

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

7
1976
ИЮЛЬ

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, ГОСУДАРСТВЕННОГО КОМИТЕТА
СОВЕТА МИНИСТРОВ СССР ПО НАУКЕ И ТЕХНИКЕ, ЦП НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОГО ОБЩЕСТВА ЭНЕРГЕТИКИ
И ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

УДК 621.3.313

Об электрической природе материи и перспективах электротехники

Чл.-корр. АН СССР ЛИДОРЕНКО Н. С.

Прогресс любой отрасли техники связан с непрерывным ее обновлением — освоением новых, более совершенных видов промышленной продукции, отражающей последние достижения науки. В аспекте электротехники прогресс связан с практическим использованием фундаментальных достижений физики и смежных наук, раскрывающих мир удивительных явлений, сопутствующих исследованию электрической природы материи.

Электротехника многообразна, спектр современных ее технических применений чрезвычайно широк. Он охватывает разработку всех методов и средств генерирования электромагнитного поля, распределения и управления им, всех видов преобразования энергии электромагнитного поля в энергию других физических полей, всех методов измерения его компонент и т. п.

Множество областей применения и огромная номенклатура электротехнической продукции привели к тому, что исследования и их разработка рассредоточены по различным разделам науки и многим областям промышленности: электрические машины, трансформаторы (инверторы) всех компонент электромагнитного поля, большая номенклатура средств распределения и управления полем, разработка проектов и технологии строительства мощных электростанций и линий передач, огромная номенклатура элементов и средств электропривода и автоматики, источники света, источники тока, многочисленные электротехнические устройства бытовой, производственной и сельскохозяйственной технологии и т. п.

В самостоятельные технические отрасли выделяются средства связи — радиотехническая и электронная техника; развиваются отрасли вычислительной техники, медицинской электротехники и т. п.

Научное содержание проблем электротехники. В аспекте теории электрической природа материи

исследуется современными разделами физики твердого тела, классической и квантовой электродинамикой, физикой плазмы, электрохимией, некоторыми разделами физики ядра, физической и квантовой химией, биологией, медициной и т. п.

Большинство этих исследований в той или иной мере реализуется как в традиционных, так и во вновь возникающих инженерных направлениях электротехники.

Однако, несмотря на разнообразие физических моделей, областей исследования и применения, а также многочисленную номенклатуру электротехнической продукции, научное содержание проблем электротехники, по-видимому, может быть сформулировано кратко, как *исследование условий (законов) генерирования электромагнитного поля, его распространения в твердых, жидких, газообразных средах и на их границах и применение широкого спектра результатов этих исследований для практических целей.*

Несмотря на кратность этого определения, его содержание далеко перекрывает существующие и видимые горизонты технического применения.

Известно, что не раскрыто еще полностью и тем более технически не использовано до конца многообразие электронных свойств твердых тел и всех особенностей распространения в них электрических зарядов. Нет законченных теорий жидкой и газообразной среды.

Исследования электронных свойств границы раздела твердых, жидких и газообразных сред и их применение в технике находятся лишь в начальной стадии. До сего времени «загадкой эпохи» является внутренняя структура электрона, физический смысл величины элементарного заряда, природа шаровой молнии и др. Имеются лишь гипотетические предположения об электронных моделях небольшого числа биологических объектов, в том

числе проводника нервного импульса-нейрона, электронных аналогов чувствительных (сенсорных) элементов биологических объектов: рецепторов температуры, вкуса, запаха, электронной модели аппарата зрения и т. п. Отсутствуют даже гипотезы об электронной модели мозга, причинах его высокой надежности и огромной емкости запоминания информации и т. д.

Поэтому можно утверждать, и это частично будет показано ниже, что перспективы технического использования многообразия результатов исследования электрической природы материи для усовершенствования существующей и развития новой номенклатуры электротехнической продукции не только не снижаются, но наоборот, далеко еще не достигли своего апогея.

