоненциальным. Действительно, из уравнения

$$\left(\frac{C_2}{C_1 + C_2} \right)^n = e^{-\frac{t}{T_0}}$$

следует, что эквивалентная постоянная времени T_0 , выраженная через емкости конденсаторов C_1 и C_2 , равна:

$$T_0 = \frac{\tau}{\ln \frac{C_1 + C_2}{C_2}}. \quad (3)$$



В этом случае изменение выходного напряжения во времени характеризуется следующей формулой:

$$U_{\text{вых}} = U_{C0} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_0}} \right). \quad (4)$$

Выражение (4) является уравнением апериодического звена, передаточная функция которого имеет вид:

$$K(P) = \frac{1}{1 + T_0 p}. \quad (5)$$

Для выражения (3) можно найти приближенное решение. Заметив, что

$$\frac{C_2}{C_1} = \frac{1}{\ln \frac{C_2 + C_1}{C_2} + \frac{1}{2!} \ln^2 \frac{C_2 + C_1}{C_2} + \frac{1}{3!} \ln^3 \frac{C_2 + C_1}{C_2} + \dots},$$

получим, что

$$T_0 = \tau \frac{6m^3}{6m^2 - 3m + 2} \approx \tau (m + 0,46). \quad (6)$$

Погрешность, вычисленная как отношение разности точного и приближенного значения T_0 к точному значению эквивалентной постоянной времени при $m \geq 1,2$, будет составлять меньше одного процента.

Из формул (3) и (6) следует, что:

постоянная времени T_0 в выражении (5) прямо пропорциональна времени периода τ опорного напряжения или обратно пропорциональна его частоте;

постоянная времени не зависит от величин C_1 и C_2 , а зависит только от отношения m , в связи с чем в такой корректирующей цепи можно применять малостабильные конденсаторы, если изменения их емкостей в процентном отношении в зависимости от окружающих условий одинаковы;

эквивалентная постоянная времени T_0 может быть значительной при больших m и малых величинах емкостей C_1 и C_2 , а это уменьшает вес и габарит устройства.

На вход рассмотренного корректирующего звена можно подавать переменное напряжение, частота которого синхронна с частотой источника опорного напряжения, при этом на выходе будет постоянное напряжение с пульсациями, намного меньшими, чем при использовании схем фазочувствительных выпрямителей, вследствие заряда конденсатора C_2 постоянным напряжением с конденсатором C_1 .

Графики напряжений при синусоидальном сигнале ошибки U_{C0} изображены на рис. 2.

На этих графиках показаны изменения напряжений на конденсаторах C_1 и C_2 после того, как в момент времени $t=0$ на вход корректирующего звена скачком подано напряжение U_{C0} , когда конденсатор C_1 подключен к входу сигнала ошибки.

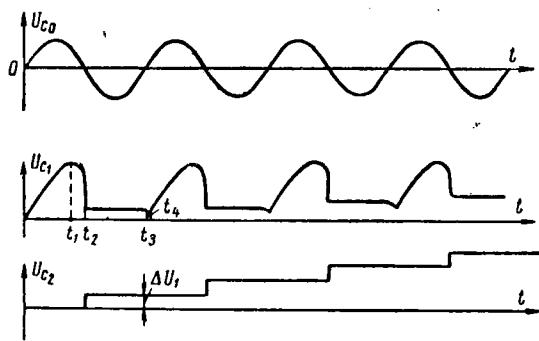


Рис. 2.

До момента времени t_1 конденсатор C_1 заряжается от источника U_{C0} с постоянной времени

$$T_1 = r_i C_1,$$

где r_i — внутреннее сопротивление источника U_{C0} .

Начиная с момента t_1 , когда напряжение U_{C0} становится меньше напряжения на конденсаторе, последний начинает разряжаться до момента времени t_2 .

В момент времени t_2 конденсатор C_1 будет подключен к конденсатору C_2 и между ними произойдет распределение заряда и на конденсаторе C_2 напряжение скачком возрастет на величину ΔU .

В момент времени t_3 конденсатор C_1 отключается от конденсатора C_2 и подключается к источнику напряжения U_{C0} .

После этого он начнет разряжаться до момента времени t_4 , т. е. до того момента, когда напряжение на нем станет равным напряжению U_{C0} . Начиная с этого момента времени, конденсатор C_1 снова начнет заряжаться и цикл повторяется, а выходное напряжение ступенчато возрастает от периода к периоду.

Для того чтобы ступенчатый прирост выходного напряжения корректирующего звена не влиял на выходной привод, его постоянная времени T_p должна быть намного больше частоты работы переключателя. Практически для работы системы достаточно, чтобы удовлетворялось условие

$$T_p > 10\tau.$$

Из формулы (3) видно, что постоянная времени T_3 может быть очень большой при малых величинах емкостей C_1 и C_2 . Однако предельное значение C_1 и C_2 ограничено нагрузочным сопротивлением r_n и сопротивлением утечки выходного конденсатора r_c , которые уменьшают постоянную времени. В этом случае после первого полуцикла напряжение $U_{\text{вых}}$ определяется по уравнению

$$U_{C0} C_1 = U_{\text{вых}} (C_1 + C_2).$$

Напряжение $U_{\text{вых1}}$ за время второго и третьего полуцикла будет равно:

$$U_{\text{вых1}} = \frac{U_{C0} C_1 e^{-\frac{\tau}{T}}}{C_1 + C_2},$$

где

$$T = r C_2, \quad r = \frac{r_c r_n}{r_c + r_n}.$$

Составим уравнение напряжений после третьего полуцикла работы корректирующего звена:

$$U_{C0} C_1 + U_{\text{вых1}} C_2 = U_{\text{вых2}} (C_1 + C_2).$$

В соответствии с этим уравнением выходное напряжение $U_{\text{вых2}}$ после четвертого и пятого полуциклов будет равно:

$$U_{\text{вых2}} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2 e^{-\frac{\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^2} \right].$$

После третьего цикла получим:

$$U_{\text{вых3}} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2 e^{-\frac{\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^2} + \frac{C_2 e^{-\frac{2\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^3} \right].$$

После n переключений напряжение на выходе будет равно:

$$U_{\text{вых}n} = U_{C0} C_1 \left[\frac{1}{C_1 + C_2} + \frac{C_2 e^{-\frac{\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^2} + \frac{C_2 e^{-\frac{2\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^3} + \dots + \frac{C_2^{n-1} e^{-\frac{(n-1)\tau}{T}}}{(C_1 + C_2)^n} \right].$$

Вычислив сумму ряда, получим:

$$U_{\text{вых}n} = U_{C0} \frac{C_1 [(C_1 + C_2)^n - C_2^n e^{-\frac{n\tau}{T}}]}{[C_1 + C_2 (1 - e^{-\frac{\tau}{T}})] (C_1 + C_2)^n}$$

или

$$U_{\text{вых}} = U_{C0} \frac{C_1}{C_1 + C_2 (1 - e^{-\frac{\tau}{T}})} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_3}} \right).$$

Это означает, что звено в этом случае имеет передаточную функцию:

$$K(p) = \beta \frac{1}{1 + T_3 p}, \quad (7)$$

где

$$\beta = \frac{C_1}{C_1 + C_2 (1 - e^{-\frac{\tau}{T}})};$$

$$T_3 = \frac{\tau}{\ln \frac{C_1 + C_2}{C_2 e^{-\frac{\tau}{T}}}}.$$

Из выражения (7) видно, что если $T \gg \tau$, то в этом случае $\beta \approx 1$ и передаточные функции (5) и (7) становятся примерно одинаковыми.

Если в качестве выходного напряжения использовать напряжение конденсатора C_1 так, как это показано на рис. 3, то такое корректирующее звено будет являться корректирующим звеном переменного тока. В первый момент времени после подачи на вход единичного напряжения напряжение на выходе зве-

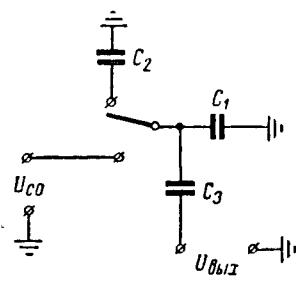


Рис. 3.

на за счет заряда и разряда емкости C_1 максимально. Затем по мере заряда конденсатора C_2 напряжение на выходе будет уменьшаться.

В случае, если на вход такого корректирующего звена будет подано постоянное напряжение, его передаточная функция будет иметь следующий вид:

$$K(p) = 1 - \frac{1}{T_0 p + 1} = \frac{T_0 p}{T_0 p + 1}, \quad (8)$$

Это свидетельствует о том, что данное корректирующее звено обладает свойствами дифференцирующего звена. Графики напряжения для этого случая показаны на рис. 4.

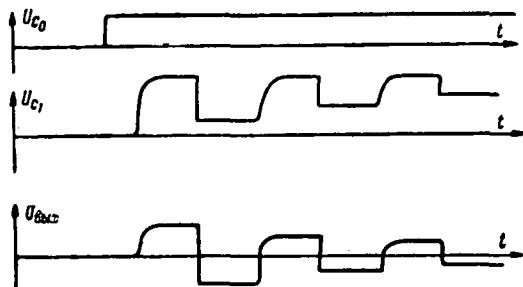


Рис. 4.

На рис. 5 изображена схема корректирующего звена с выходным напряжением переменного тока. Работа этой схемы заключается в следующем.

В момент подключения подвижного контакта переключателя к напряжению сигнала ошибки конденсатор C_1 заряжается током I_1 , определяемым постоянной времени

$$T = r'_h C,$$

где r'_h — приведенное сопротивление нагрузки вторичной обмотки трансформатора.

В следующий полупериод конденсатор C_1 разряжается на конденсатор C_2 , причем ток разряда I_2 направлен в противоположную сторону. Таким образом, на нагрузке получается переменное напряжение.

На рис. 6 показан экспериментально полученный график напряжения на выходе трансформатора T_p (рис. 5) при подаче на вход звена единичного напряжения постоянного тока в момент времени t_0 . В качестве переключателя был использован электронный диодно-стабилитронный переклю-

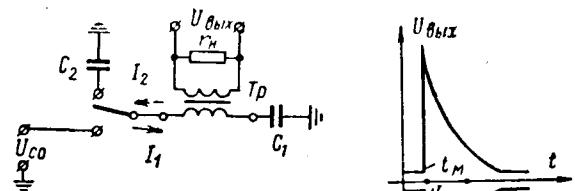


Рис. 5.

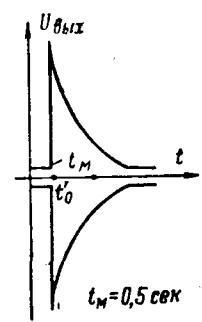


Рис. 6.

чатель¹. Электронный переключатель управлялся переменным напряжением с частотой 400 Гц, а емкость конденсаторов C_1 и C_2 была соответственно равна 0,1 и 10 мкФ.

Основным требованием к рассмотренным корректирующим звеньям является то, чтобы постоянная времени заряда емкости C_1 была меньше времени половины периода. В случае, если источник сигнала ошибки будет иметь значительное внутреннее сопротивление, зависимость постоянной времени от частоты будет более сложной. Данные корректирующие звенья имеют запаздывание, равное величине полупериода. Поэтому они могут быть применены в том случае, если частота модуляции сигнала ошибки примерно в 5 раз меньше несущей частоты.

Проанализированные выше корректирующие звенья могут быть рекомендованы для применения в системах управления со стабильной несущей частотой:

при необходимости получения больших постоянных времени корректирующего звена и большой стабильности этой постоянной времени (когда нельзя использовать электролитические конденсаторы) и уменьшения габаритов и веса устройства;

вместо звеньев, состоящих из фазового детектора и корректирующего устройства с целью уменьшения количества деталей и пульсаций выходного постоянного напряжения;

вместо устройства, включающего в себя фазовый детектор, фильтр, корректирующее звено с опережением и модулятор. В этом случае количество деталей сокращается в 1,5 раза и уменьшаются остаточное напряжение и «дрейф нуля».

¹ В. И. Турченков, Электронный двухполюсный переключатель на полупроводниковых приборах в схемах автоматики, сб. «Полупроводниковые приборы и их применение», 1964, № 11, изд-во «Советское радио», 1964.



Электрические характеристики маслобарьерной изоляции силовых трансформаторов

Кандидат техн. наук Д. А. КАПЛАН
и кандидат техн. наук, доц. Г. С. КУЧИНСКИЙ

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Рост номинальных напряжений электропередач и одновременный рост мощности электрооборудования предъявляют к конструкции трансформаторов ряд требований, в том числе требование предельного уменьшения изоляционных расстояний. Его выполнение возможно только при условии, что конструктор располагает достаточно полными сведениями о допускаемой напряженности и имеет благодаря этому возможность полностью использовать электрическую прочность изоляции.

Такой полный комплекс сведений практически невозможно получить ни из опыта эксплуатации трансформаторов, ни из испытаний крупногабаритных моделей. Образцы для проведения большого количества испытаний должны быть небольшими и недорогими.

Конструкция образцов должна воспроизводить конструкцию характерных элементов изоляции трансформаторов. В качестве первого приближения можно наметить следующие четыре типа малогабаритных простых образцов изоляции:

1. Образцы, представляющие собой электроды в трансформаторном масле. Электроды должны быть двух типов: создающие слабонеравномерное поле и создающие сильнонеравномерное поле. На этих образцах должны быть уточнены соотношения между электрической прочностью масла при различных видах воздействующего напряжения.

2. Образцы, моделирующие маслобарьерную изоляцию в середине обмотки в слабонеравномерном поле. Такие образцы с электродами в виде гладких коаксиальных цилиндров дешевы, прости в изготовлении и испытание их не связано с большими техническими трудностями. На таких образцах могут быть исследованы закономерности сквозного пробоя маслобарьерной изоляции, а также явление частичных разрядов в слабонеравномерном поле.

3. Образцы, моделирующие строение изоляции в первом масляном канале. В качестве одного из электродов может быть использован гладкий цилиндр, второй электрод должен состоять из катушек, выполненных с возможно большим соответствием обычной обмотке трансформатора. При этом в первом канале (от обмотки) должны быть предусмотрены прокладки, рейки и другие изоляционные детали, имеющиеся в реальной обмотке. На таких образцах могут быть исследованы закономерности пробоя первого масляного канала, ионизационные процессы в изоляции обмотки и ряд других существенно важных для работы изоляции явлений.

4. Образцы, моделирующие маслобарьерную изоляцию на краю обмотки. Характерным элементом изоляции на краю являются угловые шайбы, поэтому эти образцы должны состоять из угловых шайб или их частей, и гладких электродов, из которых один должен быть закруглен по радиусу 20—25 мм (радиус закругления профиля емкостно-

го кольца). На таких образцах могут быть исследованы закономерности сквозного пробоя, разрядов по поверхности и частичных разрядов в сильнонеравномерном поле.

Выполнив достаточное количество измерений на подобных образцах, можно рационально обосновать величины допускаемых напряженностей для различных областей изоляции при различных видах воздействующих напряжений. По результатам испытаний образцов третьего типа могут быть сделаны заключения о допустимом уровне интенсивности частичных разрядов в первом масляном канале при испытательном и рабочем напряжениях, а также выбрана оптимальная конструкция первого масляного канала.

Прямое распространение выводов, сделанных по результатам испытаний малых образцов, на изоляцию трансформатора в целом не всегда возможно. Необходимо учесть эффект площади электродов [Л. 1—3] при определении пробивных напряжений, влияние увеличения объема диэлектрика на напряженность начала ионизации и на ее интенсивность и т. д.

После накопления достаточного количества данных по испытаниям образцов перечисленных типов должны быть проведены испытания крупногабаритных моделей изоляции, сконструированных с учетом полученных данных.

Однако в каждом конкретном случае все необходимые поправки могут быть сделаны с достаточной для практических целей точностью и заключения, относящиеся к изоляции трансформатора в целом, можно считать вполне достоверными. Об этом свидетельствует, в частности, большое количество работ по исследованию трансформаторной изоляции на малогабаритных образцах, появившихся за последнее время [Л. 4—7]. В Советском Союзе такие исследования ведутся в ВЭИ, ВИТ и с 1961 г.— в лаборатории ЭС и ТВН Ленинградского политехнического института.

В настоящей работе излагаются некоторые результаты, полученные в ЛПИ на простейших образцах всех типов. Чертежи образцов со слабонеравномерным и сильнонеравномерным полями, а также образца с наружным электродом из обмоточного провода приведены на рис. 1.

Электрическая прочность трансформаторного масла при воздействии переменного напряжения промышленной частоты и импульсного, эквивалентного атмосферным перенапряжениям, изучена достаточно подробно. В настоящей работе исследовались характеристики масла при воздействии импульсов напряжения, эквивалентных внутренним перенапряжениям. При этом регистрировалось не только 50-процентное пробивное напряжение, но и разброс пробивных напряжений.

Методика опытов была принята следующая. Электроды (игла-плоскость или шар диаметром

12,5 см — плоскость) помещались в бак с маслом объемом 0,6 м³. Напряжение поднималось ступенями по 15—10% величины среднего пробивного напряжения.

На каждой ступени подавалось 10 или 20 импульсов и регистрировалось количество пробоев промежутка. Вероятность пробоя при каждом напряжении определялась как отношение числа импульсов с пробоем к общему числу поданных на промежуток импульсов. Известно, что при такой методике для определения вероятности от 0 до 0,1 и от 0,9 до 1 с достаточной надежностью требуется произвести большое количество опытов. Дело усложняется еще тем, что даже при большом объеме масла по мере повторения пробоев масло ухудшается и одинаковость условий при каждой подаче импульса напряжения, строго говоря, не имеет места.

С учетом этих обстоятельств количество импульсов на каждой ступени выбиралось по соображениям ограничения длительности эксперимента. Опыты производились на генераторе внутренних перенапряжений в большом зале лаборатории ЭС и ТВН ЛПИ [Л. 8]. Время зарядки батарей генератора при амплитуде импульса более 200 кв составляет несколько минут, поэтому снятие одной кривой, например зависимости пробивного напряжения от расстояния, требует нескольких дней работы, а за несколько дней характеристики масла успевают измениться из-за увлажнения, если в начале масло было сухим.

Для исследования масла была выбрана форма импульса, представляющая собой полуволну синусоидального колебания с частотой, близкой к 200 гц. При этом в силу ряда особенностей схемы перед основной полуволной имеется полуволна обратного знака с амплитудой 0,5—0,7 основной амплитуды. Осциллограммы импульса приведены на рис. 2.

На рис. 3 приведены зависимости 50-процентного пробивного напряжения при импульсах и среднего пробивного напряжения при плавном подъеме переменного напряжения промышленной частоты от расстояния.

Опыты были выполнены дважды: с сухим маслом, которым заливается трансформатор при выпуске его с завода (пробивное напряжение в стандартном разряднике 48 кв, $\operatorname{tg} \delta_{70^\circ} = 0,02$) и с маслом, близким к эксплуатационному (пробивное напряжение 26—38 кв, $\operatorname{tg} \delta_{70^\circ} = 0,04$). Разница между пробивными напряжениями при импульсном воздействии незначительна. Следует отметить, что в опытах

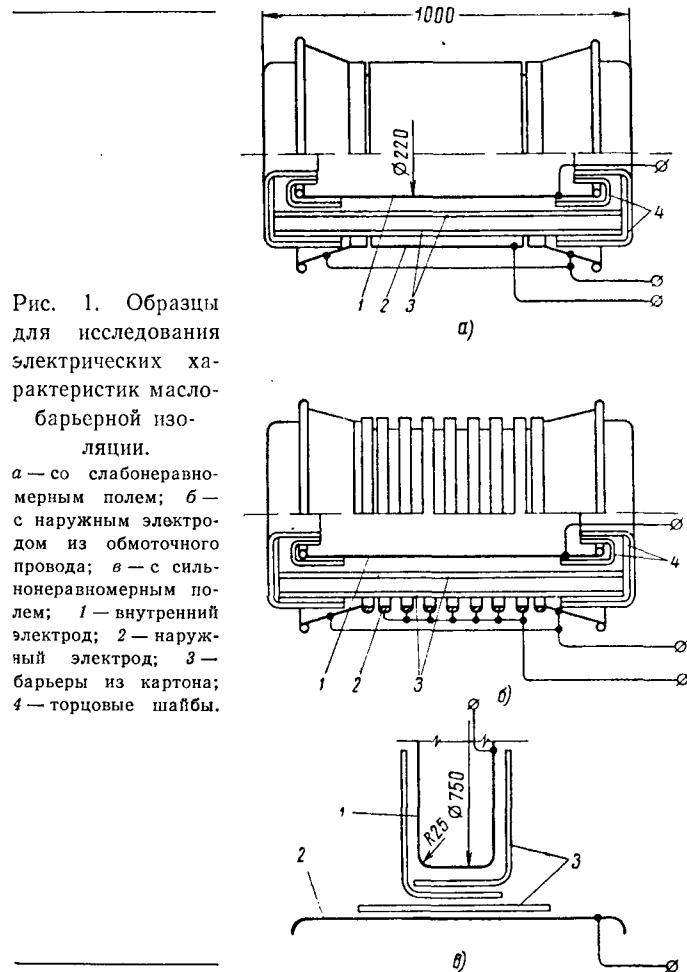


Рис. 1. Образцы для исследования электрических характеристик маслобарьерной изоляции.

а — со слабонеравномерным полем; б — с наружным электродом из обмоточного провода; в — с сильнонеравномерным полем; 1 — внутренний электрод; 2 — наружный электрод; 3 — барьеры из картона; 4 — торцовые шайбы.

с положительным импульсом все пробои происходили на основной полуволне положительного знака, а в опытах с отрицательным импульсом, при больших вероятностях пробоя, часть пробоев происходила при положительной полуволне. Типичные осциллограммы напряжения при пробое представлены на рис. 2, б.

Как видно из рис. 3, коэффициент импульса при пробое масла в сильнонеравномерном поле равен 1—1,15.

Относительный разброс уменьшается с увеличением длины промежутка и характеризуется величиной $\sigma = 5 \div 10\%$.

На рис. 4 и 5 приведены результаты опытов с электродами шар-плоскость. В этом случае качество масла сказалось весьма существенно, причем

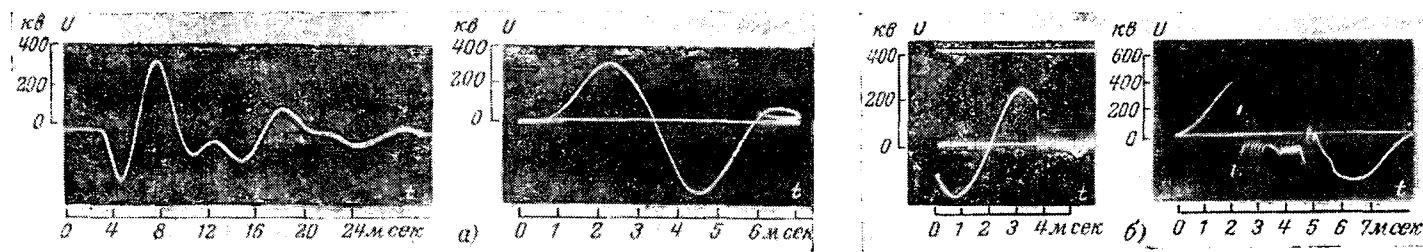


Рис. 2. Осциллограммы импульса напряжения, имитирующего внутренние перенапряжения.
а — без пробоя; б — с пробоем масла.