Электротехника существует давно, однако на базе очередных фундаментальных достижений науки спонтанно возникают открытия новых удивительных явлений, раскрывающих электрическую природу атомов и молекул, порождающих новые области технического ее применения. Лишь недавно — в последнее двадцатилетие и еще сегодня мы являемся свидетелями бурного, качественного скачка в номенклатуре электротехнической продукции, вызванного использованием полупроводников, позволивших на принципиально новом, буквально революционном уровне оптимизировать ряд классических схем сильноточной электротехники, техники связи, средств вычислительной техники, автоматизации и т. п.

Более поздние исследования физики твердого тела привели к разработкам ряда вариантов микроскопической теории сверхпроводимости и хотя эти теории еще несовершенны, они явились стимулом к экспериментальному обнаружению ряда новых эффектов (стационарного и нестационарного эффектов Джозефсона [Л. 1], эффекта Литтла и Паркса [Л. 2] и др.).

Как известно, обычная (классическая) проводимость возникает (наблюдается), например, в металлах за счет приложенной разницы потенциалов к границам проводника. При не очень высоких плотностях тока и температурах справедлив закон Ома: ток прямо пропорционален приложенному напряжению. Сверхпроводимость характеризуется возможностью протекания постоянного тока в замкнутом контуре при внешнем напряжении, равном нулю.

Эффект Джозефсона основан на туннелировании связанных электронных пар между двумя сверхпроводниками, разделенными несверхпроводящим барьером. Так как при этом энергия на разрыв пар не затрачивается, возможно протекание тока между сверхпроводниками при равной нулю разности потенциалов на барьере. В эффекте Литтла и Паркса наблюдается периодическая зависимость температуры сверхпроводящего перехода тонкой проводящей пленки, нанесенной на изолирующую подложку от величины аксиального магнитного поля. Эти эксперименты указывают на то, что сверхпроводимость, по-видимому, базируется на волновых (коллективных) свойствах электронов твердотельной плазмы сверхпроводника, о волновой природе которой свидетельствуют так-

же и опыты по экспериментальному подтверждению эффектов Джозефсона и его разновидностей, открытых также И. Янсоном, В. Свистуновым, И. Дмитриенко в СССР [Л. 3] и другими, а также многочисленные эффекты взаимодействия сверхпроводников с магнитным полем.

Однако не создана теория сверхпроводимости, учитывающая реальную кристаллическую структуру, истинный характер электронных взаимодействий.

Советскими учеными интенсивно развивается теория сверхпроводимости, предполагающая образование в объеме или на поверхности полупроводников связанных электронно-дырочных пар (экситонов, биэкситонов, полиэкситонов), при определенных условиях способных объединиться (конденсироваться) в капли [Л. 4—7]. У электронно-дырочной жидкости возможно возникновение свойств сверхпроводимости и сверхтекучести, так как при низких температурах плотность эффективной массы в капле очень мала, а рассеяние электронов и дырок по условиям модели незначительно.

В специальном случае, когда эффективные массы электронов и дырок почти изотропны, возникает коллективное связывание электронов с дырками, приводящее к переходу жидкости в диэлектрическое сверхтекучее состояние (полиэкситоны).

Сама модель чисто квантовая и базируется авторами на теории твердого тела, а ее применение отнесено к области низких температур. По нашему мнению, модель не имеет ограничений для возможного распространения ее на более общие случаи интерпретации связей в электромагнитном поле, в том числе и на общие случаи межфазовых переходов и для более широкой области температур.

Как и в случае применения полупроводников, само открытие сверхпроводимости и сопутствующих эффектов (эффекта Мейснера [Л. 8], основанного на выталкивании магнитного поля из сверхпроводящей среды; эффекта Джозефсона и др.) стимулировало дальнейшие экспериментальные и теоретические разработки, которые открывают новые горизонты в понимании природы электричества, приводят к перспективе революционизирующего скачка в использовании ее результатов.

Почему исследования полупроводников в прошлом и последующие исследования свойств твердого тела уже привели и содержат дальнейшую перспективу новых революционизирующих воздействий на структуру электротехники, расширив ее области применения и существенно изменив ее номенклатуру? Ответ на этот деликатный вопрос частично может быть получен из анализа исследованных свойств электрической природы материи и законов электромагнитного поля. Из классической электродинамики известно, что взаимодействия в электромагнитном поле: электрическая индукция, дипольный момент, проводимость и т. п. существенно зависят от характера распределения зарядов (положительных и отрицательных) в пространстве реальной среды, в частности, в электротехнических схемах или конструкциях.