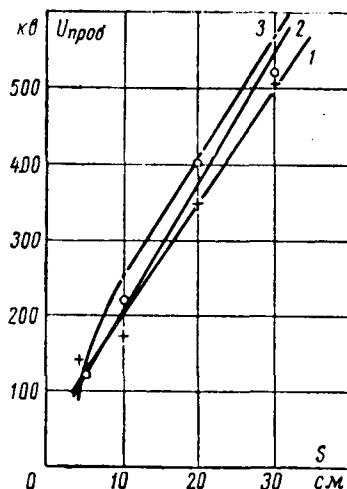


Рис. 3. Зависимость пробивного напряжения трансформаторного масла от расстояния. Электроды игла-плоскость.

1 — положительные импульсы, 50%-ное значение; 2 — отрицательные импульсы, 50%-ное значение; 3 — переменное напряжение 50 гц, плавный подъем.

Коэффициент импульса при пробое масла в слабонеравномерном поле зависит от расстояния между электродами и лежит в пределах 1,5—2 при расстояниях 1—3 см.

Были проведены также опыты по определению пробивного напряжения масла при воздействии импульсов, наложенных на переменное напряжение. Результаты опытов приведены в таблице.

Пробивные напряжения трансформаторного масла при наложении импульсов на переменное напряжение промышленной частоты

Электроды	Пробивное напряжение, кв, при		
	переменном напряжении 50 гц, амплитудное значение	импульсах 200 гц, 50%-ное значение	наложении импульсов на переменное напряжение 50 гц
Игла-плоскость $S=20$ см	403	+346 —400	Положительные импульсы на отрицательный полуperiод 285 Отрицательные импульсы на отрицательный полуperiод —430
Шар-плоскость $S=3$ см	188	424	Положительные импульсы на отрицательный полуperiод +453

Таким образом, для пробоя в трансформаторном масле коэффициент импульса мало отличается от 1 в случае сильнонеравномерного поля и равен 1,5—2 в случае слабонеравномерного поля. Наложение перенапряжения на напряжение промышленной частоты практически не меняет электрическую прочность масла.

Этим закономерностям может быть дано следующее объяснение. В сильнонеравномерном поле

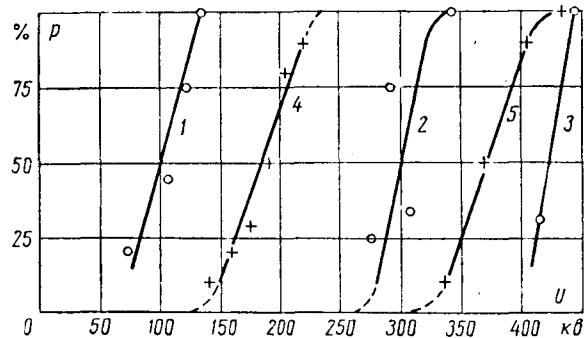


Рис. 4. Интегральные кривые вероятности пробоя трансформаторного масла при импульсах. Электроды шар диаметром 12,5 см — плоскость.
1 — $S=1$ см; 2 — $S=2$ см; 3 — $S=3$ см (масло 35 кв в стандартном разряднике).

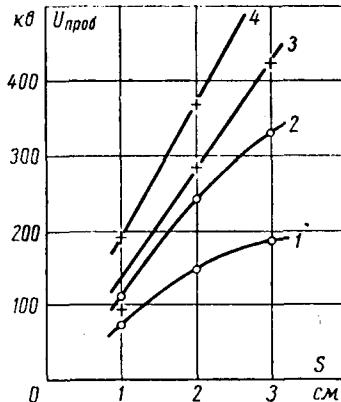


Рис. 5. Зависимость пробивного напряжения трансформаторного масла от расстояния. Электроды шар — диаметром 12,5 см — плоскость.

1 и 2 — переменное напряжение 50 гц, плавный подъем (масло 35 и 48 кв в стандартном разряднике); 3 и 4 — импульсы, 50%-ное значение масла 35 и 48 кв в стандартном разряднике.

пробой носит стримерный характер. Частичные разряды, развивающиеся в области высокой напряженности вблизи острия и подготавливающие образование стримера, происходят в течение небольшой части периода, когда напряжение близко к максимальному значению. При переходе напряжения через нуль благодаря интенсивному движению масла в промежутке между электродами восстанавливается исходное состояние и при следующем возрастании напряжения до максимума весь процесс начинается сначала. Поэтому при подаче одной полуволны или серии полуволн пробой происходит при одной и той же величине амплитуды напряжения. В слабонеравномерном поле частичные разряды стримерного типа не возникают вплоть до пробоя. Пробой при плавном подъеме переменного напряжения происходит вследствие образования мостика из частиц загрязнений и влаги, которые втягиваются полем в межэлектродное пространство. Этот процесс продолжается сравнительно долго, в течение многих периодов. За время приложения одной волны перенапряжения образование мостика не происходит и поэтому для пробоя требуется большое напряжение.

Понятие «электрическая прочность маслобарьерной изоляции» может иметь два принципиально различных содержания. В первом случае под электрической прочностью подразумевают напряженность $E=U/S$, при которой в изоляции происходят первые замеченные частичные разряды. Во втором случае под электрической прочностью подразумевается напряженность, при которой происходит полный пробой всей изоляции от одного электрода до другого. Соответственно этому и пробивным напряжением называют напряжение появления частичных разрядов или напряжение полного пробоя.

Существование двух характеристик объясняется тем, что в трансформаторах на напряжения от 110 кв и более практически не бывает полного сквозного пробоя главной изоляции при испытании повышенным напряжением. В тех случаях, когда изоляция доводится до пробоя (при испытаниях мо-

делей), путь разряда лежит в основном вдоль поверхности цилиндров и завершается на крепежных деталях на краях модели, а в большинстве случаев разряд остается незавершенным. Напряжение, при котором разряд начался, уже является недопустимым и поэтому дальнейшее развитие разряда и его переход в полный пробой, как правило, не интересует экспериментатора.

С другой стороны, напряжение начала разряда — величина несколько неопределенная и объективно зарегистрировать начало разряда затруднительно, так как обычно неясно, что считать началом того разряда, который уже не может быть допущен, особенно применительно к импульсным и внутренним перенапряжениям с учетом их ограниченной длительности.

При испытаниях небольших образцов маслобарьерной изоляции простой конструкции обычно без большого труда удается получить полный пробой и напряжение полного пробоя фиксируется совершенно четко. При испытаниях больших моделей изоляции под пробивным напряжением обычно понимают напряжение начала разряда, при котором разряд становится слышен или, в последнее время, виден по осциллографу, а при испытании небольших образцов изоляции под пробивным напряжением обычно понимают напряжение полного пробоя. Следует подчеркнуть, что в тех случаях, когда определение электрической прочности маслобарьерной изоляции производится по пробою первого масляного канала, практически полностью не учитывается сквозная прочность электрокартона, которая при ряде воздействий также влияет на электрическую прочность маслобарьерной изоляции в целом.

Необходимость учета этой прочности следует хотя бы из тех соображений, что величину перекрытия угловых шайб и цилиндров следует выбирать так, чтобы сквозная электрическая прочность была не менее напряжения развития разряда по поверхности изоляции (в каналах между угловыми шайбами и изоляционными цилиндрами).

В настоящей работе опыты проводились на малогабаритных образцах; при этом в процессе испытаний фиксировались как напряжение появления частичных разрядов (пробоев масляного канала) определенной интенсивности, так и напряжение полного (сквозного) пробоя изоляции образца.

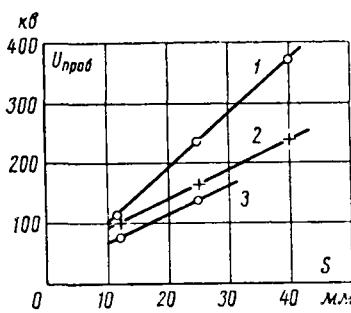


Рис. 6. Зависимость пробивного напряжения от толщины изоляции.

1 — сквозной пробой при плавном подъеме напряжения; 2 — по формуле Панова (одномоментное напряжение); 3 — критическая ионизация.

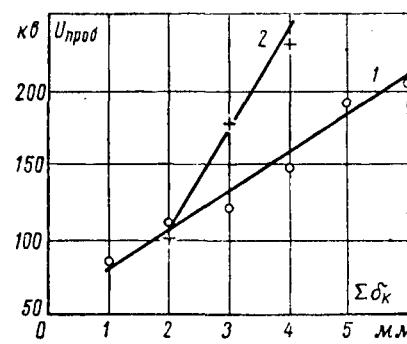


Рис. 7. Зависимость пробивного напряжения от суммарной толщины картона, $S=25$ мм.

1 — в сильноравномерном поле; 2 — в слаборавномерном поле.

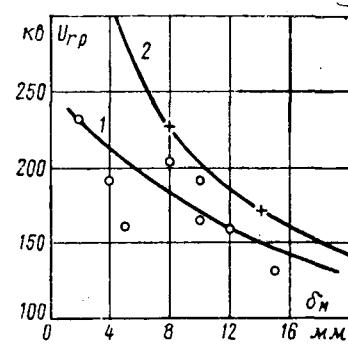


Рис. 8. Зависимость напряжения частичных разрядов от ширины масляного канала.

1 — данные настоящей работы; 2 — по данным [Л. 9].

В дальнейшем пробой одного канала и все другие виды неполных разрушений изоляции называются частичными пробоями и в каждом случае оговариваются. Соответственно этому под электрической прочностью понимается напряженность, при которой происходит полный пробой всей толщины изоляции.

Конструкция маслобарьерной изоляции определяется, вообще говоря, двумя параметрами: толщиной барьера и расстоянием между барьераами. Наиболее полные данные по влиянию конструкции изоляции на ее электрическую прочность можно получить на основе знания следующих трех зависимостей:

1) пробивного напряжения от суммарной толщины картона при неизменном расстоянии между электродами $U_{пр}=f(\Sigma\delta_k)$ при $S=\text{const}$;

2) пробивного напряжения от числа листов картона при одинаковой суммарной толщине картона и при неизменном расстоянии между электродами $U_{пр}=f(n_k)$ при $\Sigma\delta_k=\text{const}$ и $S=\text{const}$;

3) пробивного напряжения от толщины картона при одинаковом числе листов картона и неизменном расстоянии между электродами $U_{пр}=f(\delta_k)$ при $n_k=\text{const}$ и $S=\text{const}$.

Для выяснения этих закономерностей опыты проводились на цилиндрических образцах с расстоянием $S=12,5$ мм (электроды диаметром 45 и 70 мм), $S=25$ мм (электроды диаметром 134 и 184 мм) и $S=40$ мм (электроды диаметром 134 и 270 мм, не соосные), а также на образцах с сильноравномерным полем с расстоянием между электродами $S=25$ мм. Всего было испытано около 100 образцов. Результаты испытаний приведены на рис. 6 и 7.

Количество испытанных образцов недостаточно для того, чтобы дать исчерпывающий ответ на поставленные вопросы. Тем не менее некоторые обстоятельства могут быть отмечены, как если и не доказанные, то проиллюстрированные этими данными. Для образцов с картоном толщиной 0,5 мм имел место практически линейный рост пробивного напряжения с увеличением числа листов картона. Нарушение линейности при числе листов 4 и 5 объясняется, по-видимому, тем, что абсолютная величина напряженности при этом превышает 100 кВ/см и пробой, очевидно, несколько меняет свой харак-

тер. Следует обратить внимание на то, что линейность зависимости $U_{\text{пр}}=f(n_k)$ может означать, что для пробоя необходимо, чтобы была достигнута некоторая критическая напряженность в картоне.

В этих опытах три образца были намотаны из двух слоев картона без зазора между ними. Пробивное напряжение в этом случае оказалось либо таким же, как при наличии зазора между листами картона, либо меньшим.

Пробой чисто масляного промежутка между цилиндрическими электродами происходит чаще при большем напряжении, когда электроды голые, чем при изолировании внутреннего электрода бумагой. Разница в нашем случае составляет 5% и лежит, вообще говоря, в пределах разброса измеряемой величины, однако аналогичный эффект неоднократно отмечался в литературе.

Рассматривая эти результаты с точки зрения выявления указанных зависимостей, можно сделать следующие выводы:

1. При неизменном расстоянии между электродами пробивное напряжение практически прямо пропорционально суммарной толщине картона.

2. При неизменном расстоянии между электродами и неизменной суммарной толщине пробивное напряжение практически не зависит от числа листов картона.

Отсюда следует, что конструкция изоляции, если понимать под этим разбивку общей длины промежутка на несколько каналов и определение количества барьеров (без изменения их суммарной толщины), не влияет на сквозную кратковременную электрическую прочность.

В частности, при толщине твердой изоляции 2 мм ($S=12,5$ мм) пробивное напряжение лежит в пределах 100—110 кв и практически не зависит от конструкции изоляции: 4 слоя по 0,5 мм — $U_{\text{пр}}=111$ кв, 2 слоя по 1 мм — $U_{\text{пр}}=108$ кв, 1 слой 2 мм — $U_{\text{пр}}=109$ кв. Разбивка масляного промежутка на равные или неравные части и расположение наибольшего канала у электродов или посередине практически не влияют на сквозную кратковременную прочность. При общей толщине изоляции (расстояние между электродами), равной 25 мм, пробивное напряжение пропорционально суммарной толщине твердой изоляции. Пропорциональность имеет место в пределах 2—4 мм (10—20% заполнения всего промежутка). Отклонение от пропорциональности в области меньшей толщины барьера аналогично тому, что имело место при $S=12,5$ мм и $\delta_k=0,5$ мм. Отклонение от пропорциональности в области больших толщин связано, по-видимому, с образованием интенсивных разрядов по поверхности в области слабонеравномерного поля.

Резюмируя результаты испытаний образцов на пробой, можно сделать следующие выводы:

1. Коэффициент заполнения твердой изоляцией должен быть не менее 0,2. С учетом возможных отклонений толщины картона от номинала можно принять $K_3=0,25$. Большее заполнение изоляционного промежутка картоном представляется бесполезным, так как в этом случае прочность будет определяться поверхностными разрядами.

2. Электрическая прочность маслобарьерной изоляции при плавном подъеме напряжения может

быть принята равной 100 кв/см (коэффициент заполнения равен 0,2—0,25).

3. В пределах выбранной суммарной толщины барьера их число и расположение практически не влияют на кратковременную электрическую прочность.

4. Пробивное напряжение угловых шайб в неравномерном поле растет пропорционально увеличению толщины шайбы.

Общепринятые в Советском Союзе данные об электрической прочности маслобарьерной изоляции относятся к пробою первого масляного канала. В настоящей работе такие разряды называются частичными разрядами и их исследование производилось на специальных образцах. Для исследования электрической прочности масляных каналов в ряде опытов с цилиндрическими образцами регистрировалось напряжение появления частичных разрядов, отмечаемое по осциллографу. Конструкция цилиндрического образца обеспечивала (благодаря краевым конусам и торцевым шайбам) полный пробой изоляции в центральной цилиндрической части образца.

Отсутствие частичных разрядов на краях электродов в этих образцах не обеспечивалось. По некоторым признакам, характеризующим картину разрядов, наблюдавшую на осциллографе, можно было предположительно отличать появление разрядов в центральной части образца от скользящих разрядов на краю. На рис. 8 приведена зависимость определенного таким образом напряжения частичных разрядов от размера наибольшего масляного канала. На этом же рисунке приведены данные [Л. 9], которые при толщине канала 10 мм и больше хорошо согласуются с нашими. При меньшей толщине канала напряжения частичных разрядов, полученные в настоящей работе, существенно ниже, чем по данным [Л. 9], что может быть объяснено различной интенсивностью регистрируемых явлений.

Имеющиеся в литературе сведения о частичных разрядах в трансформаторной изоляции в настоящее время совершенно недостаточны, и вопрос этот по существу можно считать неисследованным. Характерно, что существуют прямо противоположные мнения о том, можно или нельзя допускать ионизационные процессы в трансформаторах при рабочем и даже при испытательном напряжении. Наиболее вероятным местом возникновения ионизационных процессов в изоляции трансформаторов следует считать ребра крайних проводов катушек, так как в этом месте напряженность поля наибольшая. Уводов, у емкостных колец и у поверхностей других токоведущих деталей с большими радиусами закругления напряженность поля, очевидно, имеет меньшую величину и ионизационные процессы начинаются при большем напряжении, чем у обмотки.

Другим возможным местом возникновения частичных разрядов следует считать щели между различными изоляционными деталями (между витковой изоляцией и прокладками, между прокладками и цилиндрами и т. д.). Наконец, при каком-то напряжении должны начаться разряды в слабонеравномерном поле между изоляционными цилиндрами.

рами. В соответствии с этим для предварительных опытов по регистрации ионизационных процессов целесообразно использовать образцы цилиндрического типа со слабонеравномерным полем для исследования частичных разрядов между изоляционными цилиндрами, образцы с обмотками — для исследования ионизационных процессов у проводов обмотки, и образцы без разделки краев — для исследования скользящих разрядов по поверхности картона.

При решении вопроса о допустимости ионизационных процессов при рабочем или испытательном напряжении первостепенное значение будет иметь интенсивность ионизации. Удобнее всего ориентироваться на удельную интенсивность, отнесенную к единице объема диэлектрика, охваченного частичными разрядами. Не имея никаких предварительных данных, следует, очевидно, попытаться измерить как самую слабую ионизацию, так и наиболее сильные разряды. Целью этих исследований в конечном счете должно быть определение безопасного уровня интенсивности. В качестве первой задачи может быть поставлено определение той интенсивности частичных разрядов, при которой на картоне остаются заметные глазом следы.

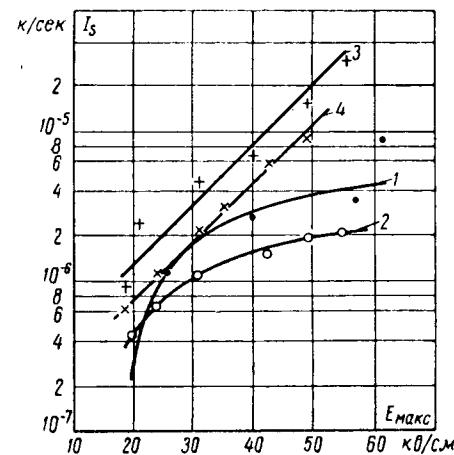
При исследовании ионизационных характеристик было испытано около 20 образцов различной конструкции. Характерные кривые зависимости интенсивности ионизации от напряженности поля у внутреннего электрода приведены на рис. 9. Данные, по которым построены графики на рис. 9, получены при испытаниях образцов с цилиндрическими электродами, причем наружный электрод состоял из трех частей: средней (измерительной) и двух крайних конусов, электрически отделенных от средней части и заземленных.

Разница между средней частью образца и краями в величине относительной интенсивности ионизации и в характере ее зависимости от напряжения выявляется в этих измерениях достаточно явственно. По кривым, приведенным на рис. 9, можно видеть, что ионизационные процессы начинаются одновременно как в средней части, так и у краев. Объясняется это, во-первых, тем, что в этой конструкции электродов кромки имеются и у средней части и у крайних частей наружного электрода и, во-вторых, тем, что при наибольшей чувствительности разряды с крайних электродов регистрируются также и на среднем электроде, хотя и с меньшей интенсивностью. Однако при большем напряжении и уменьшенной чувствительности, т. е. при регистрации более мощных разрядов, интенсивность ионизации на краях электродов становится существенно больше, чем интенсивность ионизации в средней части образца.

Характер зависимости $I_s=f(U)$ также различный для средней части и для краев. В слабонеравномерном поле с увеличением напряжения интенсивность ионизации растет хотя и непрерывно (в этих образцах), но с замедляющимся темпом. На краях электродов, где имеет место скользящий разряд, рост интенсивности ионизации в полулогарифмических координатах почти линейный с тенденцией к убыстрению. Причина этой разницы заключается в характере электрического поля в средней

Рис. 9. Зависимость относительной интенсивности ионизации от напряженности у внутреннего электрода.

1 и 2 — измерение с средней части наружного электрода; 3 и 4 — измерение с крайних частей наружного электрода.



части электродов и на краю. На краю, где имеется большая тангенциальная составляющая, частичные разряды уже при напряженности 25—30 кВ/см (толщина изоляции 12—25 мкм) представляют собой скользящий разряд, развивающийся вдоль поверхности картона. В средней части образца при напряженности до 60 кВ/см, по-видимому, не возникают разряды, по интенсивности аналогичные скользящим разрядам с оформленнымся каналом разряда. Это подтверждается также и тем, что при разборке образцов, не подвергавшихся воздействию напряженности, большей 55—60 кВ/см (относительная интенсивность частичных разрядов 10^{-8} — 10^{-7} к/сек), на поверхности картона в средней части образца не было найдено следов частичных разрядов.

Проведенные исследования показали, что в маслобарьерной изоляции, как и в бумажно-масляной следует различать два качественно различных вида ионизационных процессов. Во-первых, начальная ионизация, во многом аналогичная начальной ионизации, имеющей место в бумажно-масляной изоляции и, по-видимому, с той же физической природой: незавершенные частичные разряды (корона) в масле. Во-вторых, критическая ионизация, представляющая собой разряды стримерного типа (пробой масляного канала). Критическая ионизация возникает в образцах с расстоянием между электродами 12 мкм непосредственно перед сквозным пробоем изоляции и имеет интенсивность 10^{-6} — 10^{-4} к/сек. Время существования критической ионизации от ее возникновения до полного пробоя образца составляло от 1—2 до 40—60 сек. Напряжение критической ионизации для этих образцов равно пробивному напряжению. У образцов с расстоянием между электродами 25 мкм критическая ионизация начинается при напряженности от 50 до 80 кВ/см, сквозной пробой происходит при напряженности около 100 кВ/см.

Совпадение напряжения критической ионизации с пробивным напряжением при толщине изоляции 12 мкм означает, что в этом случае разряды стримерного типа за несколько секунд полностью разрушают картон 0,5 мкм. В образцах с толщиной изоляции 25 мкм такие разряды при своем возникновении имеют недостаточную для полного пробоя мощность и пробой происходит при более высоком напряжении.

Таким образом, разделение ионизационных процессов в маслобарьерной изоляции на начальную ($I_s = 10^{-8} \div 10^{-7}$ к/сек) и критическую ($I_s = 10^{-6} \div 10^{-4}$ к/сек) ионизацию подразумевает, так же как и для бумажно-масляной изоляции, разделение частичных разрядов на слабые, разрушающие только масло, и сильные разряды, интенсивно разрушающие масло и повреждающие картон.