Значительная номенклатура инженерных решений традиционной электротехники развивалась на базе творческого инженерного осмысливания вариантов построения макроскопических схем и устройств, базирующихся на многообразии пространственной корреляции, разделенных диэлектриком электрически заряженных сред (проводников) или «магнитных» зарядов (R , C , L — структур).

Многообразие областей применения и номенклатуры инженерных решений, базирующихся на использовании свойств электрической природы материи, объясняется наличием в электромагнитном поле двух полевых характеристик: магнитной с напряженностью H и энергией $BH/2$ и электрической с напряженностью E и с энергией $DE/2$ (в отличие, например, от меньшего однополевого многообразия взаимодействий в гравитационном поле, исследуемом классической и квантовой механикой).

Линейные соотношения в электромагнитном поле описываются классической (макроскопической) электродинамикой. Нелинейные являются предметом усовершенствования классических моделей и углубленно исследуются современной микрофизикой.

Исследование многочисленных моделей и схем преобразования электромагнитного поля начинается с изучения элементарных актов образования (рождения) зарядов, условий транспорта зарядов к зоне потребления, условий их распределения в реальной конструкции. Таким образом, в реальной электротехнической системе мы всегда имеем дело с так называемыми «распределенными» параметрами.

Скачки и градиенты потенциала в современных электротехнических конструкциях могут быть образованы:

на границах кристаллических решеток, принадлежащих двум или более различным веществам, разделенным плазмой твердого тела (дырочно-электронные переходы, используемые при фотоэлектрическом или термоэлектрическом преобразовании);

на межфазовых границах твердое тело — жидкая среда (разнесенные в пространстве дырочно-электронные переходы, промежуток между которыми заполнен электролитом), используемых в схемах прямого получения электричества из химических реакций;

на электронно-дырочных переходах, разнесенных в пространстве, заполненном плазмой (плазменные диоды, используемые в МГД методе или при термоэмиссионном преобразовании) и др.

Традиционная электрическая машина также может быть интерпретирована как устройство, в котором происходит разделение зарядов с образованием «диполей». Детальная структура поля, образующего заряды в электрических машинах, сложна, и корреляционные соотношения классической электродинамики в уравнениях переноса, как и в предыдущих схемах прямого преобразования, требуют использования экспериментальных коэффициентов.

Скачки и градиенты потенциала могут быть стимулированы и энергией излучения, электромагнитным или гравитационным полем, гидродинами-

ческим или акустическим импедансами, химическим потенциалом и др.

Следовательно, в современных электротехнических конструкциях элементарный акт образования (рождения) заряда происходит в трехмерном пространстве реальных твердых, жидких и газообразных сред или на их границах.

Законы распределения (или распространения) заряда в них требуют детального знания (учета) не только макроскопической картины распределения, но и микроскопической атомной природы поляризации.

Проблемы инженерно-технической оптимизации классических электротехнических конструкций и сооружений, например минимизация схем, в основном базировались на исследованиях по повышению изоляционных свойств — электрической прочности — материалов (создание новых изоляционных материалов и покрытий), повышении плотностей электрической составляющей (рабочие напряжения) и магнитной составляющей электромагнитного поля, прогресс в исследовании которых наряду с открытием многообразия схем использования законов электростатики и электродинамики, обусловили развитие современной электротехники.

Полупроводники вносят революционное качество в решение многих классических задач электротехники тем, что позволяют или содержат перспективу сведения ряда вариаций пространственного распределения зарядов до уровня, приближающегося к молекулярным размерам. Градиенты поля и особенно градиенты плотности информации (число и топологическое множество распределения знакопеременных полей в единице объема), реализуемые в полупроводниковых схемах, существенно выше, чем это удавалось достигнуть в конфигурационных компоновках поля классических схем (в вариациях проводник — диэлектрик — магнитопровод).

Металлоемкость многих проектных решений полупроводниковой электротехники, которая, по-видимому, может являться одним из важных критериев прогресса, сокращается в 10^4 — 10^6 раз в сравнении с существующими классическими решениями.