На основании данных, приведенных на рис. 8, и известных закономерностей изменения пробивного напряжения масла в зависимости от расстояния можно было ожидать уменьшения напряженности критической ионизации при увеличении ширины масляного канала (расстояние между электродом и барьером или между барьерами). Для выяснения влияния расположения барьеров на ионизационные характеристики были испытаны образцы с расстоянием между электродами 12 и 25 мм. Полученные данные согласуются с высказанными соображениями о влиянии ширины канала на величину $E_{кр}$, однако в силу разброса значений эти данные нельзя считать достаточными.

Установить определенную связь между интенсивностью ионизации и состоянием поверхности картона в описываемых опытах не удалось, однако можно считать, что заметные черные следы появляются только в том случае, если в образце существовала критическая ионизация. Белые следы в некоторых случаях обнаруживались в образцах, подвергнутых воздействию критической ионизации, в других случаях и после воздействия критической ионизации белых следов не было и только вблизи места пробоя картон был разъеден черными следами. На основании выполненных опытов можно считать, что разряды с кажущейся интенсивностью до 10^{-7} к не оставляют никаких следов на картоне, при интенсивности $10^{-6} \div 10^{-5}$ к следы могут быть белые и черные и при интенсивности 10^{-4} к на картоне остаются черные следы. Следует иметь в виду, что названные величины кажущейся интенсивности относятся к емкости образца 100—400 пФ. О том, что образование черных следов недопустимо, по-видимому, нет разных мнений. Недопустимость белых следов, вообще говоря, не самоочевидна и требует проведения дальнейших экспериментов.

По результатам ионизационных испытаний образцов можно сделать следующие выводы:

1. В маслобарьерной изоляции следует разли-

чать два вида ионизационных процессов: начальную и критическую ионизацию.

2. Как и в бумажно-масляной изоляции, начальная ионизация представляет собой частичные разряды в масле (корона) или в имеющихся в образце включениях с ослабленной электрической прочностью. Разрушающее воздействие начальной ионизации на изоляцию заключается в разложении масла.

3. Величина напряженности начальной ионизации в слабонеравномерном поле лежит в пределах 15—35 кВ/см. Разброс напряжений появления ионизации у одного образца характеризуется дисперсией $\sigma \approx 10\%$.

4. Критическая ионизация в маслобарьерной изоляции представляет собой стримерные разряды, разрушающие не только масло, но и картон.

5. Величина напряженности критической ионизации в слабонеравномерном поле лежит в пределах 50—80 кВ/см, причем с увеличением ширины канала напряженность критической ионизации уменьшается.

Литература

1. Зингерман А. С., Определение пробивного напряжения по испытаниям образцов, «Электричество», 1950, № 3.
2. Каррелер Н., Recent forms of execution of 380 kV transformer bushings, CIGRE, 1126, 1958.
3. Sie T., Wohlfahrt O., Transference or test results from experiments on small models to n times larger test objects with insulation under oil, Power Apparatus and Systems, 1962, v. 3, p. 601—607, Disc. p. 607—608.
4. Standring W., Hughes R., Breakdown under impulse voltages of solid and liquid dielectrics in combination, Proc. IEE, 1956, 103A, p. 583.
5. Gänger B., Die Auswirkung von Schaltüberspannungen auf Transformatoren, Drosselspulen, Strom- und Spannungswandler, B. B. C. Mitteilungen, 1960, Bd 47, S. 4.
6. Farneth W., Vogel F., Switching surge and long duration voltage tests on transformer insulation, Power Apparatus and Systems, 1956, № 27.
7. Hurrel R., Untersuchungen über den Entladungseinsetz an Spulenkanten von Hochspannungswicklungen unter Öl, Arch. f. Elektr., 1951, 40, № 2.
8. Александров Г. Н. и Иванов В. Л., Электрическая прочность длинных воздушных промежутков при воздействии внутренних перенапряжений, Научно-техн. инф. бюлл. ЛПИ, 1962, № 1.
9. Walther K., Die verschiedenen Arten von Hauptisolation der Hochspannungstransformatoren, Elektric, 1958, № 10.

[15.6.1964]



О соотношении мощностей в схемах выпрямления электрического тока

Кандидат техн. наук В. М. КОЛЕСНИКОВ

В литературе по электронике [Л. 1–3] при рассмотрении работы выпрямителей на активную нагрузку допущена неточность, в результате которой расчетные мощности обмоток трансформатора и его типовая мощность оказываются завышенными. Кроме того, приводимые неправильные рекомендации противоречат физике процессов, происходящих в цепях с вентилями.

Обычно каждую схему выпрямления идеализированного выпрямителя и трансформатора характеризуют следующими коэффициентами:

1) коэффициентом использования первичной обмотки трансформатора

$$k_1 = \frac{S_1}{P_d};$$

2) коэффициентом использования вторичной обмотки трансформатора

$$k_2 = \frac{S_2}{P_d};$$

3) коэффициентом использования трансформатора

$$k_t = \frac{S_t}{P_d}.$$

Здесь

$$S_1 = m_1 I_1 U_1; S_2 = m_2 I_2 U_2; P_d = I_d U_d;$$

$$S_t = \frac{S_1 + S_2}{2},$$

где m_1 и m_2 — числа фаз соответственно первичной и вторичной обмоток трансформатора; U_1 , U_2 , I_1 и I_2 — действующие значения напряжений и токов первичной и вторичной обмоток трансформатора; I_d , U_d — средние значения выпрямленного тока и напряжения.

По этим коэффициентам при исходных I_d и U_d рекомендуется выбирать габаритные размеры магнитной системы трансформатора и объем, занимаемый медью обмоток.

Известно, что активная мощность при периодических процессах в любой цепи определяется средним значением мощности за полный период, т. е.

$$P = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u(\theta) i(\theta) d\theta,$$

где

$$\theta = \omega t;$$

$u(\theta)$ и $i(\theta)$ — мгновенные значения напряжения на зажимах цепи и тока в ней.

Если $u(\theta)$ или $i(\theta)$ в течение периода постоянны, то очевидны равенства

$$P_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta = \frac{1}{2\pi} U_d \int_0^{2\pi} i_d(\theta) d\theta = U_d I_d;$$

$$P_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta = \frac{1}{2\pi} I_d \int_0^{2\pi} u_d(\theta) d\theta = U_d I_d.$$

В общем же случае

$$P_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta \neq U_d I_d,$$

так как при $u_d = f(\theta)$ и $i_d = f(\theta)$ их средние значения равны:

$$U_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) d\theta;$$

$$I_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} i_d(\theta) d\theta,$$

а для активной мощности нагрузки имеет место неравенство

$$P_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta \neq \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d(\theta) d\theta \cdot \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} i_d(\theta) d\theta.$$

Поэтому по произведению $U_d I_d$ нельзя судить о мощности, потребляемой нагрузкой.

Рассмотрим некоторые схемы при работе на активную нагрузку.

Для однополупериодного выпрямления

$$S_1 = 2,69 \frac{I_m U_m}{\pi^2}; \quad S_2 = \frac{I_m U_m}{2\sqrt{2}};$$

$$P_d = \frac{I_m U_m}{\pi^2}; \quad k_1 = \frac{S_1}{P_d} = 2,69;$$

$$k_2 = \frac{S_2}{P_d} = 3,5; \quad k_t = \frac{S_t}{P_d} = 3,1,$$

где U_m и I_m — амплитуды вторичного напряжения и тока.

Полученные величины коэффициентов приводятся в литературе и рекомендуются для расчетов.

Сравним их с действительными соотношениями мощностей в схеме, для чего фактические коэффициенты будем обозначать звездочкой.

Активная мощность, потребляемая нагрузкой на стороне постоянного тока, равна:

$$P^{*d} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta = \frac{U_m I_m}{2\pi} \int_0^{\pi} \sin^2 \theta d\theta = \frac{U_m I_m}{4}.$$

Соответственно

$$k^{*1} = \frac{S_1}{P^{*d}} = 1,1;$$

$$k^{*2} = \frac{S_2}{P^{*d}} = 1,41; \quad k^{*t} = 1,25.$$

Из отношений

$\frac{k_1}{k^{*1}} = 2,44$; $\frac{k_2}{k^{*2}} = 2,48$ и $\frac{k_t}{k^{*t}} = 2,47$ следует, что при расчетах по литературным данным мощность обмоток и типовая мощность трансформатора получаются завышенными примерно в 2,5 раза.

При двухполупериодном выпрямлении с нулевым выводом

$$S_1 = \frac{U_m I_m}{2}; \quad S_2 = \frac{U_m I_m}{\sqrt{2}}; \quad P_d = \frac{4U_m I_m}{\pi^2};$$

$$k_1 = 1,23; \quad k_2 = 1,75; \quad k_t = 1,48.$$

Фактически

$$P^{*d} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta = \frac{U_m I_m}{2};$$

$$k^{*1} = \frac{S_1}{P^{*d}} = 1; \quad k^{*2} = \frac{S_2}{P^{*d}} = 1,41; \quad k^{*t} = 1,2.$$

Ошибки получаются равными:

$$\frac{k_1}{k^{*1}} = 1,23; \quad \frac{k_2}{k^{*2}} = 1,24; \quad \frac{k_t}{k^{*t}} = 1,23.$$

При двухполупериодном выпрямлении по мостовой схеме

$$S_1 = S_2 = \frac{U_m I_m}{2}; \quad P_d = \frac{4U_m I_m}{\pi^2};$$

$$k_1 = k_2 = k_t = 1,23.$$

Фактически

$$P^*_{\text{d}} = \frac{1}{\pi} \int_0^{\pi} u_d(\theta) i_d(\theta) d\theta = \frac{U_m I_m}{2};$$

$$k^*_1 = k^*_2 = k^*_t = 1.$$

Ошибка

$$\frac{k_1}{k^*_1} = \frac{k_2}{k^*_2} = \frac{k_t}{k^*_t} = 1,23.$$

Отметим несоответствие, которое существует между литературными данными и физикой процессов в схемах.

Примем обычные допущения: ток намагничивания трансформатора равен нулю, потери активной мощности в трансформаторе равны нулю, реактивность рассеяния трансформатора равна нулю, потери мощности в вентилях равны нулю, фильтр на выходе выпрямителя отсутствует, нагрузка выпрямителя чисто активная.

По литературным данным мощность S_1 в схеме с нулевым выводом получается в 1,23 раза больше мощности, потребляемой на стороне постоянного тока. Вместе с тем напряжение, приложенное к первичной обмотке, и ток через нее в рассматриваемом случае синусоидальны и совпадают по фазе ($\cos \phi = 1$), т. е. полная мощность, потребляемая трансформатором, чисто активная и по закону сохранения энергии должна быть равна активной мощности, потребляемой нагрузкой. Потерями в трансформаторе и вентилях, как отмечалось, обычно пренебрегают.

Все сказанное целиком относится и к мостовой схеме, где как вторичный, так и первичный токи синусоидальны и совпадают по фазе с напряжением. Поэтому и здесь полная пер-

вичная мощность равна мощности нагрузки. Расчетные мощности обмоток и трансформатора в этой схеме необходимо выбирать равными мощности нагрузки на стороне постоянного тока. Аналогичные уточнения легко получить и для других схем. С увеличением числа фаз ошибка при расчете типовой мощности уменьшается и не имеет существенного значения.

Так, например, при трехфазном выпрямлении с нулевым выводом $S_1 = 0,838 U_m I_m$; $S_2 = 1,03 U_m I_m$; $P_d = 0,69 U_m I_m$; $k_1 = 1,21$; $k_2 = 1,48$; $k_t = 1,34$.

Фактически

$$P^*_{\text{d}} = \frac{3}{2\pi} \int_{\frac{\pi}{6}}^{\frac{5}{6}\pi} u(\theta) i(\theta) d\theta = \frac{3}{2\pi} \int_{\frac{\pi}{6}}^{\frac{5}{6}\pi} U_m I_m \sin^2 \theta d\theta = \\ = 0,706 U_m I_m;$$

$$k^*_1 = 1,18; k^*_2 = 1,45; k^*_t = 1,33.$$

Следовательно,

$$\frac{k_1}{k^*_1} = 1,02, \quad \frac{k_2}{k^*_2} = 1,02, \quad \frac{k_t}{k^*_t} = 1,01.$$

Л и т е р а т у р а

1. Рогинский В. Ю., Электропитание радиоустройств, Госэнергоиздат, 1963.

2. Каганов И. Л., Промышленная электроника, Госэнергоиздат, 1961.

3. Блайтер С. Г., Промышленная электроника, Гостоптехиздат, 1963.

{1.12.1964]



УДК 621.316.925.1

Питание релейной защиты от трансформатора тока с шунтом

Инж. А. А. ВОСКРЕСЕНСКИЙ и кандидат техн. наук В. Е. КАЗАНСКИЙ

Многие схемы питания релейной защиты от трансформатора тока могут быть сведены к рис. 1. На этом рисунке Z_0 — сопротивление ветви намагничивания сердечника трансформатора тока; Z_t — активное сопротивление и индуктивность рассеяния вторичной обмотки трансформатора тока; $Z_{\text{пр}}$ — сопротивление соединительных проводов; Z_p — входное сопротивление релейной защиты; I_1 — приведенный первичный ток; I_2 — вторичный ток; I_0 — ток намагничивания; U_2 — вторичное напряжение трансформатора тока; $U_{\text{пр}}$ — падение напряжения в соединительных проводах; U_p — напряжение на входе релейной защиты.

Номинальному вторичному току I_{2n} соответствует номинальное вторичное напряжение U_{2n} . Если $U_{\text{пр}}$ и U_p совпадают по фазе, то

$$U_{2n} = I_{2n} Z_{\text{пр}} + \frac{S_{p,n}}{I_{2n}} = U_{2n}, \quad (1)$$

где $S_{p,n}$ — полная мощность на входе релейной защиты при номинальном токе. Эта мощность мало зависит от номинального вторичного тока и поэтому в дальнейшем считается постоянной; U_{2n} —

номинальное вторичное напряжение в первом случае.

Важным параметром трансформатора тока в схеме релейной защиты является кратность тока по отношению к номинальному (k_d), при которой токовая погрешность трансформатора тока не превышает заданного значения $\Delta\%$, например, кратность 10%-ной погрешности. Если для заданного трансформатора тока и заданных $S_{p,n}$ и $Z_{\text{пр}}$ величина k_d оказывается слишком малой, то для увеличения ее снижают U_{2n} за счет уменьшения $Z_{\text{пр}}$, т. е. увеличивают сечение соединительных проводов, что, разумеется, связано с дополнительными капиталовложениями.

Между тем при $Z_{\text{пр}} \gg Z_p$ заметное снижение U_{2n} и соответствующее увеличение k_d могут быть достигнуты более дешевым способом, не требующим утяжеления и удорожания соединительных проводов. Для этого можно, например, включить на зажимы трансформатора линейный шунт с сопротивлением $Z_{\text{ш}}$. При этом схема замещения изменяется в соответствии с рис. 2.

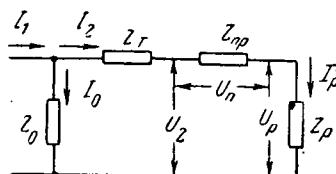


Рис. 1. Схема замещения трансформатора тока.

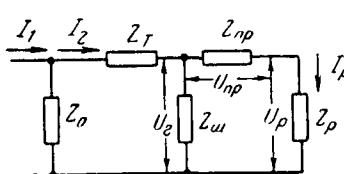


Рис. 2. Схема замещения при наличии шунта.

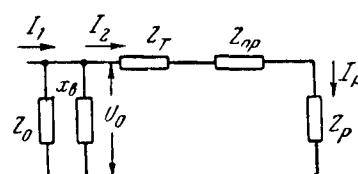


Рис. 3. Схема замещения при наличии зазора в сердечнике.

При наличии шунта по соединительным проводам и релейной защите протекает только часть вторичного тока трансформатора тока и номинальное вторичное напряжение:

$$U_{2n} = \frac{I_{2n}}{n} Z_{np} + n \frac{S_{p,n}}{I_{2n}} = U_{2n2}. \quad (2)$$

Коэффициент $n = \frac{I_{2n}}{I_p} > 1$ зависит от параметров шунта и может быть установлен сколь угодно большим. Предполагается, что после включения шунта соответственно увеличивают Z_p с тем, чтобы при $I_2 = I_{2n}$ сохранить прежнее значение $S_{p,n}$.

После включения шунта номинальное напряжение трансформатора тока уменьшается в A раз:

$$A = \frac{U_{2n1}}{U_{2n2}} = \frac{a+1}{a+n}, \quad (3)$$

где a — отношение сопротивления соединительных проводов к входному сопротивлению релейной защиты до включения шунта,

$$a = \frac{Z_{np}}{Z_p} = \frac{I_{2n}^2 Z_{np}}{S_{p,n}}. \quad (4)$$

Кратность уменьшения вторичного напряжения и соответственно увеличения k_Δ получается наибольшей ($A = A_{\max}$) при $n = \sqrt{a}$.

При этом

$$A_{\max} = \frac{a+1}{2\sqrt{a}}. \quad (5)$$

В настоящее время благодаря применению полупроводниковых, магнитных и других элементов мощность, потребляемая релейной защитой, снижается и уже теперь в ряде конструкций $S_{p,n} \leq 28a$.

Одновременно в связи с укрупнением энергетических установок растут длины соединительных проводов, и сопротивление соединительных проводов при минимально допустимом сечении нередко превышает 12 ом. Поэтому даже для трансформаторов тока с номинальным вторичным током 1 а коэффициент a нередко равен 6 и более. При $a = 6$ $A_{\max} = 1,4$, т. е. шунтирование трансформатора тока обеспечивает снижение U_{2n} в 1,4 раза и повышение во столько же раз k_Δ . Для схемы, изображенной на рис. 1, это эквивалентно увеличению сечения соединительных проводов более чем в 1,5 раза.

Еще больший эффект дает шунтирование трансформатора тока, если U_{np} и U_p сдвинуты по фазе на 90 эл. град. При этом

$$A_{\max} = \sqrt{\frac{a^2 + 1}{2a}} \quad (6)$$

и уже при $a = 6$ $A_{\max} = 1,7$.

Если снижения U_{2n} не требуется, то при $a \gg 1$ шунтирование трансформатора тока позволяет увеличивать сопротивление соединительных проводов без понижения k_Δ .

Допустим, что одновременно с шунтированием трансформатора тока сопротивление соединительных проводов увеличено в k_{np} раз.

Тогда номинальное вторичное напряжение трансформатора тока с шунтом при совпадении U_{np} и U_p по фазе будет:

$$U_{2n} = \frac{I_{2n}}{n} Z_{np} k_{np} + n \frac{S_{p,n}}{I_{2n}}. \quad (7)$$

Приравняв выражения (1) и (7) и решив их совместно относительно k_{np} , найдем допустимую кратность увеличения сопротивления соединительных проводов при шунтировании трансформатора тока, если номинальное вторичное напряжение остается неизменным:

$$k_{np} = \frac{a+1-n}{a} n. \quad (8)$$

Допустимая кратность увеличения сопротивления соединительных проводов получается максимальной ($k_{np} = k_{np,\max}$) при

$$n = \frac{a+1}{2}. \quad (9)$$

При этом

$$k_{np,\max} = \frac{(a+1)^2}{4a}. \quad (10)$$

Уже при $a = 6$ $k_{np,\max} = 2$, т. е. шунтирование трансформатора тока позволяет увеличить сопротивление соединительных проводов в 2 раза без изменения k_Δ .

Еще больший эффект получается, когда U_{np} и U_p сдвинуты по фазе на 90 эл. град. При этом

$$k_{np,\max} = \frac{a^2 + 1}{2a} \quad (11)$$

и, следовательно, уже при $a = 6$ шунтирование трансформатора тока позволяет увеличить сопротивление соединительных проводов в 3 раза.

Если фаза тока I_p не имеет значения, то шунтировать трансформатор тока можно любым линейным сопротивлением — активным, реактивным или

смешанным. Важно только так подобрать величину этого сопротивления, чтобы обеспечить необходимое значение коэффициента n .

Вместо включения идеального индуктивного шунта можно устроить в сердечнике трансформатора тока воздушный зазор: заменить трансформатор тока без зазора трансформатором тока с воздушным зазором в тех же габаритах и с теми же числами витков первичной и вторичной обмоток.

Таким образом, в рассматриваемом случае ($\alpha \gg 1$) применение трансформатора тока с воздушным зазором оправдывается для некоторых защите не только технически (в том смысле, что улучшается протекание переходных процессов), но и экономически, поскольку трансформатор тока с зазором остается тех же габаритов и веса, что и трансформатор без зазора, но снижаются затраты на соединительные провода.

На рис. 3 приведена схема замещения для случая питания релейной защиты от трансформатора тока с воздушным зазором. Сопротивление намагничивания стальной части сердечника Z_0 остается практически таким же, как и при отсутствии зазора (для одинаковых значений э. д. с. U_0). X_b — индуктивный шунт, величина сопротивления которого

тем меньше, чем больше воздушный зазор в сердечнике. Расчет коэффициентов A (A_{\max} , k_{pr} , $k_{pr,max}$) и n можно производить, пользуясь приведенными выше формулами для схемы, изображенной на рис. 2, но только вместо Z_{pr} подставлять в них геометрическую сумму сопротивлений Z_t и Z_{pr} , а в качестве I_{2n} — номинальный вторичный ток трансформатора без зазора ($X_b = \infty$).

Чем больше a , тем больше n и тем ближе схема, изображенная на рис. 2 или 3, к схеме трансреактора в том смысле, что ток в цепи нагрузки (в цепи релейной защиты) значительно меньше приведенного первичного тока. Например, уже при $a=6$ ток в релейной защите составляет менее 30% приведенного первичного тока. Поэтому в схемах с шунтами одно и то же относительное измерение сопротивления внешней цепи вызывает большую дополнительную токовую погрешность, чем в схеме, изображенной на рис. 1. Это следует учитывать при проектировании, наладке и эксплуатации предлагаемых схем.

Вывод. Шунтирование трансформаторов тока как средство снижения токовой погрешности может найти применение в схемах релейной защиты и измерительных приборов.

[3.2.1965]

◆ ◆ ◆

УДК 621.

Исследование выходной величины схем сравнения по фазе, работающих на принципе переключения в качестве реле

Инж. А. Б. ВИТАНОВ

Институт энергетики, Болгария

Схемы сравнения по фазе двух синусоидальных величин одинаковой частоты, выполненные на полупроводниках, широко применяются в релейной защите в качестве реле сопротивления и реле направления мощности. Известно, что их характеристика срабатывания при бесконечной чувствительности нуль-индикатора является произвольной прямой или окружностью. При этом, однако, вопрос об изменении выходной величины внутри и вне зоны срабатывания до сих пор не рассматривался. В то же время он имеет существенное значение по следующим причинам:

1) параметр срабатывания нуль-индикатора на практике всегда отличен от нуля, вследствие чего характеристика реле отклоняется от вышеупомянутой;

2) реле с одной и той же заданной характеристикой можно получить при помощи самых разнообразных линейных комбинаций тока и напряжения на входе;

Могут быть рассмотрены следующие требования к входным величинам: а) максимальная пропуската выполнения; б) минимальное потребление;

в) максимальное значение выходной величины при коротких замыканиях внутри и вне зоны срабатывания; г) максимальная скорость изменения выходной величины в условиях, близких к грани срабатывания, и др. Теоретически наиболее важны последние два требования, которые предполагают детальное выяснение характера изменения выходной величины.

В настоящей работе сделана попытка решить поставленные задачи для схем переключения (коммутационных схем).

Поверхности приведенной выходной величины. В коммутационных схемах сравнения по фазе (например, рис. 1) одна из двух сравниваемых величин переключается в зависимости от знака другой. Первая из них называется управляемой, вторая — управляющей. Обозначим управляющую и управляемую величины соответственно через $A_1 = A_1 e^{i\Phi_1}$ и $A_2 = A_2 e^{i\Phi_2}$. Считая величину A_1 достаточно большой, для среднего значения M выходного напряжения $u_{\text{вых}}$ можно написать:

$$M = k A_2 \cos \Phi, \quad (1)$$

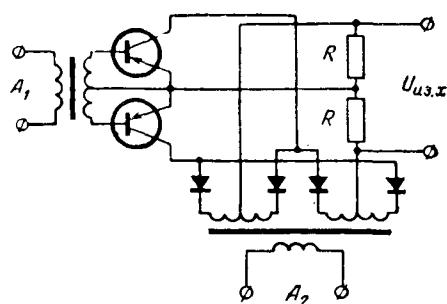


Рис. 1.

где $\psi = \psi_1 - \psi_2$, k — коэффициент с размерностью, определяемой размерностью величины A_2 , которая может быть как напряжением, так и током.

Величины A_1 и A_2 назовем входными величинами, а M — выходной величиной реле. Входные величины могут быть в общем случае пропорциональны линейным комбинациям из подводимых к реле величин:

$$\begin{aligned} \dot{A}_1 &= k_1(\dot{a}_{11}\dot{U} + \dot{a}_{12}\dot{I}); \\ \dot{A}_2 &= k_2(\dot{a}_{21}\dot{U} + \dot{a}_{22}\dot{I}), \end{aligned} \quad (2)$$

где k_1 и k_2 — действительные коэффициенты, размерность которых определяется размерностью величин A_1 и A_2 ; \dot{a}_{11} , \dot{a}_{12} , \dot{a}_{21} , \dot{a}_{22} — комплексные коэффициенты. Очевидно, коэффициенты с одинаковыми первыми или вторыми индексами не могут быть одновременно равны нулю. Кроме того, будем считать $\dot{a}_{11} \neq 0$.

Выражение (1) может быть представлено в виде

$$M = \frac{k}{A_1} \operatorname{Re}(\dot{A}_1 \dot{A}_2). \quad (3)$$

Подставив (2) в (3) и разделив полученное на kk_2I , находим:

$$m = \frac{1}{|\dot{Z} + \dot{Z}_1|} \operatorname{Re}[(\dot{Z} + \dot{Z}_1)(\dot{c}\dot{Z} + \dot{Z}_2)e^{j\gamma}], \quad (4)$$

где

$$m = \frac{M}{kk_2I}; \quad (5)$$

$$\dot{Z} = \frac{\dot{U}}{\dot{I}}; \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \dot{Z}_1 &= Z_1 e^{j\varphi_1} = \frac{\dot{a}_{12}}{\dot{a}_{11}}, \quad \dot{Z}_2 = Z_2 e^{j\varphi_2} = \dot{a}_{22}; \\ \dot{c} &= ce^{j\varphi_c} = \dot{a}_{21}; \\ \gamma &= -\arg \dot{a}_{11}. \end{aligned} \quad (7)$$

В выражении (6) Z — сопротивление на зажимах реле. В выражениях (7) коэффициенты c , \dot{Z}_1 , \dot{Z}_2 , характеризующие подводимые комбинации, в отличие от обычных полных сопротивлений могут иметь не только положительные, но и отрицательные действительные части.

Назовем величину m приведенной выходной величиной. Эту величину проще всего исследовать в цилиндрических координатах. Если принять точку $P(-\dot{Z}_1)$ за полюс, направить полярную ось по вектору

$(c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2)e^{j\gamma}$ и обозначить радиус-вектор и полярный угол соответственно через p и α , то уравнение (4) можно переписать в виде:

$$m = p \cos(\varphi_c + \gamma) - |c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2| \cos \alpha, \quad (8)$$

где

$$\alpha = \arg \frac{\dot{Z} + \dot{Z}_1}{c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2} - \gamma.$$

Из (8) видно, что поверхность m конусообразна и образована вращением луча, начало которого находится на перпендикуляре в точке P к основной плоскости \dot{Z} (рис. 2). При вращении луч сохраняет постоянный наклон

$$\operatorname{tg} \beta = c \cos(\varphi_c + \gamma).$$

но с изменением $|\alpha|$ от 0 до π его исходная точка поднимается по косинусоидальному закону от $-h$ до h , где

$$h = |c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2|. \quad (9)$$

К поверхности следует отнести и отрезок $p=0$, $-h \leq m \leq h$; это означает, что в точке P функция m неопределенна, хотя и ограничена в указанных пределах. Физически этот факт объясняется тем, что в этой точке управляющая величина $A_1=0$ и схема не работает.

При исследовании поверхности необходимо рассмотреть следующие два случая:

1. $c \cos(\varphi_c + \gamma) \neq 0$. В этом случае поверхность пересекает основную плоскость по окружности

$$\frac{p}{\cos \alpha} = \frac{|c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2|}{c \cos(\varphi_c + \gamma)} \quad (10)$$

с радиусом $r = \frac{|c\dot{Z}_1 - \dot{Z}_2|}{2c \cos(\varphi_c + \gamma)}$ и с координатами центра $p_0 = r$ и $\alpha_0 = 0$. Из выражений (10) и (8) можно получить следующее уравнение для горизонталей $m = \text{пост.}$:

$$m = c \cos(\varphi_c + \gamma) (p - 2r \cos \alpha).$$

Последнее выражение является уравнением улитки Паскаля в полярных координатах с $a = 2r$ и $l = \frac{m}{c \cos(\varphi_c + \gamma)}$.

Полученные результаты дают возможность изобразить карту поверхности, показанную на рис. 3.

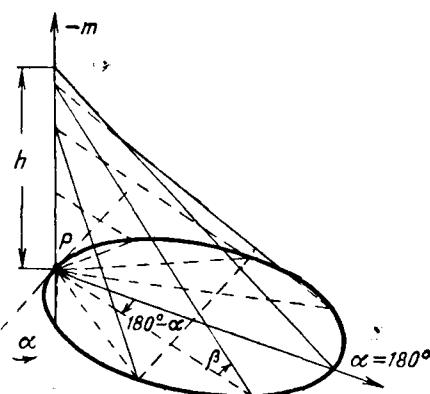


Рис. 2.

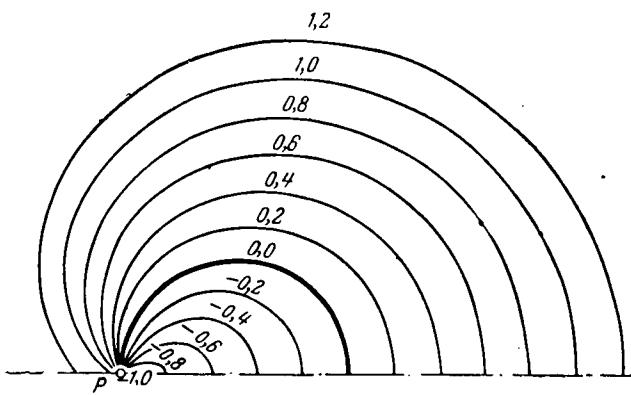


Рис. 3.

На ней указаны значения $\frac{m}{h}$, где h определяется выражением (9). Сверху поверхность не ограничена, однако $m_{\min} = -h$.

2. $c \cos(\varphi_c + \gamma) = 0$. В этом случае в уравнении (8) исчезает первый член и поверхность пересекает основную плоскость по прямой $|\alpha| = \frac{\pi}{2}$, проходящей через точку P и перпендикулярной полярной оси. Горизонтали представляют лучи, образующие с полярной осью углы

$$\alpha_1 = \arccos\left(-\frac{m}{h}\right).$$

Карта поверхности для этого случая приведена на рис. 4, где, как и выше, указаны значения $\frac{m}{h}$. Вдоль луча $\alpha = 0$ m сохраняет свое минимальное значение $m_{\min} = -h$, а вдоль луча $\alpha = \pi$ — максимальное значение $m_{\max} = h$.

Характеристики срабатывания реле при конечной чувствительности нуль-индикатора. Зона действия реле. Полученные поверхности приведенной выходной величины m дают возможность найти характеристику реле при заданной чувствительности нуль-индикатора.

Обозначим через M_0 порог срабатывания нуль-индикатора. Область срабатывания реле будет ограничена линией $M = M_0$, называемой характеристикой срабатывания реле. В приведенных величинах ее уравнение имеет вид:

$$m = m_0 = \frac{M_0}{kk_2 I}. \quad (11)$$

Если $M_0 = m_0 = 0$ (бесконечная чувствительность нуль-индикатора), то получим обычную характеристику реле, которую мы назовем *нулевой характеристикой*. Это — линия пересечения поверхности выходной величины с основной плоскостью, т. е. окружность при $c \cos(\varphi_c + \gamma) \neq 0$ и прямая при $c \cos(\varphi_c + \gamma) = 0$.

Если $M_0 \neq 0$, то, как видно из выражения (11), характеристика реле зависит как от M_0 , так и от тока, являющегося в общем случае некоторой функцией Z :

$$I = \varphi(\dot{Z}).$$

Следовательно, приведенное значение порога срабатывания также есть функция \dot{Z} :

$$m_0 = \frac{M_0}{kk_2 \varphi(\dot{Z})} = f(\dot{Z}). \quad (12)$$

Уравнение (12) представляет некоторую поверхность в пространстве $\dot{Z}m$. Она пересекает поверхность приведенной выходной величины в пространственной кривой, проекция которой на плоскости \dot{Z} является характеристикой срабатывания реле. Она тем больше отличается от нулевой характеристики, чем больше M_0 .

Если принять, что в защищаемой зоне $I \approx \text{пост.}$, то характеристика, очевидно, совпадает с соответствующей горизонталью поверхности по выражению (4) или по выражению (8) (рис. 3 и 4). Она является улиткой Паскаля [при $c \cos(\varphi_c + \gamma) \neq 0$] или представляет собой два луча с общим началом, которые образуют между собой угол $2\alpha_1$ [при $c \cos(\varphi_c + \gamma) = 0$].

При $I \neq \text{пост.}$ уравнение характеристики можно получить из (4) и (12):

$$f(\dot{Z}) = \frac{1}{|\dot{Z} + \dot{Z}_1|} \operatorname{Re}[(\dot{Z} + \dot{Z}_1)(\dot{Z} + \dot{Z}_2)e^{j\gamma}].$$

Построить эту кривую легче всего по точкам, полученным пересечением одноименных горизонталей поверхностей (4) и (12), т. е. известным способом нахождения линии пересечения двух поверхностей.

Характеристика реле делит плоскость \dot{Z} на две области. Если реле срабатывает при $M = M_0 > 0$, то рабочей является одна из этих областей, а если при $M = M_0 < 0$, то — другая. Принимая сначала $M_0 = 0$, рассмотрим следующие два случая.

1. Реле срабатывает при $M > 0$ ($m > 0$). В этом случае, как видно из рис. 3 и 4, при $c \cos(\varphi_c + \gamma) \neq 0$ реле срабатывает, если входным величинам соответствуют точки *вне* области, ограниченной окружностью, а при $c \cos(\varphi_c + \gamma) = 0$ — *внутри* области $|\alpha| > \frac{\pi}{2}$.

2. Реле срабатывает при $M < 0$ ($m < 0$). В этом случае, напротив, при $c \cos(\varphi_c + \gamma) \neq 0$ реле срабатывает, если входным величинам соответствуют

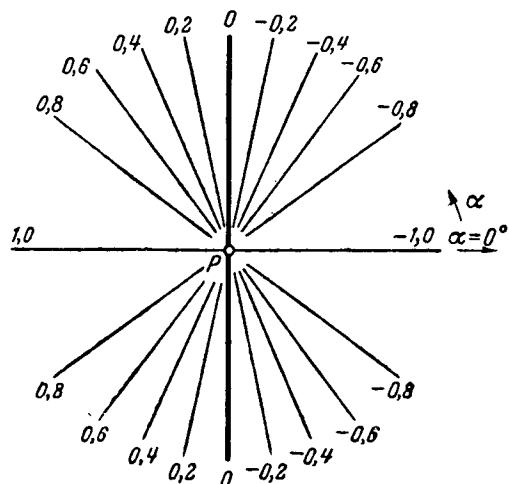


Рис. 4.

точки *внутри* области, ограниченной окружностью, а при $c \cos(\varphi_c + \gamma) = 0$ — *вне* области $|a| > \frac{\pi}{2}$.

Переход от случая 1 к случаю 2 (и наоборот) осуществляется изменением полярности выходных зажимов схемы, подводимых к нуль-индикатору.

Если параметр срабатывания нуль-индикатора $M_0 \neq 0$, то его знак, очевидно, всегда совпадает со знаком $M(m)$ в зоне действия, определенной нулевой характеристики. Как видно из рис. 3 и 4 и вышеупомянутых соображений, при этом характеристика реле изменяется по отношению к нулевой таким образом, что зона действия реле уменьшается.

Об оптимальных комбинациях для получения заданной характеристики. В начале статьи были указаны некоторые критерии выбора оптимальных комбинаций тока и напряжения (2) из бесконечно-го множества таких комбинаций, при которых возможно получение заданной характеристики реле. Ниже даны некоторые более конкретные указания, считая, что характеристика реле совпадает с нулевой характеристикой.

1. В целях упрощения можно принять:

а) для реле с характеристикой в виде прямой линии $a_{21} = c = 0$, а если эта прямая проходит через начало координат (реле направления мощности), то $a_{12} = Z_1 = 0$;

б) для реле с характеристикой в виде окружности $a_{21} = c = 1$; если эта окружность проходит через начало координат (направленное реле сопротивления), можно принять также $a_{12} = 0$ или $a_{22} = 0$, а если не проходит, то $a_{12} = a_{22}$.

Отметим, что именно эти варианты наиболее распространены благодаря простоте. Однако с учетом других требований они не являются оптимальными (см. ниже).

2. Четкость работы реле и некоторые другие его особенности (например, мертвая зона, если реле направленное) определяются скоростью изменения выходной величины при изменении входных величин в условиях, близких к грани срабатывания реле. Это свойство реле особенно важно для точек, определяющих начало и конец зоны, защищаемой реле. Как видно из рис. 3 и 4, скорость изменения выходной величины самая большая для точки P по направлению $\alpha = 0$. Поэтому точку P следует расположить так, чтобы она совпала с той из двух упомянутых выше точек, которая важнее в конкретном случае. Обычно это точка, определяющая конец зоны; однако для направленного реле, по нашему мнению, следует всегда выбирать $Z_1 = 0$ с целью уменьшения мертвой зоны. Направление $\alpha = 0^\circ$ должно всегда совпадать с направлением защищаемого элемента.

3. Экстремумы выходной величины и скорость ее изменения согласно (9) выше всего, если

$$\varphi_c + \varphi_1 - \varphi_2 = \pi.$$

4. Экстремумы выходной величины и скорость ее изменения возрастают с увеличением коэффициентов a_{11} , a_{12} , a_{21} , a_{22} . При этом, однако, увеличиваются потребление реле, а также напряжения и токи в схеме. Поэтому чрезмерно больших значений коэффициентов рекомендовать нельзя, особенно имея в виду высокую чувствительность современных нуль-индикаторов.

Требования чувствительности, простоты и экономичности, предъявляемые к реле, в общем противоречивы. В этом смысле противоречивы и сделанные выше выводы. На практике всегда приходится искать палиативное решение с учетом важности того или иного требования в конкретных условиях.

Пример. Определить входные величины реле полного сопротивления с радиусом нулевой характеристики, равным 5 ом. Реле защищает ЛЭП с импедансным углом 60° .

Для выбора подводимых величин удобно принять $a_{11} = a_{21} = 1$ и $a_{12} = -a_{22} = -j5$. На рис. 5, а показана нулевая характеристика реле с этими входными величинами и его характеристика при $m = 2$. С увеличением m зона, защищаемая

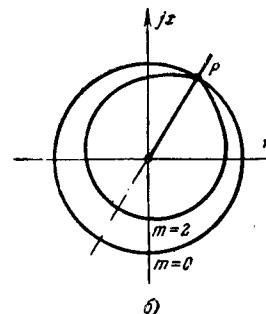
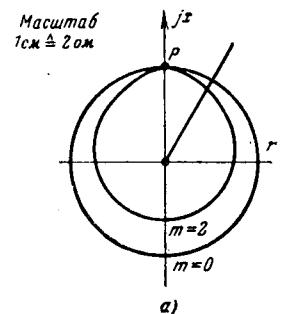


Рис. 5.

реле, сокращается. С другой стороны, скорость изменения выходной величины в конце зоны невелика, что приводит к уменьшению четкости работы реле.

С точки зрения чувствительности лучше расположить точку P в конце защищаемой зоны, т. е. принять $Z_1 = 5e^{-j120^\circ}$. При этом если $a_{11} = a_{21} = 1$, то $a_{12} = 5e^{-j120^\circ}$ и $a_{22} = 5e^{j60^\circ}$. Характеристики этого реле для $m = 0$ и $m = 2$ показаны на рис. 5, б. Зона, защищаемая таким реле, с увеличением m не сокращается, и оно будет работать с максимальной четкостью.



Из опыта работы

УДК 621.375.3

К расчету динамики силовых трехфазных магнитных усилителей

Доктор техн. наук А. В. БАШАРИН и кандидат техн. наук А. А. КРАСНОПРОШИНА
Ленинград

В статье излагается инженерный метод расчета переходных процессов в силовых трехфазных магнитных усилителях. При этом учитывается нелинейность характеристик, переменные параметры и особенности физических явлений в системах управления с магнитными усилителями.

В литературных источниках [Л. 1] для расчета переходного процесса в трехфазном магнитном усилителе, работающем на активную нагрузку, предлагается следующее уравнение:

$$i_y = \frac{e_y}{R_y} \frac{1}{1 + p\tau_y}, \quad (1)$$

причем для определения постоянной времени рекомендуется формула

$$\tau_y = \frac{1}{2f} \frac{w_y}{w_p} k_e m = \frac{1}{2f} \frac{w_y}{w_p} \frac{R_h}{R_y} k_i m. \quad (2)$$

Однако формула (2) дает возможность рассчитывать переходный процесс «в малом», т. е. на тех участках рабочей характеристики $I_h = f(I_y)$ [Л. 1], которые могут быть линеаризованы с достаточной для расчета точностью.

Для этих участков характеристики можно принять:

$$k_i = \text{пост.}, \quad m = \text{пост.}$$

При расчете переходных процессов пуска, реверса и торможения необходимо применение нелинейных методов расчета, так как в этом случае коэффициент k_e , m , а следовательно, и τ_y — величины переменные.

Кроме того, при расчете динамики систем с МУ, работающими на активно-индуктивную нагрузку, необходимо учитывать так называемую форсировку напряжения на нагрузке, вызванную неидеальностью характеристик одновременного намагничивания II рода МУ с внутренней обратной связью. Структурная схема идеального МУ, работающего на обмотку возбуждения электрической машины, представлена на рис. 1, а.

Звеньям структурной схемы соответствуют следующие дифференциальные уравнения.

Звено 1. Цепь управления МУ. В общем случае уравнение имеет вид:

$$\sum_{i=1}^n I_i w_i = \sum_{i=1}^n i_i w_i + \sum_{i=1}^n \tau_{y_i} \frac{d \sum_{i=1}^n i_i w_i}{dt}, \quad (3)$$

где первый член представляет собой алгебраическую сумму установившихся значений намагничивающих ампер-витков обмоток управления, второй член —

мгновенное значение суммарных ампер-витков управления, а

$$\sum_{i=1}^n \tau_{y_i} = k \frac{w_1^2}{r_1} + k \frac{w_2^2}{r_2} + \dots + k \frac{w_n^2}{r_n} = \\ = \tau_{y_1} + \tau_{y_2} + \dots + \tau_{y_n}. \quad (4)$$

Звено 2. Нелинейное безынерционное звено является звеном, связывающим между собой цепь управления МУ и цепь нагрузки. Связь осуществляется с помощью статической нелинейной характеристики

$$U_h = f(\Sigma I w_y)$$

или

$$I_h = \varphi(\Sigma I w_y),$$

получаемой экспериментально или рассчитываемой по семейству внешних характеристик, даваемых в каталогах на МУ.

Звено 3. Цепь нагрузки МУ. Уравнение цепи имеет вид:

$$U_h = I_h R_0 + L_h \frac{di_h}{dt}, \quad (5)$$

где $U_h = I_h R_0$ — выходное напряжение МУ;
 R_0 — суммарное активное сопротивление цепи нагрузки;
 L_h — индуктивность нагрузки.

Поскольку приведенные выше уравнения в общем случае являются нелинейными, то для их решения удобно использовать графический метод [Л. 2], который дает возможность весьма просто учесть изменения параметров уравнений и нелинейность статических характеристик звеньев.

Появление добавочного напряжения на нагрузке в переходном режиме учитывается введением положительной обратной связи по току нагрузки (звено 4, рис. 1, б). В [Л. 3] дан приближенный метод учета действия этой связи. Более точные результаты дает расчет по структурной схеме рис. 1, б, учи-

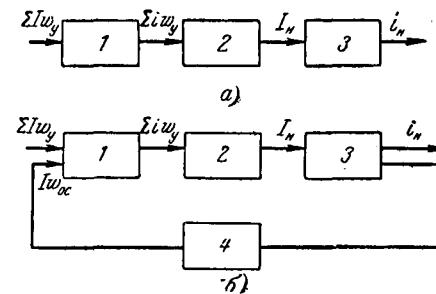


Рис. 1.

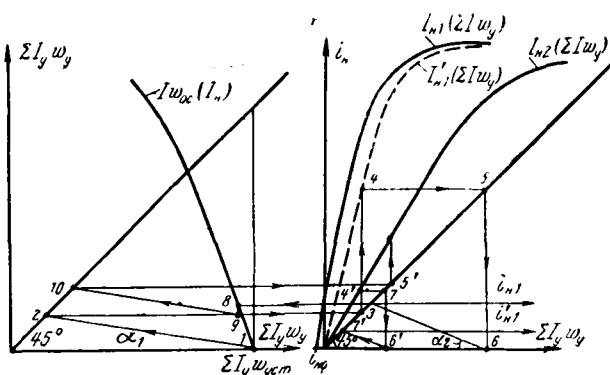


Рис. 2.

тывающий нелинейность характеристики обратной связи.

При этом необходимо:

1. Вести расчет с использованием идеальной рабочей характеристики усилителя $I_{n1} = f(\Sigma Iw_y)$ (идеальной будем считать характеристику, снятую экспериментально либо построенную по данным каталога для идеальных выпрямителей).