Благодаря развитию физики твердого тела и новым технологическим возможностям появилось большое разнообразие в топологических вариантах использования законов распространения, управления и передачи энергии электромагнитного поля.

Прогресс, по-видимому, состоит в доведении топологического разнообразия сближения зарядов до расстояний молекулярных размеров и меньше, что может способствовать дальнейшей миниатюризации электротехнических систем и повышению их эффективности.

Предельная возможность оптимизации заключается в использовании межфазовых переходов (корреляционных соотношений на границе твердых, жидких и газообразных сред) или в сверхпроводниках, или в вакууме.

Теоретические пределы сближения зарядов в моделях сверхпроводимости обуславливаются плотностью зарядов, образующих «экситонную»

жидкость, для которой минимальная концентрация экситонов $n_3 \approx 10^{12} \text{ см}^{-3}$ является достаточной.

Таким образом, перспективы очередного прогресса электротехники базируются на использовании новых возможностей конфигурационного пространства, приводящих к минимизации пространственной топологии зарядов, например, использовании свойств фазовых границ тонких металл-диэлектрических пленок, использовании твердотельной голографии с оптической индикацией информации и других многообещающих возможностей нелинейной оптики. Известно, что использование когерентной оптики позволяет в сочетании, например, с твердофазными голограммами, получить плотность информации 10^8 — 10^9 бит·см⁻³, что соответствует или приближается к возможностям построения схем на молекулярном уровне и др.

Электронные свойства границы раздела твердых, жидких и газообразных сред и их перспективы в электротехнике. Использование результатов исследований электронных корреляций на границе раздела сред относится к общей проблеме физики фазовых переходов.

Феноменологическая (общая теория) фазовых переходов была предложена Ландау в 1937 г. [Л. 9].

Дальнейшее развитие феноменологическая теория фазовых переходов получила в работе Гинзбурга—Ландау, посвященной теории сверхпроводимости [Л. 10].

Позже в теорию были внесены ряд существенных уточнений, однако последовательная теория фазовых переходов трехмерных систем еще полностью не построена. Различают фазовые переходы 1-го рода, для которых характерно наличие скачка первых производных термодинамического потенциала (к таким переходам относятся переход жидкость—пар, переход в сверхпроводящее состояние при наличии магнитного поля и др.) и переходы 2-го рода, для которых характерно наличие скачка вторых производных термодинамического потенциала (например, переход в сверхпроводящее состояние в отсутствии магнитного поля, сегнетоэлектрический переход, переход ферромагнетика в парамагнитное состояние и др.).

Как уже сказано, фазовые переходы, по-видимому, отражают факт наличия коллективных взаимодействий зарядов в реальных средах, которые зависят от пространственной топологии зарядов в зоне перехода, т. е. от характерных расстояний и характерных энергий для атомных явлений, определяющих масштаб и меру взаимодействия. Физический смысл состоит в том, что межатомные расстояния задаются диаметром электронного облака—длиной, которую можно рассматривать как амплитуду колебаний электрона в основном состоянии.

Масса ядер ($m_{\text{я}}$) во много раз больше массы электронов ($m_{\text{э}}$) и амплитуда ядер ($\lambda_{\text{я}}$) значительно меньше амплитуды электронов ($\lambda_{\text{э}}$): $\frac{\lambda_{\text{я}}}{\lambda_{\text{э}}} = \sqrt{\frac{m_{\text{э}}}{m_{\text{я}}}}$.

Учет этой разницы, по нашему мнению, весьма важен для причинной интерпретации кинетических закономерностей переноса заряда как в твердом теле, так и на его границе.

В кристаллах и упорядоченных структурах (например, в металлах) ядра образуют локализованный ионный остов, обладающий собственной специфической скоростью распространения электромагнитной волны, отличной от скорости распространения электромагнитной волны по электронному газу.

Пространственные конфигурации электронной волновой функции определяют фиксированное положение ионов, благодаря чему электронная волновая функция принимает вполне определенные состояния, характеризующиеся образами с простой симметрией, связанной с симметрией поля сил между ядром и электронами.