2. Неидеальность характеристик вентилей учитывать жесткой отрицательной обратной связью с выхода звена 3 на вход звена 1 (звено 4, рис. 1, б).

Характеристика обратной связи может быть получена из двух рабочих характеристик магнитного усилителя $I'_{n1} = f(\Sigma Iw_y)$ и $I_{n2} = \varphi(\Sigma Iw_y)$, построенных для идеальных (кремниевых) и неидеальных (селеновых) вентилей. С этой целью для каждого значения I_{n1} определяется разность намагничивающих ампер-витков идеальной и неидеальной рабочих характеристик магнитного усилителя $\Delta Iw_{y,k} = \Sigma Iw_{y,k} - \Sigma Iw'_{y,k}$ и откладывается влево от точки 1, соответствующей установленному значению ампер-витков на входе магнитного усилителя (точка 8, рис. 2).

Графический расчет переходного процесса выполняется в соответствии с общей методикой, изложенной в [Л. 2]. Ход графического расчета для двух интервалов времени приведен на рис. 2, где последовательность операций при построениях показана стрелками, а характерные точки обозначены порядковыми номерами.

Для проверки предлагаемого метода расчета переходных процессов в трехфазных магнитных усилителях, работающих на активно-индуктивную нагрузку, был проведен ряд экспериментов и расчетов. Результаты расчета с достаточной для инженерной практики степенью точности согласуются с экспериментальными данными.

В статье для иллюстрации приводятся результаты лишь одного из экспериментов. Для опыта был использован серийный трехфазный магнитный усилитель типа УМЗП-15-30-21, в качестве нагрузки — обмотка возбуждения электрической машины ГН-205.

Рабочая характеристика $I_{n2} = \varphi(\Sigma Iw_y)$ была снята экспериментально с применением дросельно-мостовой схемы с селеновыми выпрямителями типа АВС100×100, а рабочая характеристика $I_{n1} = f(\Sigma Iw_y)$ — с применением схемы с кремниевыми вентилями типа Д205.

На рис. 3 представлены экспериментальные и расчетные кривые $I_n = f(t)$: 1 — экспериментальная характеристика; 2 — характеристика, рассчитанная по структурной схеме рис. 1, б; 3 — характеристика, рассчитанная по структурной схеме рис. 1, а.

Предлагаемый метод расчета пригоден для трехфазных МУ различного схемного включения (как мостового, так и дросельно-мостового типа).

При отключении входного воздействия в МУ мостового типа (с отдельным выпрямительным мостом нагрузки) возникает дополнительный короткозамкнутый контур, который увеличивает время переходного процесса. Действие короткозамкнутого контура может быть учтено в звене 1 (рис. 1, б)

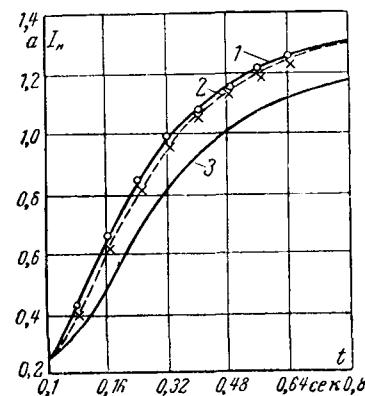


Рис. 3.

в виде суммарной постоянной времени. Уравнение цепи управления МУ для этого случая будет иметь вид:

$$I_y w_y = (i_y w_y + i_{p_k} w_p) + (\tau_y + \tau_p) \frac{d(i_y w_p + i_{p_k} w_p)}{dt}, \quad (6)$$

где i_{p_k} — ток короткозамкнутого контура;
 τ_p — постоянная времени контура.

При работе трехфазного МУ на активно-индуктивную нагрузку и противо-э. д. с. последняя при расчете динамики МУ может рассматриваться как переменная активно-индуктивная нагрузка [Л. 4].

Структурная схема системы МУ—Д представлена на рис. 4, а.

Звено 1. Цепь управления МУ. Постоянная времени цепи является функцией трех переменных k_i , m , $R_{\text{акв}}$.

$$R_{\text{акв}} = R_{\Sigma} + \frac{E_{\text{д}}}{i_n} = R_{\Sigma} + \frac{E_{\text{д}}}{i_n}, \quad (7)$$

где

$$R_{\Sigma} = R_{\text{я}} + 2R_p + 2R_{\text{в}} + R_{\text{д.н}} + R_{\text{щ}} \quad (8)$$

— полное активное сопротивление цепи нагрузки; $E_{\text{д}} = C_{\text{е}} \Phi n$ — э. д. с. якоря электродвигателя.

Уравнение для цепи управления имеет вид уравнения (1).

Звено 2. Безынерционное нелинейное звено. Роль нелинейного коэффициента передачи между

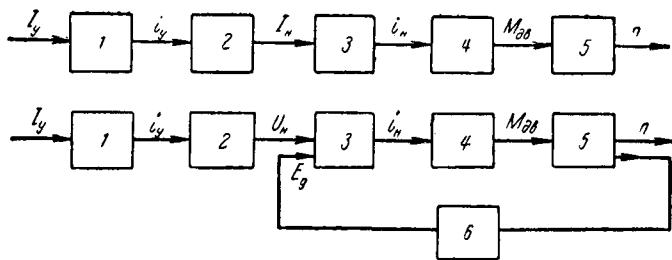


Рис. 4.

звеньями цепи управления и цепи нагрузки играет семейство статических характеристик

$$I_n = f(I_y, R_n).$$

Звено 3. Цепь нагрузки МУ. Дифференциальное уравнение цепи имеет вид:

$$I_n R_\Sigma = i_n R_\Sigma + L_n \frac{di_n}{dt}. \quad (9)$$

Звено 4. Безынерционное звено. При расчете может быть принято линейным, если допустить, что $\Phi = \text{пост.}$

Тогда

$$M_d = C_m \Phi I_a = k I_a,$$

где

$$k = C_m \Phi = \text{пост.}$$

При изменении магнитного потока электродвигателя расчет ведется согласно методике, изложенной в [Л. 2].

Звено 5. Звено двигателя. Уравнение звена может быть записано в виде

$$M_d = M_c + \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}, \quad (10)$$

где GD^2 — приведенный к валу электродвигателя суммарный маховой момент.

Графический расчет динамики системы МУ—Д может быть проведен в четырех квадрантах. Выполнить его можно, используя одну характеристику $I_n = f(I_y)$ при $R_n = IR_\Sigma = \text{пост.}$ При этом э. д. с. двигателя необходимо учитывать в виде некоторой обратной связи в соответствии со структурной схемой рис. 4, б. Действие э. д. с. двигателя учитывается здесь в виде отрицательной обратной связи по скорости (звено 6).

Уравнение звена имеет вид:

$$U_{o.c} = E_d = C_e \Phi n.$$

Ниже приводится сравнение результатов расчета и одного из поставленных экспериментов.

В системе МУ—Д был использован трехфазный МУ типа УМЗП-25-50-21 со следующими параметрами:

$$\begin{aligned} w_y &= 200; & R_y &= 26 \text{ ом}; \\ w_p &= 300; & U_c &= 220 \text{ в}; \\ R_p &= 0,69 \text{ ом}; & I_n &= 21 \text{ а.} \end{aligned}$$

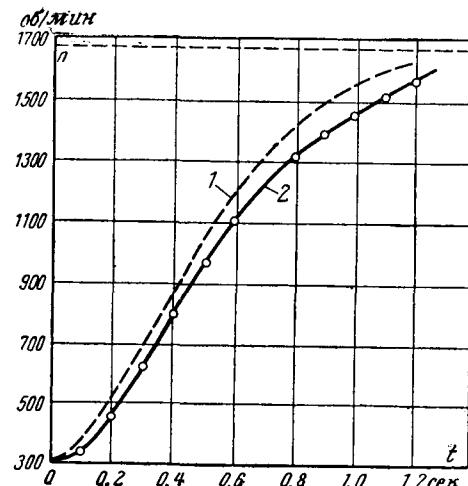


Рис. 5.

Нагрузкой МУ служил двигатель типа П-42, имеющий следующие паспортные данные:

$$\begin{aligned} P_n &= 4,5 \text{ квт}; & 2a &= 2; \\ U_n &= 220 \text{ в}; & R_{d.n} &= 0,21 \text{ ом}; \\ I_n &= 25 \text{ а}; & R_{c0} &= 0,0315 \text{ ом}; \\ n_n &= 1500 \text{ об/мин}; & R_b &= 178 \text{ ом}; \\ R_a &= 0,44 \text{ ом}; & I_b &= 1 \text{ а}; \\ GD^2 &= 0,18 \text{ кг·м}^2; & \Phi \cdot 10^6 &= 0,556. \\ w_n &= 351; \\ N_n &= 702; \end{aligned}$$

По условиям эксперимента двигатель разгонялся от $n_{\text{нач}} = 300 \text{ об/мин}$ до $n_{\text{уст}} = 1670 \text{ об/мин}$, при этом

$$\begin{aligned} I_{cm} &= -71 \text{ ма}; \\ I_y &= 0 \div 270 \text{ ма.} \end{aligned}$$

На рис. 5 представлены переходные характеристики $n = f(t)$ (1 — опытная характеристика; 2 — расчетная). Расчет производился по семейству характеристик $I_n = f(I_y, R_n)$.

Л и т е р а т у р а

1. Сторм Г. Ф. и Флэрти К. У., Постоянная времени трехфазного магнитного усилителя, Труды 1-го Международного конгресса ИФАК, М., 1960.

2. Башарин А. В., Расчет динамики и синтез нелинейных систем управления, Госэнергоиздат, 1960.

3. Башарин А. В. и Краснопрощина А. А., Расчет динамики автоматизированных электроприводов с силовыми магнитными усилителями, Доклады IV Всесоюзной конференции по автоматизированному электроприводу, сб. «Общие вопросы электропривода», ВНИИЭМ, ОНТИ, 1964.

4. Боровиков М. А., Переходные процессы двигателя постоянного тока в системе МУС—Д, Известия вузов, Электромеханика, 1964, № 1.

[27.9.1965]



Характеристики холостого хода синхронных машин и их возбудителей

Инж. Ю. М. ГОЛОДНОВ

Ростов-на-Дону

Решение задач, связанных с переходными процессами синхронных машин, связано с известными трудностями учета насыщения. Отсюда появляется ряд допущений. Например, уравнения Парка — Горева выведены в предположении, что машина ненасыщена. Однако в некоторых случаях необходим учет насыщения характеристик холостого хода как синхронных двигателей и генераторов, так и их возбудителей.

Не всегда имеется в распоряжении экспериментальная или расчетная характеристика холостого хода машины. Для синхронных машин в этих случаях можно пользоваться «нормальной» характеристикой холостого хода [Л. 1]. В [Л. 1] приведены величины отклонений характеристик холостого хода турбо- и гидрогенераторов от стандартной. Нами снимались характеристики холостого хода раз-

принятой во многих работах, приводят к большим отклонениям от реальной. В литературе также имеются способы выражения ее в виде показательной функции [Л. 2]. Но при расчетах без применения вычислительной техники показательные функции решаются довольно сложно и при использовании аналоговых машин не избавляют от необходимости применения нелинейных элементов.

В соответствии с проведенными нами исследованиями наиболее точно характеристика холостого хода электрической машины может быть выражена в виде

$$E = \frac{a + bi + ci^2}{1 + di + ei^2}, \quad (2)$$

причем если не требуется учета влияния остаточного магнетизма, то выражение упрощается:

$$E = \frac{i^2}{f + gi + Ri^2}. \quad (2a)$$

«Нормальная» характеристика холостого хода синхронной машины с учетом влияния остаточного магнетизма весьма точно выражается формулой

$$E = \frac{0,03 + 0,21i + 6,5i^2}{1 + 2,03i + 3,71i^2}, \quad (3)$$

без учета остаточного магнетизма

$$E = \frac{i^2}{0,13 + 0,3i + 0,57i^2}. \quad (4)$$

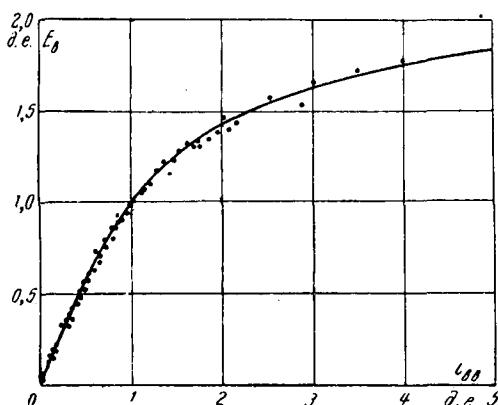
Характеристики холостого хода, соответствующие формулам (3) и (4), вместе с «нормальной» характеристикой холостого хода приведены в табл. 1. Из таблицы видно, что формулы точно выражают «нормальную» характеристику холостого хода синхронной машины.

Таблица 1

Ток возбуждения	Э. д. с. статора			Ток возбуждения	Э. д. с. статора			
	«нормальная»	по формуле (3)	по формуле (4)		«нормальная»	по формуле (3)	по формуле (4)	
					д. е.	д. е.	д. е.	
0	—	0,03	0	2	1,33	1,33	1,33	
0,5	0,58	0,6	0,59	2,5	1,4	1,4	1,41	
1	1	1	1	3	1,46	1,46	1,46	
1,5	1,21	1,21	1,21	3,5	1,51	1,5	1,5	

Во многих случаях невозможно исследовать переходный процесс синхронной машины без характеристики холостого хода возбудителя. Для возбудителя не приводится какой-либо усредненной «нормальной» характеристики.

Предприятием Ювэнергометаллургпром снималось множество характеристик холостого хода раз-



личных синхронных двигателей, генераторов и компенсаторов отечественных и зарубежных конструкций. Совпадение их характеристик с «нормальной» еще ближе, чем указано в [Л. 1]. Такие же данные имеются во ВНИИЭ и других организациях.

Нормальная характеристика принимается выходящей из точки 0—0 (не учитывается влияние остаточного магнетизма) и относится к размагниченной машине. Иногда, однако, этот учет влияния остаточного магнетизма необходим.

Давно стоит вопрос об аналитическом выражении характеристики холостого хода синхронной машины. Без этого невозможен ряд теоретических исследований, затруднены расчеты на вычислительных машинах. На ЭЦВМ характеристика холостого хода задается в виде таблицы с ограниченным количеством точек, а на аналоговых машинах выражается нелинейными элементами методом линейно-кусочной аппроксимации.

Попытки выразить характеристику холостого хода в виде формулы:

$$E = \frac{ai}{1 + bi}, \quad (1)$$

личных возбудителей синхронных машин. Если пересчитать их в относительные единицы и построить в одних осях, то более 90%! возбудителей будут иметь весьма близкие характеристики.

На рисунке построена усредненная характеристика холостого хода возбудителей синхронных машин. На ней нанесены точки, полученные экспериментально для различных возбудителей, в частности:

E-3021/4, 320 квт — завод имени В. И. Ленина, Чехословакия;

П-102, 120 квт — серийный отечественный;

ВТ-75-3000, 75 квт — завод ХЭТЗ;

ВТ-50-3000, 50 квт — Лысьвенский турбогенераторный завод;

ВЧ-50-3000, 50 квт — завод «Электросила»;

50 квт — завод «Шкода», Чехословакия (тип не указан);

ПН-290, 35 квт — серийный отечественный;

РВ-120, 3,65 квт — фирма «Ансальдо-механико», Италия;

ПН-28,5, 2 квт — серийный отечественный.

Как видно из рисунка, для различных возбудителей от 2 до 320 квт характеристики холостого хода довольно близко совпадают. Усредненная характеристика холостого хода возбудителей синхронных машин приведена в табл. 2. Ее также можно выразить аналитически в виде формулы (2).

Наиболее точно усредненная характеристика холостого хода возбудителей синхронных машин с учетом влияния остаточного магнетизма выражается формулой

$$E = \frac{0,04 + 8,39i^2}{1 + 3,6i + 3,83i^2}. \quad (5)$$

а без учета остаточного магнетизма

$$E = \frac{i^2}{0,11 + 0,44i + 0,45i^2}. \quad (6)$$

Таблица 2

Ток возбуждения	Э. д. с. якоря				Ток возбуждения	Э. д. с. якоря			
	усредненная характеристика	по формуле (5)	по формуле (6)	д. е.		усредненная характеристика	по формуле (5)	по формуле (6)	д. е.
д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	д. е.	
0	0,04	0,04	0	2	1,428	1,43	1,43		
0,5	0,572	0,568	0,565	2,5	1,543	1,54	1,55		
1	1	1	1	3	1,632	1,632	1,64		
1,5	1,26	1,26	1,26	3,5	1,703	1,697	1,71		

Результаты расчета характеристик по этим формулам приведены также в табл. 2. Из таблицы видно, что формулы (5) и (6) весьма точно выражают характеристики холостого хода возбудителей синхронных машин.

Таким образом, при анализе переходных процессов синхронных машин можно пользоваться нормальной характеристикой холостого хода синхронной машины в виде формул (4) или (3) и усредненной характеристикой возбудителей синхронных машин в виде формулы (5) или (6).

Особо следует отметить, что применение формул (4) и (6) дает по одному обычному квадратному уравнению в системе уравнений, описывающих процесс, что делает возможным решение системы.

Литература

1. Костенко М. П. и Пиотровский Л. М., Электрические машины, ч. 2, Госэнергоиздат, 1958.
2. Schuisky W., Vorausbestimmung der Erregung von Synchronmaschinen, Electrotechnische Zeitschrift, Ausgabe A., 1963 (84 Jahrgang), № 10.

[19.5.1965]



КОМПЛЕКСНЫЙ ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЙ МЕТОД ПРОЕКТИРОВАНИЯ ТРАНСФОРМАТОРОВ

(Статья К. К. Балашова, «Электричество», 1963, № 4)

Доктор техн. наук К. К. БАЛАШОВ

Одесский политехнический институт

В ходе дискуссии был высказан ряд возражений и замечаний, требующих разъяснения.

Рассмотрим в свете замечаний [Л. 1] принципиальную сторону вопроса. В [Л. 1] методу автора противопоставляется заводской метод расчета как свободный от всяких допущений.

Современное проектирование трансформаторов представляет собой задачу об оптимизации сложной нелинейной системы. Для решения такой задачи, как это известно из работ в области синтеза нелинейных систем, требуется или полный перебор всех вариантов, т. е. десятки лет работы ЭЦВМ, или же находится частное решение, близкое к оптимальному и обеспечивающее выполнение заданных технических условий.

Заводской метод «ручного» счета, и поныне применяемый рядом наших заводов, не обеспечивает оптимизации проектных решений. В [Л. 2] показано, что если следовать в расчете на ЭЦВМ по тому же пути, по которому идет расчетный инженер при «ручном» счете, то для нахождения наиболее оптимального варианта надо рассчитать миллионы вариантов. Такая необходимость отпадает, если описать трансформатор системой математических уравнений, причем нелинейность их требует применения итерационного метода с использованием критерии сходимости.

Метод расчета трансформаторов на ЭЦВМ, разработанный ВИТ, основан как раз на ряде существенных допущений [Л. 3 и 4], что не обеспечивает в должной мере использование логических возможностей машины. Здесь применен метод обхода пространственной сетки переменных, который эффективен лишь при наличии не свыше трех-четырех неизвестных. Из-за отсутствия в методе ВИТ достаточного числа аналитических связей это условие не выполнено и каждая последующая итерация не обязательно улучшает сходимость и результаты расчета. Поэтому замечания [Л. 1] о преимуществах заводского метода не оправдываются.

Между тем, судя по литературе, в заводской практике некоторых зарубежных стран применяются аналитические методы расчета трансформаторов, например методы, описанные в [Л. 2, 5 и 6]. В социалистических странах широко используется аналитический метод проф. Попова [Л. 7 и 8].

Итерационный метод автора, блок-схема которого приведена в [Л. 4], обеспечивает оптимизацию наряду с экономией машинного времени за счет небольшого числа требуемых вариантов.

Однако составление программы для полного проекта трансформатора с выдачей окончательных данных непосредственно в чертежное бюро (как это, судя по литературе, уже практикуется некоторыми фирмами) требует совместной работы большого коллектива заводских и научных работников и не может быть выполнено усилиями одного человека.

Нельзя забывать и о важности воспитания у молодых инженеров новой психологии, для чего надо научить их применять вычислительную технику для кибернетических методов проектирования с наиболее полным использованием логических операций, а не только как средство ускорения счета.

Замечания [Л. 11] предполагают наличие четырех исходных уравнений с пятью неизвестными. На самом деле имеются четыре уравнения с шестью неизвестными, а именно: уравнения для мощности S_n , напряжения рассеяния u_s , тепловой нагрузки обмоток q_{om} и фактора размещаемости обмоток β . Неизвестные: H , $H-l_a$, F , D , β , u_a .

Поэтому для решения системы уравнений надо задаться любыми двумя из этих неизвестных или же заменяющими их через уравнения связи величинами x и ϵ , выбрав, например, x_a и ϵ_a или другие их значения. Варьируя значения зависимой переменной u_a , находим методом итераций единственно возможное значение u_a , обеспечивающее сходимость весов стали

по двум уравнениям и соответствующее выбранным значениям независимых переменных x и ϵ . Одновременно с этим определяются размеры, веса и потери. Как показано в [Л. 4], расчет можно выполнить и с учетом дискретности диаметра стержня. Далее выполняется раскладка обмоток.

Автор не может согласиться с замечаниями [Л. 1 и 9] о том, что методика не носит общего характера, и использует данные уже построенных трансформаторов. Наоборот, система уравнений носит именно общий характер и пригодна для любой конструкции и технологии изготовления трансформаторов при условии учета их особенностей в отдельных уравнениях. Так, если применение обмоток из фольги и стали улучшенного качества изменяет лишь значения величин Φ_k , $k_{зап}$, a_0 и β_0 , то применение магнитопровода броневого типа требует уже изменения самого вида уравнения для веса стали и т. д.

Нет никакой необходимости пользоваться данными заводских расчетов или какими-либо эмпирически подобранными из готовых расчетов зависимостями, так как в методике учтены аналитические зависимости, обеспечивающие не только выполнение заданных технических условий, но и определение всех зависимых переменных величин, включенных в уравнения. Эти величины делятся на три группы:

1. Непосредственно определяемые по уравнениям связи для заданных технических условий: a_0 , β_0 , k_0 , u_s , q_{om} , z , а также изоляционные промежутки a_{01} , a_{12} , a_{22} , l_0 .

2. Определяемые из уравнений в процессе расчета без итераций: Φ_k , b_m , b_{12} .

3. Уточняемые методом итераций: u_a , $k_{зап}$, b_d , k_{β} . Величины $k_{зап}$, b_d , k_{β} , изменяющиеся в сравнительно узких пределах для вариантов с неизменными заданными условиями, принимаются при «ручном» счете постоянными с целью уменьшения числа итераций, что вносит в расчеты погрешности не более 2—3%.

Расчет Φ_k , β , z , b_{12} , b_m и b_d гарантирует выполнимость выбранного варианта и обеспечивает [Л. 10] переход от условной обмотки к нескольким реальным.

Большие возражения в [Л. 1, 9 и 11] вызвало применение зависимости $u_a = f(C_x, \epsilon)$, на которой, как указано в [Л. 1], якобы основана вся методика автора. Однако на самом деле эта зависимость не входит в решаемую систему уравнений и носит чисто вспомогательный характер, обеспечивая приближенный выбор пускового значения u_a и существенно облегчая итерации, а также выбор величин x_a и ϵ_a для исходного варианта.

Очевидно, что применение ее вообще не обязательно, если последовательно выбирать x и ϵ для разных вариантов и для каждого варианта подбирать единственно возможное значение u_a .

Однако справедливость этой зависимости подтверждена многими расчетами трансформаторов различной мощности, и нет поэтому оснований не применять ее.

В замечаниях [Л. 1, 9 и 11] правильно указывается на необходимость учета потерь в конструкциях. Это можно сделать по известным в литературе формулам, однако они весьма неточны как раз применительно к трансформаторам большой мощности.

По мере проведения новых научных исследований надо вводить в систему уравнений новые связи, учитывающие потери в конструкциях, а также осевые усилия, которые в настоящее время определяются из построения эпюры, и т. д.

Возражения [Л. 9] вызвала статья автора [Л. 12], в которой указывалось, что стоимость трансформатора снижается с ростом u_a . Так как в [Л. 12] коэффициент Роговского k_{β} рассматривался не как функция u_s , а как постоянная величина, то автор допускает возможность неточности в своих вы-

водах. Окончательный ответ должен быть получен расчетами на ЭЦВМ с учетом k_x как переменной.

О применении данного метода на практике для расчета трансформаторов новых серий на новые марки стали, новую шкалу мощностей, с медными и алюминиевыми обмотками сказано в [Л. 4].

Эти расчеты были выполнены ОПИ в 1961 г., а ВИТ — в 1962 г. (на ЭЦВМ) на нормализованные диаметры стержней, причем число вариантов расчета у ОПИ было в среднем в 25 раз меньше, чем у ВИТ. В октябре 1963 г. комиссия, назначенная ГК КНИИР СССР, рассмотрела эти материалы и в своем решении указала на равнозначность по экономической эффективности расчетов ВИТ и ОПИ. Сопоставление расчетов ОПИ и ВИТ подтвердило обоснованность рекомендаций автора по выбору значений x_0 .

Следует остановиться также на некоторых частных замечаниях [Л. 1].

1. По поводу замечания о том, что автором рекомендованы в разных статьях для одной и той же марки стали Э-330-0,35 два разных значения $C_{x=1}$, отличающихся по величине более чем на 40%.

Дело заключается в качественном различии стали марки Э-330-0,35 по ГОСТ 1954 и 1958 г. При $B_s=16,5$ кгс удельные потери составляют соответственно 2,72 и 1,725 вт/кгс, в результате чего $C_{x=1}=2,95$ и 2,14.

2. Величина g_y определяется из заводской формулы для отпускной стоимости трансформатора: $g_y=Kk_{0m}k_{0mx}c_{0m}$.

Отсутствие логического ряда значений g_y , отмеченное авторами замечаний, зависит лишь от метода определения стоимости трансформатора.

3. Возможная погрешность в определении диаметра D_{12} весьма невелика. Так, по аналитической формуле автора для трансформатора типа ТМГ-5600/110 получим $D=43$ см, $b_{12}=1,41$, $D_{12}=60,6$ см вместо 59,7 см по заводскому расчету. Разница составляет 1,5%, а не 16%, как это было получено авторами замечаний при расчете по приближенной формуле.

В заключение автор приносит извинение читателям и редакции журнала за опечатки на стр. 32 рассматриваемой статьи, допущенные по его недосмотру.

Следует читать:

$$1) 1 + C_1 = \frac{4bd}{F - l_q} + C_2 (F - l_q) [(F - l_q) + 6a_{12}];$$

$$2) D_{12} = D + (2a_{01} + a_{12}) + (F - l_q) \frac{1}{z + 1} : z = \frac{\Delta_2}{\Delta_1}.$$

Выводы. 1. Применение ЭЦВМ для проектирования трансформаторов требует создания качественно новых методов проектирования с аналитической разработкой всех связей, отвечающих современному состоянию проблемы. Нельзя недооценивать значение этих методов, которые должны служить улучшению качества трансформаторов наравне с прогрессом в области технологии производства и применения новых материалов.

Этим и объясняется большое внимание, уделяемое данному вопросу за рубежом.

2. Предложенная автором аналитическая методика отвечает общим мировым тенденциям по созданию новых методов проектирования [Л. 2, 5—8, 13—15 и др.].

Автор надеется, что она будет полезной при программировании полного проекта трансформаторов на ЭЦВМ. Такую программу должен разработать коллектив заводских и научных работников.

3. Эффект, полученный от применения аналитических методов расчета трансформаторов, показан в [Л. 2, 5—7, 15 и др.] и заключается в возможности оптимизации и улучшения качества трансформаторов за счет создания математически обоснованных и логичных серий, быстрой оценки экономичности новых конструкций и др.

Автор полагает, что эти преимущества присущи также и предложенному им аналитическому методу.

Автор приносит благодарность редакции журнала за организацию дискуссии по данной проблеме, весьма актуальной для современного трансформаторостроения.

Л и т е р а т у р а

1. Бабис Р. С., Бики М. А. и Горбунцов А. Ф., Дискуссия, «Электричество», 1963, № 10.

2. Weber H. J., Gallois G., Computers change transformer design philosophy, Power Apparatus and Systems, 1959, № 42.

3. Нордио А. В., Применение ЭВМ «Урал-1» для расчетов серии трансформаторов, Энергетика и электротехническая промышленность, Киев, 1963, № 1.

4. Артеменко В. И. и Пуйло Г. В., Дискуссия, «Электричество», 1965, № 1.

5. Abetti P. A., Williams S. B., The practice and the economies of applying digital computers to engineering problems, Power Apparatus and Systems, 1958, vol. 77.

6. Automate transformer design engineering, El. World, 1964, № 12.

7. Rădulescu Costin, Premisele tehnicoeconomice considerante, Electrotehnica, 1963, № 4.

8. Коре́сек Ган., Electrotechn. Obzor, 1963, № 11.

9. Хубларов Н. Н., Дискуссия, «Электричество», 1965, № 1.

10. Пуйло Г. В., Разрахунок основних геометрических розмірів трьохобмоткових трансформаторів, Праці аспірантів, ОПІ, 1964.

11. Кутявин И. Д. и Дель Г. А., Дискуссия, «Электричество», 1963, № 10.

12. Балашов К. К., О выборе напряжения короткого замыкания в трансформаторах, «Вестник электропромышленности», 1963, № 4.

13. Inkilä P., Die optimale Transformatorberechnung auf Digitalrechnenmaschinen, El. und Maschinenbau, 1963, № 19—20.

14. Wesen W., Anwendung von Digitalrechnern zur Lösung von Berechnungsaufgaben auf dem Gebiet des Transformatorenbau, El. und Maschinenbau, 1963, № 19—20.

15. Abetti P. A., Gutherford W. J., Williams S. B., Philosophy of applying digital computers to the design of economical apparatus, Power Apparatus and Systems, vol. 77, 1958.



РАСЧЕТ РАЗМЕРОВ КАТУШКИ СИЛОВЫХ ЭЛЕКТРОМАГНИТОВ ПОСТОЯННОГО ТОКА НА ЗАДАННЫЙ ТЕПЛОВОЙ РЕЖИМ

Обычно расчет силовых электромагнитов постоянного тока сводится в основном к определению размеров магнитопровода и параметров катушки, обеспечивающих необходимое тяговое усилие при заданном установившемся тепловом режиме, т. е. при длительном включении.

При расчете силовых электромагнитов на заданный тепловой режим приходится сталкиваться с затруднениями при определении размеров катушки и магнитопровода, так как в специальной литературе [Л. 1—5] эти вопросы освещены недостаточно.

Правда, в работе [Л. 6] приводятся оптимальные соотношения размеров магнитопровода, которые позволяют при заданном наружном диаметре электромагнита D однозначно получить внутренний диаметр магнитопровода D_1 , диаметр якоря d и толщину торцов магнитопровода c .

Однако эти соотношения не предусматривают определения длины катушки l_k , общей длины электромагнита L . Но эти величины наряду с другими параметрами электромагнита определяют его тепловой режим.

Проведем анализ с целью выявления возможности определения этих величин.

Выделяемое током в катушке электромагнита тепло рассеивается в окружающую среду.

Мощность электромагнита

$$P = UI = \frac{U^2}{R} [вт], \quad (1)$$

где U — напряжение питания, в;

I — ток в катушке электромагнита, а;

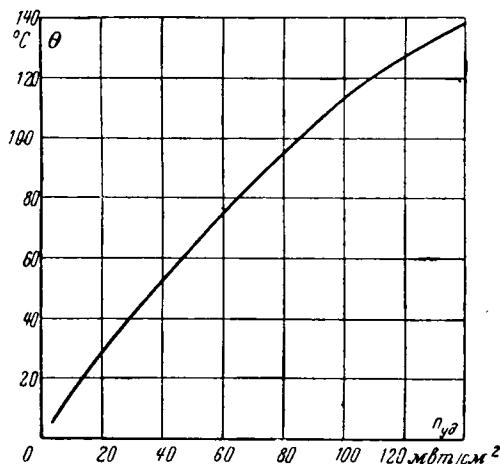
R — сопротивление катушки, ом.

За поверхность охлаждения принимается полная наружная поверхность электромагнита, которая определяется по формуле

$$S_{\text{окл}} = \pi D \left(L + \frac{D}{2} \right) [\text{см}^2], \quad (2)$$

где D — наружный диаметр электромагнита, см;

L — длина электромагнита, см.



Зависимость между перегревом электромагнита θ и удельной мощностью рассеяния $n_{уд}$ для установившегося теплового режима.

Удельная мощность рассеяния $n_{уд}$, приходящаяся на единицу поверхности охлаждения, может быть определена так:

$$n_{уд} = \frac{P \cdot 10^3}{S_{\text{окл}}} [\text{мвт}/\text{см}^2]. \quad (3)$$

Подставляя выражения (1) и (2) в (3), получаем:

$$n_{уд} = \frac{U^2 \cdot 10^3}{\pi R D \left(L + \frac{D}{2} \right)}. \quad (4)$$

Проведем некоторые преобразования.

Выразим сопротивление катушки R :

$$R = \frac{\rho D_{\text{ср}} w \cdot 10^{-2}}{q} [\text{ом}], \quad (5)$$

где ρ — удельное сопротивление материала провода, $\text{ом} \cdot \text{мм}^2/\text{м}$;

$D_{\text{ср}}$ — средний диаметр катушки, см;

w — число витков катушки;

q — сечение провода катушки, мм^2 .

В свою очередь число витков w определяется [Л. 7]:

$$w = 86,5 \frac{l_k h_k}{d_{\text{из}}^2}, \quad (6)$$

где l_k — длина намотки катушки, см;

h_k — высота намотки катушки, см;

$d_{\text{из}}$ — диаметр провода в изоляции, мм.

Определим длину электромагнита

$$L = l_k + 2(b + c) [\text{см}], \quad (7)$$

где b — толщина каркаса, см;

c — толщина торца магнитопровода, см.

С учетом (5) — (7) выражение (4) примет вид:

$$n_{уд} = 92 \frac{U^2 d_{\text{пр}}^2 d_{\text{из}}^2}{\rho D D_{\text{ср}} h_k l_k \left[l_k + 2(b + c) + \frac{D}{2} \right]}. \quad (8)$$

Из выражения (8) окончательно определяем длину катушки электромагнита:

$$l_k = - \left(b + c + \frac{D}{4} \right) + \sqrt{\left(b + c + \frac{D}{4} \right)^2 + 92 \frac{U^2 d_{\text{пр}}^2 d_{\text{из}}^2}{\rho D D_{\text{ср}} h_k n_{уд}}}. \quad (9)$$

Полученное выражение связывает геометрические размеры электромагнита, параметры катушки, расчетное напряжение с заданным перегревом электромагнита θ через понятие удельной мощности рассеяния $n_{уд}$.

Зависимость перегрева электромагнита θ от удельной мощности рассеяния $n_{уд}$ для установившегося теплового режима установлена экспериментально и приведена на рисунке.

Приведенная на рисунке зависимость позволяет решать и другую задачу: зная мощность электромагнита и его поверхность охлаждения, можно находить удельную мощность рассеяния $n_{уд}$ и, таким образом, перегрев электромагнита θ .

Полученное выражение позволяет достаточно просто и быстро определить длину катушки электромагнита, необхо-

Профessor И. Г. Кляцкин

(К 70-летию со дня рождения)

В октябре минувшего года исполнилось семьдесят лет со дня рождения доктора технических наук, профессора, генерал-майора технических войск запаса Исаи Герцов维奇а Кляцкина.

И. Г. Кляцкин родился 21 (9) октября 1895 г. в Варшаве. В 1913 г. он окончил гимназию и поступил в Петербургский технологический институт. Однако в связи с мобилизацией в царскую армию обучение в институте ему пришлось прервать.

В 1918 г. И. Г. Кляцкин переехал в Москву и поступил на курсы радиотехников, которые вел М. В. Шулейкин, а в следующем году Исаи Герцов维奇 вступил в ряды Красной Армии, в которой служил до 1953 г.

В начале своей службы в Красной Армии И. Г. Кляцкин был направлен на строительство радиостанции в Сокольниках, здесь под руководством М. В. Шулейкина он вел расчеты главным образом радиосетей. С 1920 г. началась его научная деятельность.

Высшее образование И. Г. Кляцкин получил в Московском высшем техническом училище (МВТУ) в 1922 г., а 2 года спустя он защитил дипломную работу под названием «Расчет радиосетей». Эта работа явилась обобщением научных исследований автора 1920—1924 гг.

Одновременно с инженерной и преподавательской деятельностью в Красной Армии И. Г. Кляцкин с 1922 г. вел большую педагогическую работу в различных высших технических учебных заведениях Москвы. В 1928 г. И. Г. Кляцкин — доцент ВМТУ; в 1932 г. онтвержден в звании профессора, в июле 1938 г. ему была присвоена ученая степень доктора технических наук.

В течение многих лет И. Г. Кляцкин читал курсы: теоретические основы электротехники, теории электромагнитного поля, теоретические основы радиотехни-



ки, антенные устройства, распространение радиоволн, радиопередающие устройства и усилители. В начале 30-х годов им был заново создан курс «Теоретические основы радиотехники», основное содержание которого дожило до наших дней.

Из работ этого времени следует упомянуть участие И. Г. Кляцкина в проектировании первой 100-киловаттной радиостанции ВЦСПС первой 500-киловаттной радиовещательной станции.

Много лет И. Г. Кляцкин состоял членом Совета по радиофизике и радиотехнике Академии наук СССР. Так, с 1937 г. по 1946 г. он работал в секции по разработке научных проблем электросвязи АН СССР, с января 1947 г. по 1951 г. заведовал теоретическим отделом Радиотехнического института АН СССР и принимал большое

участие в проектировании первого большого ускорителя протонов — фазотрона.

Профessor И. Г. Кляцкин выполнил большое количество научных исследований, посвященных теории антенн и работе радиопередающих устройств.

Но главным объектом научных интересов И. Г. Кляцкина являются общая теория излучения, общая теория антенн. Из многочисленных работ этого рода укажем на фундаментальное исследование, опубликованное в 1927 г. в журнале «Телеграфия и телефония без проводов» (№ 40), о методе наведенных э. д. с.

В этом кратком обзоре научной и педагогической деятельности И. Г. Кляцкина нет возможности изложить его другие работы. Укажем лишь на то, что в 1964 г. в журнале «Радиотехника» (№ 4) была опубликована его работа «Интегральное уравнение антенн и метод наведенных э. д. с.».

Идеи И. Г. Кляцкина, изложенные в его статьях последних лет, получили широкий отклик; спор и разработка теории излучения продолжаются и поныне.

С 1954 г. И. Г. Кляцкин работает в Ленинградском электротехническом институте связи им. проф. М. А. Бонч-Бруевича сначала в должности профессора кафедры теоретической радиотехники, а с 1959 г. — заведующим кафедрой теоретических основ электротехники.

Помимо преподавательской деятельности, И. Г. Кляцкин ведет большую научно-исследовательскую работу в области новых систем связи, основанных на применении элементов вычислительной техники.

Желаем И. Г. Кляцкину доброго здоровья, бодрости и дальнейших успехов в его плодотворной деятельности.

Группа товарищей

димую для обеспечения заданного теплового режима с учетом геометрических размеров электромагнита, параметров катушки и расчетного напряжения.

Л и т е р а т у р а

- Лысов Н. Е., Расчет электромагнитных механизмов, Оборонгиз, 1949.
- Ступель Ф. А., Электромеханические реле, изд-во ХПУ, 1956.
- Любчик М. А., Расчет и проектирование электромагнитов постоянного и переменного тока, Госэнергоиздат, 1959.

4. Гордон А. В. и Сливинская А. Г., Электромагниты постоянного тока, Госэнергоиздат, 1960.

5. Ротерс Г., Электромагнитные механизмы, Госэнергоиздат, 1949.

6. Казаков Л. А., Кончаловский В. Ю., Оптимальные соотношения размеров магнитопровода силовых электромагнитов постоянного тока, «Электричество», 1964, № 10.

7. Казаков Л. А., Номограмма расчета числа витков и размеров катушек, изд-во «Радио», 1961, № 12.

Л. А. Казаков

Профessor B. B. БОЛОТОВ

Советская энергетическая наука понесла большую утрату. 25 сентября 1965 г. скончался заслуженный деятель науки и техники РСФСР, доктор технических наук, профессор Валериан Владимирович Болотов, возглавлявший более 25 лет кафедру «Экономика и организация энергетики» Ленинградского политехнического института им. Калинина.

Валериан Владимирович родился в 1887 г. в Петрограде. В 1914 г. он окончил электромеханический факультет Политехнического института. В. В. Болотов прошел большую школу практической инженерной деятельности. С 1922 по 1926 г. он принимал активное участие в проектировании и строительстве первого советской гидроэнергетики — Волховской ГЭС имени Ленина. С 1926 по 1934 г. В. В. Болотов работал в Ленинградской энергетической системе, где им был успешно решен ряд вновь возникших сложных вопросов эксплуатации энергосистем, диспетчерской службы, технического планирования и хозяйственного расчета.

Богатый практический инженерный опыт и широкая научная эрудиция позволили В. В. Болотову организовать в 1934 г. на инженерно-экономическом факультете Политехнического института новую энергетическую специальность и первую в стране кафедру организации энергетического производства, которой он успешно руководил до 1962 г. Валериан Владимирович был одним из организаторов инженерно-экономического образования в нашей стране.

Трудами В. В. Болотова была созда-



на новая научная дисциплина — «Теоретические основы эксплуатации энергетических систем».

Научная деятельность Валериана Владимировича была связана с 1946 г. с Энергетической лабораторией им. Шателена, а с 1960 г. — с Институтом электромеханики АН СССР. Ему принадлежат более 50 ценных научных трудов по теоретическим вопросам развития энергетических систем и их объединений, получивших всеобщее признание.

Много энергии и сил Валериан Владимирович отдавал подготовке высококвалифицированных инженеров-экономи-

стов, энергетиков и инженеров-электриков.

Большую научно-педагогическую работу В. В. Болотов совмешал с неустоимой общественной деятельностью. Более 20 лет он вел активную работу в Научно-техническом обществе энергетической промышленности, где занимал ряд руководящих постов. Эта работа была отмечена присвоением Валериану Владимировичу звания почетного члена общества. В. В. Болотов много лет возглавлял Совет по координации работ энергетических институтов Северо-Запада. Он был одним из организаторов и руководителей Совета по развитию энергетики Ленинграда. В последние годы профессор Болотов возглавлял Ленинградский филиал Научного совета Академии наук СССР по эффективности капитальных вложений, использованию основных фондов и новой техники.

Плодотворная многолетняя научно-педагогическая, производственная и общественная деятельность В. В. Болотова была отмечена высшей правительственной наградой — орденом Ленина, а также орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

Крупнейший ученый В. В. Болотов отличался кристальной честностью и высокой принципиальностью. Он был отзывчивым и душевным человеком.

Светлую память о Валериане Владимировиче, выдающемся ученом, неустоимом педагоге и инженере, отдавшем все силы и знания развитию советской энергетики, навсегда сохранят все знавшие его.

Группа товарищей

УДК 621.315

Сергей Михайлович БРАГИН



Скончался Сергей Михайлович Брагин, доктор технических наук, профессор, крупный специалист в области кабельной техники.

От нас ушел человек высокой технической и общей культуры, отличавшийся большим трудолюбием и принципиальностью при решении сложных технических и научных вопросов.

Сергей Михайлович Брагин родился 9 сентября 1894 г. в г. Твери (ныне г. Калинин) в семье рабочего.

В 1913 г. по окончании реального училища поступил в Петербургский электротехнический институт (ныне институт имени В. И. Ленина), однако война помешала ему закончить учебу. Только в апреле 1920 г. Сергей Михайлович был откомандирован из рядов Красной Армии для продолжения учебы в Ленинградском электротехническом институте.

В сентябре 1922 г. после окончания института С. М. Брагин поступил на ленинградский завод «Севкабель» на должность заведующего измерительным отделением электротехнической лаборатории и одновременно начал работать

преподавателем в электротехническом институте.

С июля 1926 г. по март 1929 г. С. М. Брагин работал инженером Ле-

нинградской физико-технической лаборатории.

В 1931 г. С. М. Брагин был переведен в Москву в кабельный сектор ВЭО и с 1932 г. стал работать главным инженером треста Союзкабель. С октября 1933 г. по ноябрь 1934 г. работал заместителем директора по технической части завода «Москабель», а потом начальником кабельного отдела треста Главцветметобработка и начальником отдела треста Главкабель.

С 1939 г. Сергей Михайлович начинает работать в Московском энергетическом институте. Проработав в МЭИ до августа 1961 г., проф. С. М. Брагин создал кафедру кабельной техники, а также ряд лабораторий для проведения учебных занятий и научно-исследовательских работ. Под непосредственным руководством проф. С. М. Брагина было подготовлено несколько сотен инженеров, а также ряд кандидатов технических наук.

С. М. Брагин является автором ряда книг по кабельной технике. В частности, в 1955 г. Госэнергоиздатом выпущена его книга «Электрический кабель» и в 1960 г. — «Электрический и тепловой

расчет силовых кабелей». С. М. Брагиным опубликован ряд статей по кабельной технике в журнале «Электричество» и ряде других журналов.

За плодотворную научно-исследова-

тельскую работу в годы Великой Отечественной войны С. М. Брагину было присвоено звание лауреата Государственной премии. Кроме того, он был награжден орденом Красной Звезды.

Добрая память о большом труженике и крупном научном работнике, педагоге и высококвалифицированном инженере, о человеке высокой культуры на долго сохранится в наших сердцах.