В этом аспекте квантовая механика вносит ограничение, требующее признания понятия идеального тождества—идентичности. Либо два атома находятся в одинаковом квантовом состоянии и тогда они абсолютно идентичны, либо их состояния отличаются и тогда они резко отличаются.

Масштаб и мера взаимодействия в этих условиях определяются характерными расстояниями и характерными энергиями, т. е. пространственной топологией зарядов в реальной среде. Для атомов сила электростатического притяжения между ядром и электроном (со специфической квантовой кинетической энергией электрона) дает в связанном состоянии характерную длину l и энергию E , определяемые фундаментальными константами—элементарным зарядом e , массой электрона m и постоянной Планка h , при этом $l = \frac{h^2}{me^2}$ (боровский радиус), $E = -\frac{me^4}{2h^2}$. Постоянная

Ридберга при этом равна $\frac{me^4}{4\pi h^3 C}$.

Таким образом, современная физика твердого тела, физика жидкой среды и газов базируются на изучении квантовых законов движения электронов в кулоновском поле их атомных ядер.

Законы распространения электромагнитного поля в твердых, жидких и газообразных средах и на их границах, статические и динамические корреляционные соотношения, проявляющиеся в химии, молекулярной биологии, являются следствием квантовых законов движения электронов в реальных атомных структурах. Энергетическая устойчивость электронно-ионного остова весьма ограничена и не превышает порядка долей характерной энергии, т. е. постоянной Ридберга.

Возмущения, имеющие порядок нескольких долей электрон-вольта, в состоянии привести к нелинейным корреляционным соотношениям или полностью разрушить их стехиометрию. Именно слабостью устойчивостью электронно-ионного остова определяется граница применения законов классической (макроскопической) электродинамики, за пределами этой границы действуют нелинейные уравнения, исследуемые современной физикой.

Для вывода уравнений переноса в реальных средах интерпретации квантовых эффектов недостаточно.

Согласно развиваемой нами модели реальные электроны, принадлежащие разным атомам, находятся в разных состояниях, присущих собственным системам отсчета. Они не идентичны и, например,

для межфазовых превращений, при сближении электронов и дырок через межфазовую границу, образуют связанные состояния, обладающие новой плотностью энергии, отличной от плотности в самих сопрягающихся средах.

В первом приближении энергия взаимодействия, по-видимому, может оцениваться

$$W = \frac{e^2}{\epsilon r},$$

где r — расстояние между зарядами; ϵ — диэлектрические свойства разделяющей заряды среды.

Упомянутые ранее затруднения в построении уравнений переноса в сильных электрических полях и состоят в отсутствии возможности вычислить теоретические значения r и ϵ для реальных сред и реальных случаев взаимодействия.

Несмотря на затруднения в построении общей последовательной теории фазовых превращений за последние годы получено много полезных для электротехники экспериментальных фактов, что в известной мере подтверждает предыдущие высказывания о глубокой связи прогресса электротехники с успехами фундаментальных наук — достижений современной физики твердого тела, дальнейшего развития теории фазовых переходов, создании макроскопической теории сверхпроводимости и успехов развития других наук, исследующих электрическую природу материи.

Несмотря на взаимосвязь и взаимообогащение теоретических и прикладных исследований часть новых инженерных решений и фундаментальных открытий возникает спонтанно, часто из эксперимента, как бы без видимого взаимного влияния.

Одним из практических примеров оптимизации корреляционных соотношений на межфазовых границах являются завершённые в ряде стран (СССР, США) исследования по прямому получению электричества из энергии соединения водорода с кислородом (воздухом) [Л. 13].

Проблема заключалась в преодолении кинетических ограничений принципиально существующей возможности использования энергии, запасённой в электрически нейтральных газах — диэлектриках. Длительные эксперименты, выполненные в ряде стран большим числом ученых и инженеров, привели к технологическим решениям, обеспечившим образование структуры двойного слоя, ответственной за электронный обмен на трехфазной границе: диэлектрик — металл — раствор. За образование когерентности в зоне сопряжения (промежуточные состояния) ответственны структуры, называемые катализаторами. Катализаторы оптимизируют рекомбинацию электронов на межфазовых границах, снижая энергетические барьеры в элементарном акте рекомбинации. Детальные механизмы кинетики переноса заряда через границу фаз, как и в предыдущих случаях, теорией не разработаны.