В. А. Веников, А. С. Воробьев, А. П. Геппе, А. А. Глазунов, Н. Г. Дроздов, Г. Ф. Кабыстина, М. И. Мантров, Н. В. Никулин, И. Б. Пешков, А. Н. Подмарков, В. А. Привезенцев, И. Б. Рязанов, С. Д. Холодный и др.

УДК 621.3.016.35

СЕМИНАР-СИМПОЗИУМ ПО ПРИМЕНЕНИЮ ВТОРОГО МЕТОДА ЛЯПУНОВА

9—12 июня 1965 г. в Новосибирске проходил Всесоюзный семинар-симпозиум по применению второго метода Ляпунова в энергетике¹, созданный по инициативе Сибирского научно-исследовательского института энергетики (СибНИИЭ).

В работе семинара-симпозиума приняли участие 120 чел., представители 35 организаций (научно-исследовательские институты, вузы и др.) из 17 городов Советского Союза.

Характерной особенностью прошедшего семинара-симпозиума было участие в его работе как специалистов-электроэнергетиков, так и математиков, специалистов по теории устойчивости движения.

Представленные на семинаре-симпозиуме доклады можно разделить на две группы. Первая, математическая, посвящена развитию и обобщению второго метода Ляпунова и различным аспектам его приложения к системам автоматического регулирования и управления.

Основное внимание в другой энергетической группе докладов было удалено практике применения методов Ляпунова при анализе устойчивости электроэнергетических систем.

Всего было заслушено 22 доклада. Семинар-симпозиум открыл директор СибНИИЭ, заслуженный деятель науки и техники, профессор В. К. Щербаков, который во вступительном слове отметил актуальность темы семинара и подчеркнул необходимость усиления теоретических и методических разработок по устойчивости сложных электроэнергетических систем.

В интересном докладе к. ф.-м. н. С. И. Горшина (Казахский политехнический институт) «Второй метод Ляпунова в применении к устойчивости при постоянно действующих возмущениях» была дана постановка задачи и сформулированы теоремы об устойчивости и неустойчивости «в большом» при постоянно действующих возмущениях. Показана возможность неустойчивости «в малом» при устойчивости «в большом» (устойчивость «в кольце») и связь выбора «кольца» с оценкой самих возмущений.

Рассматривались также задачи устойчивости «в малом» при постоянно действующих возмущениях.

Доклад к. ф.-м. н. С. К. Персидского (Казахский университет) был посвящен обобщению ранее полученных автором теорем второго метода об асимптотической устойчивости «в малом» неавтономных систем дифференциальных уравнений.

М. К. Яковлев (Новосибирский педагогический институт) в докладе «К теории второго метода А. М. Ляпунова» предложил использовать вместо одной функции Ляпунова некоторую конечную или бесконечную систему функций. При этих предположениях обобщаются соответствующие теоремы Ляпунова, Четаева, Красовского.

Доклады к. ф.-м. н. И. В. Ливартовского (Всесоюзный институт с.-х. машиностроения) «Второй метод Ляпунова для разрывных систем», Е. И. Геращенко и С. Т. Завалишина (Свердловское отделение Математического института АН СССР) «Построение разрывных функций Ляпунова для релейных систем» и В. Я. Турин (Московский электротехнический институт связи) «Использование второго метода Ляпунова при исследовании автоколебаний систем с разрывными

¹ Семинар-симпозиум по применению второго метода Ляпунова в энергетике. Тезисы докладов и сообщений. Вопросы для дискуссии. Новосибирск, 1965, 41 с. (Акад. наук СССР. Сиб. отд-ние Гос. производ. ком. по энергетике и электрификации СССР. Сиб. научно-исслед. ин-т энергетики).

ми характеристиками» были посвящены теории к приложениям метода функций Ляпунова в «разрывных» случаях.

В докладе Ю. А. Дмитриева (СибНИИЭ) были приведены частотные условия, обеспечивающие абсолютную устойчивость в целом и наличие некоторых других свойств в системах автоматического регулирования с одним нелинейным блоком и одним импульсным элементом первого рода. Эти условия получены методом матричных неравенств В. А. Якубовича, видоизмененным для разностных систем, и обобщают критерии Цыпкина, Калмана и Сеге.

К. ф.-м. н. А. Х. Гелиг (Ленинградский университет) доложил о результатах исследования абсолютной устойчивости систем регулирования паровой турбины с нечувствительностью (нелинейное разрывное трение и т. д.) при помощи семейства функций Ляпунова.

В связи с рассмотрением условий абсолютной устойчивости специальных двухканальных систем управления к. т. н. И. И. Ахметгалиев (Казанский авиационный институт) сделал сообщение об одной модификации частотного метода Попова.

В своем докладе «Условия рождения периодического движения из состояния равновесия типа сложного фокуса» д. т. н. Г. В. Аронович (Горьковский университет) осветил решение рассматриваемого вопроса, имеющего приложение к гидроэнергетическим задачам, методами ляпуновского коэффициента g . Получено явное выражение для g в общем случае.

Доклад к. ф.-м. н. В. В. Леонова (Институт математики СО АН СССР) касался вопросов асимптотического программирования и синтеза оптимально-устойчивых систем с использованием второго метода Ляпунова.

Оживленные прения вызвали доклад д. т. н. В. А. Веникова, к. т. н. И. В. Литкенса, В. П. Васина и М. В. Мачинского (Московский энергетический институт) «О развитии методов анализа устойчивости энергосистем», в котором авторы предлагают ряд инженерных подходов к решению проблемы устойчивости «в малом». В докладе акцентируется внимание на отыскание оптимальных условий работы современных энергосистем исходя из методов кибернетического управления.

В докладе д. т. н. С. В. Страхова (Московский институт инженеров железнодорожного транспорта) были изложены соображения о возможностях применения второго метода Ляпунова для решения задач динамики электроэнергетических систем. Несмотря на большие трудности, отмечалась необходимость продолжения и форсирования работ в этом направлении, в особенности при сочетании с методом мгновенных значений.

К. т. н. М. Г. Портной (Всесоюзный НИИ электроэнергетики) доложил о применении энергетического метода для анализа устойчивости синхронной машины при периодических возмущениях.

Сотрудники СибНИИЭ к. т. н. Т. Б. Заславская, М. А. Тагиров и к. т. н. А. Т. Путилова изложили метод функции Ляпунова для исследования устойчивости при конечных возмущениях сложной электроэнергетической системы в консервативной идеализации (рецептурный прием составления функции Ляпунова, алгоритм построения областей устойчивости, расчеты устойчивости простых переходов, синхронной динамической устойчивости и т. д.).

В докладе и сообщении к. т. н. Д. А. Арзамасцева и М. П. Рудницкого (Уральский политехнический институт) было

рассмотрено практическое применение второго метода Ляпунова для анализа электромеханических переходных процессов в многомашинной системе и изложена принятая авторами методика расчетов (преобразование к консервативной системе, нахождение положений равновесия в послеаварийном режиме, использование функции Ляпунова в форме, предложенной А. А. Янко-Триницким и т. д.). Указанная методика расчета вызвала значительный интерес у слушателей.

С сообщениями выступили к. т. н. М. А. Тагиров «Критические случаи по Ляпунову в теории устойчивости электрических систем» и Ю. А. Дмитриев «О применении методов абсолютной устойчивости для построения инвариантных областей асимптотической устойчивости».

Обзорный доклад «Задачи устойчивости энергетических систем как задачи общей теории устойчивости» сделал д. т. н. Н. А. Картвелишвили (Всесоюзный НИИ электроэнергетики). Автор подробно остановился на вопросах эффективности теории второго метода Ляпунова, его модификаций и обобщений при исследовании устойчивости энергетических систем как систем динамических. В докладе отмечается перспективность перехода от обычной модели сложной энергетической системы со многими степенями свободы к континуальной модели. Эта модель описывается небольшим числом интегро-дифференциальных уравнений при произвольном числе параллельно работающих агрегатов в системе.

Н. В. Костерев (Киевский политехнический институт) сообщил о выполненной им в Институте электродинамики АН УССР работе, в которой задача об устойчивости синхронного двигателя решалась вторым методом Ляпунова с применением появившихся в литературе рекомендаций о способе получения функций Ляпунова для нелинейных систем, описываемых дифференциальными уравнениями 3-го и более высокого порядка. Результаты работы подтвердили целесообразность применения указанного выше способа. Н. В. Костерев зачитал также выступление в дискуссии д. т. н. Л. В. Цукерника (Институт электродинамики АН УССР), в котором отмечается нецелесообразность применения второго метода Ляпунова при расчетах динамической устойчивости систем, схема замещения которых содержит несколько синхронных машин (их число может достигать, например, 20—30), с автоматическим регулированием возбуждения, с учетом динамических характеристик комплексной нагрузки и т. п. при по-

следовательно возникающих конкретных возмущениях. Вместе с тем в выступлении Л. В. Цукерника указывается, что развитие математического аппарата второго метода Ляпунова применительно к электроэнергетике представляет не только теоретический интерес, но имеет и практическое значение для сравнительно простых систем.

В прениях и дискуссии по перспективам применения методов Ляпунова в энергетике выступили С. В. Страхов, Н. А. Картвелишвили, Д. А. Арзамасцев, М. Г. Портной, М. П. Рудницкий, С. И. Логинов, И. М. Серый, О. Я. Новиков, М. Н. Розанов, Ю. И. Галактионов, В. П. Васин, М. В. Мачинский, Ю. А. Дмитриев и др.

В ходе семинара-симпозиума выявилось, что совместная работа энергетиков и математиков в вопросах теории второго метода Ляпунова и его практических приложений является полезной. Необходимо усилить наметившиеся контакты между энергетиками и математиками-прикладниками в решении сложной проблемы устойчивости и переходных процессов современных электроэнергетических систем, а также других энергетических задач (гидроэнергетика, процессы с электрической дугой и т. д.).

Для успешного применения методов Ляпунова в теории устойчивости энергетических систем необходимо, с одной стороны, продолжить работы по строгой математической формулировке этих задач, а с другой — форсировать разработки регулярных приемов построения функций Ляпунова, опирающихся на конкретные математические особенности моделей энергетических систем.

Кроме того, весьма важно найти рациональные области использования различных методов анализа устойчивости, в том числе и второго метода Ляпунова.

Назрела необходимость отразить в соответствующих курсах вузов преподавание основ теории устойчивости по Ляпунову и его второго (прямого) метода.

Слушатели семинара-симпозиума выразили единодушное пожелание через 2—3 года организовать еще один научный семинар по применению второго метода Ляпунова в энергетике.

Труды семинара-симпозиума будут опубликованы издательством «Наука» (Сибирское отделение).

Т. Б. Заславская и М. А. Тагиров

УДК 621.311:621.3.014.31

IV СЪЕЗД НТО ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

17—18 ноября в Ленинграде состоялся IV съезд НТО энергетической промышленности. В его работе приняли участие 179 делегатов от 83 правлений общества, руководящие работники научно-исследовательских и проектно-конструкторских организаций и актив Центрального правления НТОЭП.

IV съезд НТО энергетической промышленности заслушал и обсудил следующие доклады:

председателя Центрального правления общества, чл.-корр. АН СССР Н. Н. Ковалева о работе за отчетный период и задачах общества в свете решений сентябрьского Пленума ЦК КПСС;

председателя Центральной ревизионной комиссии Н. А. Попова;

члена коллегии Министерства энергетики и электрификации СССР Н. М. Чупракова о перспективах развития энергетики и электрификации в 1966—1970 гг.;

главного инженера Главного управления тяжелого электромашиностроения Министерства электротехнической промышленности СССР П. М. Ипатова о развитии электротехнической промышленности в 1966—1970 гг.

В обсуждении докладов на съезде приняли участие 19 человек.

В докладах и выступлениях отмечались успехи и недостатки в работе энергетической промышленности, в деятельности организаций и членов научно-технического общества.

На съезде отмечалось, что в развитии энергетики и электрификации СССР за 1964—1965 гг. сделано очень многое. Сошлемся хотя бы на такие примеры.

Годовая выработка электрической энергии увеличена за семилетие более чем в 2 раза, в 1965 г. она превысит 500 млрд. квт·ч. Еще более возраст отпуск теплозергии. Непрерывно снижаются удельный расход топлива и себестоимость отпускаемой энергии.

Мощность действующего энергооборудования на электростанциях к концу 1965 г. достигнет, примерно, 114 млн. квт. Прирост мощностей осуществляется за счет ввода в действие более совершенного энергооборудования, в том числе блоков мощностью 300 тыс. квт.

Предприятия энергомашиностроения освоили серийное производство теплосилового оборудования с закритическими параметрами пара для энергоблоков 300 тыс. квт, изготовили головной блок одновального типа 500 тыс. квт и двухвального типа 800 тыс. квт. В стадии проектирования находятся паровые турбины и генераторы в одновальном исполнении 800 тыс. квт и выше. Выпускаются гидроагрегаты 500 тыс. квт.

Доля выработки электроэнергии в энергосистемах на паре высокого давления доведена до 81%.

За 1964—1965 гг. построено более 500 тыс. км линий электропередачи различного напряжения, в том числе около 8 400 км магистральных линий напряжением 500 кв.

В 1965 г. впервые в мире введена линия электропередачи постоянного тока 800 кв Волгоград — Донбасс.

Электротехническая промышленность освоила производство мощных электрических машин, трансформаторов, высоковольтной и низковольтной аппаратуры для различных отраслей народного хозяйства.

Научно-техническая общественность во многом способствовала достижению указанных выше успехов.

Съезд отметил, что энергетическая общественность нашей страны с огромным воодушевлением встретила решения сентябрьского Пленума ЦК КПСС «Об улучшении управления промышленностью, совершенствовании планирования и усиление экономического стимулирования промышленного производства» и прилагает все усилия для достойной встречи XXIII съезда КПСС.

Вместе с тем съезд отметил, что в деле развития энергетики и электрификации СССР, в производстве энергетического оборудования имеются также и серьезные недостатки.

Кое-где имели место поставки на электростанции некачественного теплосилового оборудования, что задерживает его ввод и освоение, а самое главное — приводит к громадному ущербу народного хозяйства от недониспользования вновь вводимых мощностей, перекого топлива, дополнительных трудовых и материальных затрат. Имеются также серьезные упущения в проектировании и строительстве энергетических объектов, строительно-монтажные недоделки. Отмечается большое превышение фактических затрат против сметной стоимости на строительство ряда объектов.

Состояние распределительных сетей в сельской и коммунальной энергетике резко отстает от современных технических требований.

Многие изделия электротехнической промышленности для нужд энергетики и электрификации по качеству значительно уступают лучшим мировым образцам.

Съезд широко обсудил задачи организаций НТОЭП и членов общества, вытекающие из решений сентябрьского Пленума ЦК КПСС, и наметил конкретные мероприятия по их выполнению.

Воодушевленные решениями сентябрьского Пленума ЦК КПСС ученые, инженерно-технические работники, рабочие — новаторы производства приложат все усилия для решения проблем дальнейшего технического прогресса в области энергетики и электрификации, чтобы на основе экономического анализа снижать трудовые затраты, удешевлять строительство энергетических объектов, уменьшить расход топлива на выработку электроэнергии, а также повышать экономичность и надежность изготавливаемого энергетического и электротехнического оборудования.

Принятое съездом постановление нацеливает организации и членов общества на большую активизацию своей деятельности в ускорении решений актуальных и проблемных вопросов развития энергетики, в том числе:

— достижение устойчивой, надежной и экономичной работы оборудования крупных блоков тепловых электростанций;

— повышение технико-экономических показателей работы предприятий, строек, организаций;

определение путей и сроков экономически оправданной модернизации и замены устаревшего оборудования;

— дальнейшее внедрение экономически оправданных средств автоматизации, счетно-решающих машин в энергетических системах и управляющих энергетическими блоками;

— внедрение в строительство электростанций, электрических и тепловых сетей новых технологических процессов, более совершенных механизмов и лучшее их использование;

— создание новых высоконадежных в длительной работе электрических машин, аппаратов и других изделий электротехнической промышленности на уровне лучших мировых образцов;

— внедрение в производство передовой прогрессивной технологии средств механизации трудоемких процессов, а также новых электротехнических материалов, в том числе синтетических.

Участники приняли обращение, адресованное Ленинскому Центральному Комитету Коммунистической партии Советского Союза. «Решения сентябрьского Пленума ЦК КПСС», — говорится в нем, — создают благоприятные условия для творческой работы ученых, инженеров, техников и новаторов производства над дальнейшим совершенствованием отечественной энергетики и электропромышленности. Советские энергетики всегда помнят ленинские слова «Коммунизм — это есть советская власть плюс электрификация всей страны».

Съезд избрал руководящие центральные органы Общества.

За активную многолетнюю работу в Обществе девятым членам Общества — Р. Я. Брилю, М. Н. Бушеву, Г. Е. Кащекарову, К. Г. Марковскому, П. С. Непорожнему, А. А. Тайцу, К. С. Погосяну, А. М. Федосееву и Н. М. Чупракову съезд присвоил звание Почетного члена Общества.

По окончании съезда состоялся первый Пленум Центрального правления НТОЭП и Центральной ревизионной комиссии.

Председателем Центрального правления НТОЭП избран чл.-корр. АН СССР, доктор техн. наук, профессор Николай Николаевич Ковалев.

Заместителями председателя избраны: профессор Сергей Васильевич Усов и инженер Иван Петрович Полушкин.

Ученым секретарем избран инженер Алексей Степанович Михайлов.

Председателем Центральной ревизионной комиссии избран инженер Николай Александрович Попов.

Секретарем ревизионной комиссии избран инженер Иван Дементьевич Жаркий.

И. П. Полушкин

ДИССЕРТАЦИИ НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК¹

ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ

В. Ф. Федоров защитил 16 января 1964 г. диссертацию на тему «Исследование вынужденных колебаний синхронной машины при наличии искусственного демпфирования по производным тока статора». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. М. Постников и к. т. н., доц. А. И. Важнов.

На основе линейной теории получены достаточно простые формулы для расчета вынужденных колебаний синхронной машины как при наличии искусственного демпфирования по производным тока статора, так и при отсутствии его.

Дана методика расчета вынужденных колебаний. Применение метода гармонической линеаризации для исследования нелинейной задачи и использование вычислительной техники позволяют установить пределы применимости линеаризованных уравнений синхронной машины. Автор показал эффектив-

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени В. И. Ленина и библиотеках соответствующих институтов.

ность применения искусственного демпфирования по производным тока статора при гашении вынужденных колебаний.

Использование линейной теории дает возможность сравнительно просто вывести характеристическое уравнение синхронной машины, регулируемой по производным тока статора, для исследования статической устойчивости. Применение искусственного демпфирования в мощных синхронных машинах позволяет в ряде случаев получать технико-экономический эффект.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНСТИТУТ АВИАЦИОННОГО ПРИБОРОСТРОЕНИЯ

Р. Б. Гончаренко защитил 26 марта 1964 г. диссертацию на тему «Исследование синхронных машин с системами вентильного возбуждения при аварийных процессах в переходных режимах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. Д. Уровский и к. т. н. М. Е. Кузко.

На основе уравнений синхронной машины Парка—Горева получены уравнения, удобные для интегрирования на вычи-

слительных машинах. Составлены программы расчета переходных процессов синхронных машин с вентильным возбуждением при симметричных и несимметричных режимах статорных цепей. Выведены аналитические выражения для расчета величины перенапряжений в асинхронных режимах при симметрии статорных цепей и для предварительного определения возможности появления перенапряжений при несимметричных режимах статорных цепей синхронной машины.

Автор выявил влияние величины эквивалентного обратного сопротивления вентильного возбудителя и сопротивления демпферной обмотки на величину перенапряжений. Им установлено, что наиболее тяжелым режимом по величинам прямых переходных токов через вентили является режим трехфазного короткого замыкания (для систем возбуждения с отключаемыми на время пуска возбудителями) и режим асинхронного пуска при полном напряжении сети (для систем с подключенными во время пуска возбудителями).

Все основные результаты аналитического обследования аварийных режимов подтверждены опытом на электродинамической модели крупной синхронной машины и на синхронной машине мощностью 30 квт.

ЛЬВОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Н. Л. Сахновский защитил 20 декабря 1963 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы испытания генераторов и трансформаторов в эксплуатации». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. А. Сыромятников и д. т. н., проф. Т. П. Губенко.

Диссертация имеет следующие разделы:

испытание защиты генератора при развертывании турбины;
проверка термометров сопротивления в пазу статора генератора;
проверка коэффициента трансформации трансформаторов тока напряжением;
проверка дифференциальной защиты измерением индуктированного напряжения в первичной цепи.

И. С. Менделеев защитил 27 декабря 1963 г. диссертацию на тему «Комбинированные машины постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Г. Н. Петров и к. т. н., доц. Н. В. Власенко.

В диссертации проанализированы вопросы потерь, произведен анализ коммутационных параметров и выявлены особенности коммутации указанных машин в различных режимах работы. Автором разработаны мероприятия по улучшению коммутации машин в режиме противовключения одной из групп полюсов и даны рекомендации по определению габаритов и расчету комбинированных машин.

Кроме того, им выявлены особенности переходных процессов в системе генератор — двигатель.

КИЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

И. В. Волков защитил 27 января 1964 г. диссертацию на тему «Исследование индуктивно-емкостных преобразователей источников напряжения в источники тока». Официальные оппоненты: д. т. н. Г. Е. Пухов и к. т. н., доц. Ф. А. Катков.

Автор разработал методы анализа индуктивно-емкостных преобразователей источников неизменного напряжения в источники неизменного тока на основе общей теории четырехполюсника и многополюсника. Им исследованы наиболее точные и экономичные схемы однофазных и трехфазных преобразователей (мостовые и Т-образные), выведены формулы для расчета коэффициента стабилизации, к. п. д., соэффициента и частотных характеристик различных схемных вариантов преобразователей и предложен метод расчета согласующего трансформатора на выходе преобразователя, который работает в своеобразном режиме, обусловленном постоянством тока в его первичной обмотке.

Автор исследовал некоторые специальные режимы работы преобразователей: на нагрузку выпрямленного тока, при несинусоидальной форме кривой питающего напряжения и в схеме симметрирования. Он предложил схему стабилизатора тока на основе индуктивно-емкостного преобразователя, в которой функции регулирующего органа выполняет магнитный усилитель с самоподмагничиванием, и произвел анализ статических и динамических режимов работы такого стабилизатора и дал рекомендации по выбору его параметров.

ТАЛЛИНСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Е. А. Пуусеп защитил 20 декабря 1963 г. диссертацию на тему «Влияние электромагнитных переходных процессов на динамику асинхронного электропривода». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. И. Вольдек и к. т. н., доц. Э. М. Ристхайн.

В диссертации изложен метод графического определения переходных токов и моментов асинхронного двигателя при постоянной скорости вращения для процессов включения в сеть и повторного включения. Выведено уточненное аналитическое выражение для тока статора и вращающего момента при повторном включении двигателя с разной скоростью, без наличия и с наличием остаточного магнитного поля. Уточнены факторы, влияющие на время разбега асинхронных двигателей, и на основе экспериментального исследования приведены эмпирические формулы для расчета времени разбега для асинхронных двигателей 4-го и 5-го габаритов единой серии с учетом изменения их параметров и переходных моментов. Уточнено теоретически и проверено экспериментально явление колебания скорости вращения двигателей около синхронной при их разбеге и реверсе и определен критерий для этого явления. Выведено уточненное выражение для вычисления остаточного напряжения на зажимах обмотки статора после отключения его от сети и уточнен вопрос возможности использования этого напряжения для расчета некоторых параметров схемы замещения асинхронного двигателя.

ГОРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

В. С. Нерсесян защитил 24 февраля 1964 г. диссертацию на тему «Одномашинные бесконтактные преобразователи частоты». Официальные оппоненты: проф. А. Я. Бергер, д. т. н., проф. А. А. Янко-Триницкий и доц. А. И. Артемьев.

Автором разработаны, изготовлены и проверены в лабораторных условиях модели одномашинных бесконтактных преобразователей частоты и разработана методика их проектирования.

КУЙБЫШЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Ю. С. Быховский защитил 25 февраля 1964 г. диссертацию на тему «Токовикхревой преобразователь для измерений перемещений». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Л. Ф. Куликовский и к. т. н., доц. К. Д. Колесников.

В диссертации рассмотрена теория взаимодействия поля витка с проводящим полупространством. Автором предложена методика расчета параметров катушки, расположенной над проводящей поверхностью ($\sigma \geq 0.6 \cdot 10^3 \text{ Ом} \cdot \text{м}$) и возбуждающей синусоидальным током ($f \geq 0.1 \text{ мГц}$).

На специально разработанной установке были исследованы зависимости параметров преобразователя от расстояния до проводящей поверхности. При помощи электронно-вычислительной машины рассчитано поле катушки в различных точках пространства. По этим данным построены соответствующие графики.

Автор предложил инженерный метод расчета токовикхревых преобразователей для измерений перемещений, значительно облегчающий проектирование и расчет приборов с наладными катушками. Им произведен анализ погрешностей преобразователя и измерительных схем в статическом и динамическом режимах, выбраны наиболее рациональные схемы и разработаны конструкции приборов для измерения толщины диэлектрических и гальванических покрытий, для измерений перемещений и амплитуды вибраций, расстояния до проводящей поверхности и ее электропроводности.

УРАЛЬСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

Г. В. Суворов защитил 6 января 1964 г. диссертацию на тему «Методы исследования динамики нелинейных замкнутых систем электропривода постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. А. Шубенко и к. т. н., доц. И. Н. Голомидов.

На основе использования системы относительных единиц, обобщенных координат и расчетных постоянных времени была разработана методика, на основании которой удалось упростить и унифицировать составление исходных уравнений,

Библиография

УДК 621.

О. Б. БРОН. ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЕ ПОЛЕ КАК ВИД МАТЕРИИ

Госэнергоиздат, 1962, стр. 260, ц. 84 коп.

Материалистическое истолкование понятий теории поля и соответствующее изменение всей трактовки электрических и магнитных явлений глубоко волнует круги инженерно-технической общественности. Это связано с тем, что в настоящее время, когда происходит быстрое развитие наших знаний о природе, естественно желание каждого занимающегося вопросами электротехники привести свое мировоззрение в соответствие с достижениями физической и философской науки.

После падения гипотезы об эфире электромагнитное поле стали трактовать с формальных позиций или рассматривать как чистую энергию. На этих ныне оставленных взглядах воспитывались многие годы наши инженеры и техники. Ныне в результате работ физиков и философов произошла крувая ломка старых представлений, поэтому интерес к новой трактовке поля, естественно, очень велик и издание первой книги, посвященной указанному вопросу, нужно приветствовать.

Появлению книги О. Б. Брана предшествовала дискуссия, проходившая на страницах как наших, так и зарубежных журналов. Обсуждались поднятые О. Б. Броном вопросы и на ряде научно-технических конференций. Подводя итоги дискуссии, редакция журнала «Электри-

чество» отмечала, что «освещение вопросов, связанных с природой электромагнитного поля, на базе марксистско-ленинской философии привлекло внимание советских электротехников, преподавателей электротехнических и энергетических учебных заведений и других читателей журнала». Весьма положительно оценили материалы дискуссии и за рубежом (Deutsche Elektrotechnik, № 12 и 1959, № 4).

В рецензируемой книге собран и систематизирован материал указанных дискуссий и учтены результаты обсуждений. По тем же вопросам, в отношении которых сохранились разные точки зрения, в книге приведены высказывавшиеся в дискуссии мнения. Об этом в самом начале книги автор предупреждает читателя, обращая тем самым его внимание на наличие различных взглядов по некоторым излагаемым в книге вопросам, что вполне естественно при крутой ломке понятий, когда работа по осмысливанию современных физических теорий с помощью диалектического материализма еще далеко не закончена.

Глава I книги посвящена изложению последовательных этапов развития учения об электромагнитном поле и борьбе идеалистических и материалистических возврений в этой области знаний. Перед читателем проходят картины прошлого

и та смена взглядов, которая привела к представлению о поле как о виде материи. Рассмотрены споры, имевшие место и в нашей стране. Они оказали существенное влияние на формирование распространенных еще сейчас представлений. Многим, например, памятна дискуссия «о природе электрического тока», проходившая в 30-х годах между В. Ф. Миткевичем и Я. И. Френкелем. Весьма полезно теперь посмотреть на высказывавшиеся тогда мнения с современных позиций.

Далее дана критика энергетической трактовки поля, согласно которой поле рассматривается не как вид материи, а как чистая энергия. Показано, что эта трактовка является разновидностью современного физического идеализма.

В заключение автор подводит читателя к причинам, побудившим принять представление о поле как о виде материи. Глава эта написана живо, читается с интересом.

Глава 2 книги озаглавлена «Вещество и поле». Она начинается с критики старых определений понятия «поле», на которых воспитывались многие годы наши инженеры и техники. Критику эту нужно развивать и популяризировать, чтобы современное представление о поле получило широкое распространение. Поле — это не пространство, где дейст-

используемых в графическом методе расчета и при моделировании. Предложена методика определения параметров нелинейных электромагнитных элементов, отличающаяся простотой эксперимента и небольшой погрешностью (1—2%). Разработана и внедрена конструкция прибора для определения постоянных времени в нелинейных электромагнитных элементах. Усовершенствован графический метод анализа переходных процессов для нелинейных элементов и элементов с переменными параметрами.

Разработанные методы расчета и моделирования позволили провести исследования главного привода блюминга с ионным возбуждением машин, выяснить влияние параметров и структуры всей системы на характер переходного процесса привода и производительность блюминга.

Г. И. Китаев защитил 6 января 1964 г. диссертацию на тему «Исследование вентильно-конденсаторных схем умножения напряжения». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. М. Акодис и к. т. н., доц. В. Б. Самоделкин.

По особенностям работы схемы умножения могут быть разделены на три группы: асимметричные (нечетное число фаз питания) однополупериодные, асимметричные двухполупериодные и симметричные.

В результате проведенных исследований автор предложил новые расчетные формулы и выявил особенности на грузовых характеристиках различных схем умножения. Новая методика сравнения свойств схем умножения позволила более правильно показать технико-экономическую эффективность многофазных и, в частности, трехфазных схем.

СИБИРСКОЕ ОТДЕЛЕНИЕ АН СССР

О. Л. Бандман защитил 25 декабря 1963 г. диссертацию на тему «Матричный метод синтеза электронных RC-схем». Официальные оппоненты: д. т. н. Р. А. Воронов и к. т. н. З. Г. Каганов.

Диссертация содержит следующие разделы:
свойства матриц пассивных и электронных схем;
свойства функций пассивных и электронных схем;
связь между коэффициентами функции схемы и параметрами ее элементов;
реализация входных и передаточных функций пассивных схем;
реализация входных и передаточных функций электронных схем;
практическое применение матричного метода синтеза электронных схем.

Предлагаемый матричный метод синтеза применим для реализации любых рациональных функций частоты. Он является общим как для пассивных, так и для электронных RC-схем. Получаемые в результате синтеза пассивные RC-схемы содержат меньшее число элементов, чем в схемах, рассчитанных любым другим методом.

Матричный метод может быть применен для синтеза активных фильтров, усилительных схем и других электронных устройств по заданным частотным характеристикам. Его также можно применять для синтеза импульсных формирующих цепей по их переходным характеристикам.

Доцент А. С. Сергеев



вуют некоторые силы, не состояние среды и не физический процесс, как об этом писали прежде, а особый вид материи.

Однако, когда учащемуся или человеку, воспитанному на старых представлениях, говорят, что поле есть вид материи, это им не воспринимается должным образом. Для того чтобы облегчить такое восприятие и сделать новые представления доходчивыми и убедительными, в книге приведено сопоставление свойств вещества и поля. Сначала показано, какими общими свойствами обладают вещество и поле, а потом рассмотрен вопрос о том, чем эти два вида материи отличаются друг от друга. Сопоставляя вещество и поле, автор, однако, не дал четкого определения понятия «вещество». В одном месте (стр. 29) вещество и поле рассматриваются как два вида материи. В другом месте (стр. 20) говорится, что вещество состоит из частиц и полей. Последнее утверждение, несомненно, правильно. Поэтому следует говорить, что двумя видами материи являются частицы вещества и поле.

В книге отмечено, что наиболее важными общими свойствами частиц вещества и поля являются масса, энергия, количество движения и момент количества движения, т. е. именно те свойства, которые подчиняются законам сохранения.

Говоря об электромагнитном поле, здесь, видимо, следовало бы указать еще на закон сохранения заряда, что, к сожалению, не сделано автором.

В книге дано описание тех явлений, которые позволяют обнаружить указанные выше свойства поля. Их долгое время не замечали. Такое изложение убедительно и в значительной степени ново, по крайней мере для человека, не занимающегося специально физическими вопросами.

Исторически, однако, дело сложилось так, что представление о поле как об особом виде материи утверждалось только тогда, когда было обнаружено, что оно может возникать из других видов материи и превращаться в них в строгом соответствии с законами сохранения. В связи с этим в рецензируемой книге рассмотрен вопрос о превращении частиц вещества в поле, о возникновении поля при исчезновении частиц вещества, а также о превращении одного поля в другое. Ценно, что тут приведены примеры такого превращения, взятые из технической практики, и поэтому многие явления, которые инженер привык трактовать как чисто энергетические, получают теперь новую окраску.

При переходе к рассмотрению тех свойств, которыми поле отличается от частиц вещества, мы встречаемся со значительными трудностями, так как различие тут по многим признакам относительно, а границы условны. Тем не менее после прочтения раздела книги, посвященного этому вопросу, складывается четкое представление о качественных и количественных отличиях поля и вещества.

Для инженеров весьма поучительными являются приведенные в этом разделе сопоставления сил и масс при передаче энергии механическим путем и при помощи электромагнитного поля.

Закончив сопоставление свойств вещества и поля, автор переходит к выводам, вытекающим из новых представлений. Нужно заметить, что почти во всех курсах по теоретической электротехнике теперь приводится новое определение понятия поля. Однако в большинстве случаев этим дело и ограничивается. Между тем переход к новым представлениям о поле требует пересмотра ряда положений на протяжении всего курса. Это необходимо потому, что многие ныне применяемые термины и определения возникли в период механической или формальной трактовки поля и носят на себе отпечаток оставленных теперь взглядов. Такой пересмотр представляет собой длительный процесс. Он начал у нас в Союзе комиссии АН СССР, выпустившей в 1962 г. «Терминологию теоретической электротехники». Этому предшествовала длительная дискуссия на страницах журнала «Электричество» в 1953—1954 и 1957 гг. Этому же вопросу посвящена гл. 3 рецензируемой книги. Здесь рассмотрены такие понятия, как электрический заряд и количество электричества, электрическое и магнитное поле, закон электромагнитной индукции, основные параметры электрической цепи (сопротивление, емкость, индуктивность, постоянная времени). Даны новая формулировка закона Кулона и рассмотрен ряд других вопросов.

Нужно отметить, что во время упомянутой выше дискуссии вокруг этих вопросов велись оживленные споры. Они учтены автором, и многие, прежде выдвигавшиеся им положения, теперь изменены. В частности, в первоначальных его формулировках сопротивление, емкость и индуктивность рассматривались как некоторые свойства электрической цепи. Теперь же они трактуются только как величины, характеризующие некоторые свойства, что не вызывает возражений.

Критике подвергалась энергетическая трактовка указанных выше параметров цепи. Теперь она дополнена рассмотрением процессов в нелинейных цепях. Показано, что статическими, динамическими и энергетическими параметрами здесь описываются различные по своему характеру явления.

В этой же главе рассматриваются основные законы электродинамики как следствия законов сохранения. Такой подход имеет существенное методологическое значение, так как подчеркивает положение о неуничтожимости материи и ее движения.

Следует, однако, отметить, что приведенный в книге вывод уравнения Максвелла на основании указанных принципов не является строгим. На стр. 106 при дифференцировании энергии магнитного поля $\frac{i\Psi_B}{2}$ и энергии электрического поля $\frac{u\Psi_D}{2}$ переменными считаются только Ψ_B и Ψ_D , хотя ток i и напряжение u в этом случае не могут быть одновременно постоянными величинами.

Глава заканчивается рассмотрением вопроса о взаимной связи электрического и магнитного полей. Здесь даются две трактовки вопроса. Согласно пер-

вой, про которую написано, что она признана АН СССР и разделяется большинством авторов, электрическое и магнитное поля рассматриваются не как самостоятельные виды полей, а как две стороны единого электромагнитного поля. В книге приведено обоснование этой точки зрения.

Далее автор пишет, что существует и другая трактовка вопроса, согласно которой электрическое и магнитное поля продолжают рассматриваться как самостоятельные виды полей, способных к взаимному превращению. Автор здесь подчеркивает дискуссионный характер последней трактовки, указывая, что эти последние взгляды имеют менее широкое распространение, чем представление о едином электромагнитном поле.

Тут нужно отметить, что обе указанные трактовки были предметом оживленного научного спора на страницах журнала «Электричество» и последняя трактовка подверглась критике ряда участников дискуссии. Ее не поддержала и редакция журнала, подводя итоги обсуждения. Однако она все же имеет своих сторонников, и в ряде курсов физики электрическое и магнитное поля рассматриваются как виды материи. О. Б. Брон, видимо, правильно отразил состояние вопроса, отметив, что первая трактовка является официально признанной, а вторая имеет менее широкое распространение.

В гл. 4 рассматриваются особенности движения поля. Эти особенности отличаются многими своеобразными чертами, не свойственными движению других видов материи.

Движение электромагнитного поля в рецензируемой книге рассматривается как перемещение в пространстве массы, энергии и импульса поля. Такое понимание противопоставляется существовавшему прежде и еще не изжитому и теперь представлению о движении линий смещения и линий напряженности поля.

Для того чтобы характеризовать движение того вида материи, который называется электромагнитным полем, в книге рассмотрены потоки энергии, массы и импульса. Плотности этих потоков оказалось возможным связать через скорость света с вектором Пойнтинга. При такой постановке вопроса вектор Пойнтинга приобретает новый смысл: им характеризуется не только плотность потока энергии, как это считалось раньше, но он может быть использован для характеристики потока всего электромагнитного поля как вида материи.

Это новое толкование оказывается плодотворным для характеристики процессов движения поля в различных электротехнических устройствах.

Книга написана для инженерно-технических работников. В связи с этим необходимо было показать, по каким путям и с какой скоростью движется электромагнитное поле в тех именно устройствах, с которыми приходится иметь дело в инженерной практике. Это следовало сделать еще и потому, что в большинстве специальных курсов по электрическим машинам, установкам и т. д. сохранилось формальное или энергетическое описание процессов.

В рецензируемой книге описаны пути движения поля сначала в простейших

системах, потом в линиях электропередачи, в трансформаторах, электрических машинах, аппаратах. Тут приведен большой и ценный фактический материал. Он увязан с предыдущими теоретическими положениями. Им удобно пользоваться, в частности, для ответа на те многочисленные вопросы, которые возникают у учащихся в момент краткой ломки взглядов, когда от представлений о протекании тока по проводам переходят к рассмотрению передачи энергии электромагнитным полем и к вектору Пойнтинга.

Весьма оживляют изложение и конкретизируют задачи числовые примеры, характеризующие плотность потока поля в сопоставлении с плотностью потока энергии в механических системах.

Последняя глава книги посвящена вопросу о скорости электромагнитного поля. Движение поля нельзя представить как перенос одной его части относительно другой. Такая форма движе-

ния присуща только веществу. Движение же поля рассматривается как сложный процесс непрерывного преобразования электрического поля в магнитное и магнитного в электрическое, происходящего в электромагнитной волне, которая только и может переносить энергию, массу и импульс. Поэтому для электромагнитного поля существуют только две скорости: нуль для статических полей и скорость электромагнитной волны для движущихся.

В книге показана и иллюстрирована рядом примеров ошибочность представлений о том, что со скоростью света движется только свободная электромагнитная волна в вакууме; если же поле связано с движущимися заряженными телами или проводниками с током, то здесь скорость может иметь любое значение. В книге весьма убедительно на конкретных примерах показано, каким несогласием приводят такие представления.

Заканчивается книга рассмотрением вопроса о связи скорости поля с вектором Пойнтинга и плотностью переносимой энергии. При несвободном распространении поля возникающие здесь задачи наталкивались на значительные трудности, которые не удавалось преодолеть в течение многих лет. В книге приведено решение этой задачи, найденное в наши дни и хорошо увязывающееся с современными представлениями о поле.

В заключение отметим большую ценность труда О. Б. Брана. Это первая книга, целиком посвященная рассмотрению электромагнитного поля как вида материи.

Написана она в такое время, когда взгляды еще не устоялись. Поэтому естественно, что некоторые положения в ней являются дискуссионными. Однако правильность основного направления не вызывает сомнений.

Доктор техн. наук, проф. А. И. Бертинов, доктор техн. наук, проф. А. Е. Каплянский, доктор техн. наук, проф. А. П. Лысенко, кандидат техн. наук, доц. Л. С. Полотовский и проф. Ю. А. Попов



Редакция и редакционная коллегия журнала «Электричество» с глубоким прискорбием извещают о безвременной кончине члена редакции журнала, заслуженного деятеля науки и техники РСФСР, лауреата Государственной премии, доктора технических наук, почетного члена НТОЭП

Ивана Аркадьевича СЫРОМЯТНИКОВА

Светлая память о выдающемся советском ученом И. А. Сыромятникове навсегда сохранится в наших сердцах.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Н. И. Борисенко, Г. В. Буткевич, Б. Б. Воронецкий, Д. В. Васильев, Н. Г. Дрездов (главный редактор), Л. А. Дубинский, Л. А. Жекулин, А. М. Залесский, А. С. Насаткин, М. П. Костенко, П. И. Кузнецов, В. С. Кулебанин, Л. Г. Маминоянц, Н. А. Мельников, Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, В. А. Самохвалов, В. В. Солодовников, И. А. Сыромятников, А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон: К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, почтовый ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО.

Сдано в пр-во 18/XII 1965 г.

Формат бумаги 60×90^{1/8}

Т-01536

Подписано к печати 25/1 1966 г.

Уч.-изд. л. 14,32

Зак. 789

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР
Шлюзовая наб., 10.

О конкурсах на соискание именных премий Академии наук СССР

Отделение физико-технических проблем энергетики Академии наук СССР сообщает, что в 1966 г. будут проведены конкурсы на соискание следующих премий Академии наук СССР.

1. Премия имени И. И. Ползунова в размере 2 000 руб. за лучшие работы по теплотехнике и новые конструкции теплотехнических установок.

Срок представления работ до 1 сентября 1966 г.

2. Премия имени Г. М. Кржижановского в размере 2 000 руб. за научные работы в области энергетики.

Срок представления работ — до 1 ноября 1966 г.

Право выдвижения кандидатов на соискание премий имеют научные учреждения, высшие учебные заведения, конструкторские бюро, научные общества, ведомства, действительные члены и члены-корреспонденты Академии наук СССР и академий наук союзных республик.

На соискание именных премий представляются:

опубликованные научные работы (серия работ) или материалы научного открытия (изобретения) в 3-х экземплярах;

мотивированное представление, включающее научную характеристику работы, ее значение для развития науки и народного хозяйства, а также сведения об авторе с перечнем его основных научных работ и изобретений.

Материалы с надписью «На соискание премии имени

» направлять в Отделение физико-технических проблем энергетики АН СССР (Москва, В-71, Ленинский пр., 14, корп. 1).

Новые книги издательства «ЭНЕРГИЯ»

Веников Г. В. и Строев В. А. Применение математических методов и средств вычислительной техники в проектировании и эксплуатации энергетических систем. «Энергия», 1965, 280 с. (Серия «Энергетика за рубежом»).

Менх Г. Х. Техника высокого вакуума. Пер. с нем. «Энергия», 1965, 560 с.

Поливанов К. М. Теоретические основы электротехники. Ч. 1. Линейные электрические цепи с сосредоточенными постоянными. «Энергия», 1965, 360 с.

Сочивко В. П. Электрические модели нейтронов. «Энергия», 1965, 88 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 148).

Щетинин Т. А. Индукционные муфты и тормоза в приводах с ударной нагрузкой. «Энергия», 1965, 222 с.

Эти книги вы можете приобрести в книжных магазинах.
Издательство заказов не принимает и книг не высылает.

ПРОДОЛЖАЕТСЯ на 1966 г. на журналы издательства „ЭНЕРГИЯ“ ПОДПИСКА

«ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

Год издания 86-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

— ● —

„ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ“

Год издания 37-й
12 номеров в год
Подписная цена на журнал 
«Электрические станции»:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 к.
С приложением 6 номеров
на год — 12 руб.,
на 6 мес. — 6 руб.

— ● —

„СВЕТОТЕХНИКА“

Год издания 12-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 3 р. 60 к.,
на 6 мес. — 1 р. 80 к.
Цена одного номера 30 коп.

«ЭНЕРГЕТИК»

Год издания 14-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 20 коп.

«ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА»

Год издания 13-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

— ● —

„ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВО ЗА РУБЕЖОМ“

Подписная цена
на приложение
«Энергохозяйство за рубежом»:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 40 коп.

«ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО»

Год издания 36-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 7 р. 20 к.,
на 6 мес. — 3 р. 60 к.
Цена одного номера 60 коп.

— ● —

„ЭЛЕКТРОТЕХНИКА“

Год издания 37-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 8 р. 40 к.,
на 6 мес. — 4 р. 20 к.
Цена одного номера 70 коп.

„ПРОМЫШЛЕННАЯ ЭНЕРГЕТИКА“

Год издания 21-й
12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 4 р. 80 к.,
на 6 мес. — 2 р. 40 к.
Цена одного номера 40 коп.

— ● —

Подписка принимается с любого очередного номера и на любой срок у общественных распространителей печати, в пунктах подписки «Союзпечать» по месту работы и учебы, в агентствах «Союзпечать», а также в любом почтамте и отделении связи.