Отсутствие завершённой общей теории катализа вызвало необходимость разработки и применения новых экспериментальных методик, направленных на выяснение распределения электронной плотности на реальной поверхности твердого тела и границы раздела контактирующих сред. Именно

это обстоятельство, по нашему мнению, обуславливает современный все возрастающий интерес к науке о поверхности (особенно об электронных микроскопических ее свойствах), которая сейчас начинает приобретать новое звучание и содержит по нашему глубокому убеждению перспективу решения фундаментальных проблем интерпретации кинетических закономерностей, отражающих многообразие связей в природе. Несмотря на то, что современная наука о поверхности, по-видимому, находится на уровне понимания физики твердого тела конца 40-х годов XX в., систематическое усовершенствование ее арсенала приводит к открытию новых полезных явлений.

В современном арсенале исследований широко используется вакуум около 10^{-12} тор, все виды спектроскопии, включая ядерный магнитный и электронный парамагнитный резонансы, диффракция мягких электронов, рентгеновских лучей и нейтронов, разновидности кинетических закономерностей взаимодействия когерентного излучения с реальной поверхностью — вакуумная эллипсометрия и др. Используются также современные методы определения феноменологических параметров — пористости, теплоты адсорбции, электропроводности тонких сопряженных сред, интегральных и дифференциальных коэффициентов теплопроводности, коэффициентов диффузии и т. д.

По результатам исследований и экспериментам были заложены основы построения технологии разнообразных электрогенерирующих устройств, практически осуществивших реализацию идеи непосредственного и непрерывного получения электрической энергии из энергии газообразных химических реагентов. В СССР созданы установки, использующие энергию водорода и кислорода (рис. 1), водорода и воздуха (рис. 2), аммиака, спиртов, ряде твердофазных топлив и др.

Второй пример практической реализации фазовых переходов относится к сфере преобразования информации и перспективам исследования в области жидкостной (молекулярной) электроники. Эти исследования привели к построению ряда схем и устройств, демонстрирующих высокую эффектив-

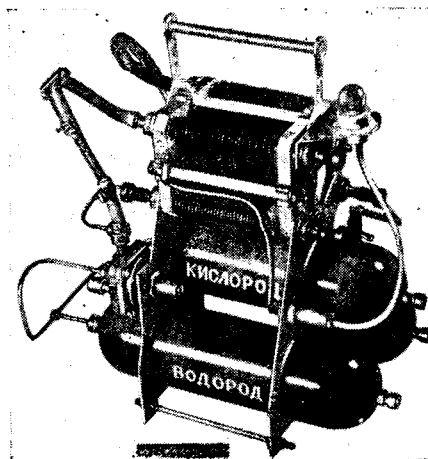


Рис. 1.

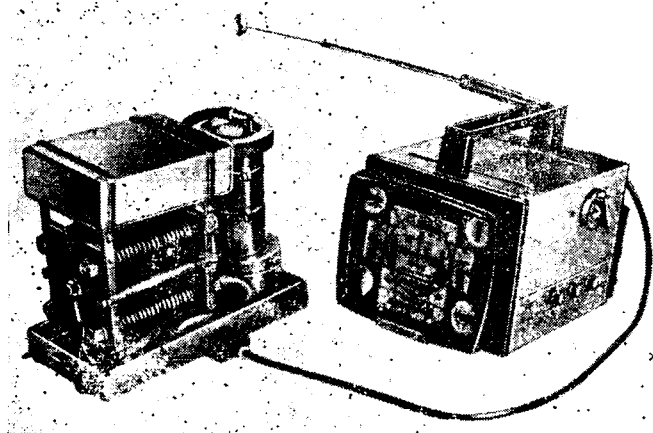


Рис. 2.

ность преобразования информации, существенно превышающих чувствительность твердофазных преобразователей. Созданы разнообразные индикаторы отказа электронных схем, интеграторы дискретного и непрерывного действия, рецепторы запаха, модели нейрона и ряд других элементов эвристического типа. По-видимому, в этих устройствах мы также сталкиваемся с реализацией возможности технологического сближения топологии пространственного распределения зарядов в схемах до молекулярных размеров и соответствующей экспериментальной возможностью минимизации информационных схем.

Аномальная электрическая емкость и модель гиперпроводности. Предсказан и экспериментально обнаружен эффект получения аномально высоких электрических емкостей около 1 Ф/см^2 [Л. 11].

Это удалось обеспечить искусственным (технологическим) сближением образующих емкость электрических зарядов до малых расстояний, определяющих рост градиента потенциала и соответствующий рост абсолютных значений емкости.

Получены макроскопические образования: пленки, волокна, ленты, обладающие аномальной емкостью, разработаны технологические и схемные методы управления законом дисперсии емкости от частоты проходящего тока $C(\omega)$.

Аномальные значения емкости, технологическая возможность управления законом дисперсии $C(\omega)$, а также управления законом пространственного их распределения по заданной программе, позволяют в принципе широко использовать обнаруженный эффект для построения локальных или встроенных в схему конденсаторов, электрических фильтров экстремальных токов, возникающих при размыкании высоковольтных сетей под нагрузкой или в коммутационной аппаратуре, в линиях задержки, в многочисленных схемах компенсации $\cos \phi$, безындуктивных проводах и линиях передач, а также других перспективных схемах преобразования энергии.

Экспериментально осуществлена модель гиперпроницаемости, которая постулирована и бази-

руется на макроскопических корреляционных топологических соотношениях в электромагнитном поле и не противоречит современным микроскопическим теориям фазовых переходов, постулирующих появление связанных уровней между частицами в двумерной задаче, при наличии сколь угодно слабого взаимодействия между ними.

С формальной точки зрения возникновение когерентных состояний соответствует появлению отличных от нуля недиагональных элементов в матрице плотности, описывающей атомный ансамбль.

Условием отсутствия поглощения (потерь) в среде является равенство нулю мнимых частей комплексных диэлектрической ϵ и магнитной μ проницаемостей [Л. 12].

В реальных структурах с различного рода дефектами рассеяние электромагнитных волн увеличивается, что приводит, в частности, к повышению диссипации энергии.

Положение существенно меняется для гетерогенных структур (межфазовые границы, линии спайности кристаллов, границы раздела сред, в том числе границы разноразряженных полупроводников и т. п.), в которых когерентные состояния могут быть обеспечены при выполнении определенных формальных и структурно-топологических условий, способствующих макроскопической упорядоченности (трансляционная симметрия) вдоль вектора переноса, сохраняющих когерентные или квазикогерентные связи. Эти структуры названы нами гиперпроводниками. Практические примеры будут даны в других статьях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Josephson B. D. Possible new effects in superconductive tunneling. — «Physics Letters». 1962, vol. 1, № 7, p. 251—253.
2. Little W. A., Parks R. D. Observation of quantum periodicity in the transition temperature of a superconducting cylinder. — «Phys. Rev. Lett.», 1962, vol. 9, № 1, p. 9—12.
3. Янсон И., Свистунов В., Дмитриенко И. Экспериментальное наблюдение туннельного эффекта для куперовских пар с излучением фотонов. — «ЖТФ», 1965, т. 48, вып. 3, с. 976—979.
4. Гинзбург В. Л. О физике и астрофизике. М., «Наука», 1974.
5. Москаленко С. А. Обратимые оптико-гидродинамические явления в неидеальном экситонном газе. — «ФТТ», 1962, т. 4, вып. 1, с. 276—284.
6. Келдыш Л. В. Электронно-дырочные капли в полупроводниках. — «УФН», 1970, т. 100, вып. 3, с. 514—517.
7. Абрикосов А. А. О фазовой диаграмме экситонного диэлектрика в сильном магнитном поле. — «ЖЭТФ», 1973, т. 65, вып. 4, с. 1508—1517.
8. Meissner W., Ochsefeld R. Ein neuer Effekt bei Eintritt der Supraleitfähigkeit. — «Naturwiss.», 1933, Bd 21, S. 787.
9. Ландау Л. Д. К теории фазовых переходов. — «ЖТФ», 1937, т. 7, вып. 1, с. 19—32.
10. Гинзбург В. Л., Ландау Л. Д. К теории сверхпроводимости. — «ЖЭТФ», 1950, т. 20, вып. 12, с. 1064—1082.
11. Лидоренко Н. С. Аномальная электрическая емкость и экспериментальные модели гиперпроводимости. — «ДАН СССР», 1974, т. 216, № 6, с. 1261.
12. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Электродинамика сплошных сред. М., ГИИТЛ, 1967.
13. Лидоренко Н. С., Мучник Г. Ф. Перспективы и научные проблемы применения методов непосредственного получения электроэнергии из химических топлив. — «Известия АН СССР. Энергетика и транспорт», 1973, № 2, с. 15—27.

Анализ и расчет стационарных электрических и магнитных полей в движущихся электропроводящих средах

БЕРТИНОВ А. И., БУТ Д. А., КОВАЛЕВ Л. К., НИКИТИН Ю. М.

Московский авиационный институт

Последние годы характеризуются внедрением в практику устройств со сплошными движущимися проводящими средами — униполярных машин, электромагнитных насосов, магнитогидродинамических преобразователей и расходомеров, линейных электрических машин и т. п. Изучение и проектирование подобных устройств основано прежде всего на анализе электрических и магнитных полей в их активной зоне. Такие поля, как правило, являются существенно неоднородными из-за наличия краевых областей, изменения скорости и проводимости рабочего тела, внутренних шунтирующих цепей, эффектов «реакции якоря» и т. п. В этих условиях одномерная модель распределения магнитного поля в якорной зоне, используемая, например, при анализе электрических машин [Л. 1], становится недействительной и должна быть заменена двух- или трехмерной моделью.

Наиболее универсальной физической моделью для изучения стационарных электрических и магнитных полей в движущихся средах является кондукционный магнитогидродинамический канал с произвольно заданными распределениями скорости среды, ее проводимости и внешнего магнитного поля при условии конечных значений параметра Холла β и магнитного числа Рейнольдса R_m , характеризующего относительное действие «реакции якоря». Решения, получаемые для такой модели, имеют наиболее общий характер и при соответствующих упрощениях (например, отсутствии эффекта Холла, постоянной проводимости или скорости среды и т. п.) могут эффективно использоваться для нахождения полей в электрических машинах с массивными роторами (линейных, униполярных и т. п.).

Электрические и магнитные поля в рассматриваемой модели описываются уравнениями Максвелла и обобщенным законом Ома, совместное решение которых в аналитической форме, как правило, недостижимо. Поэтому последние годы развиваются прямые разностные методы расчета двух- и трехмерных полей в устройствах со сплошной средой [Л. 2]. Однако прямые методы обычно требуют большого числа расчетных точек, особенно при разрывных граничных условиях и несимметричном распределении параметров, вызываемом конечными значениями R_m и β .

Эффективные алгоритмы расчета электрических и магнитных полей в движущихся средах с существенно неоднородным распределением локальных параметров могут быть разработаны на основе интегральных представлений. Важно, что ядра получаемых интегральных уравнений могут в определенной мере «вбирать» разрывность решений на границах изоляторов и проводников, что позволяет сократить число расчетных точек по сравнению с прямыми численными методами. Кроме того,

переход к интегральным представлениям в ряде случаев облегчает доказательство единственности получаемых решений, что часто является самостоятельной проблемой в прямых численных методах.

Возможность эффективного применения интегральных уравнений к расчетам стационарных магнитных полей была продемонстрирована, в частности, в [Л. 3] применительно к системам с неподвижными твердыми проводниками с заданными токами и однородной электропроводностью при отсутствии эффекта Холла.

Ниже развивается интегральный метод расчета двух- и трехмерных полей в движущихся средах с неоднородными параметрами на основе функций Грина и векторных функций влияния.

Интегральные уравнения для двухмерных электрических и магнитных полей в движущихся средах. Рассмотрим исходную систему безразмерных стационарных электродинамических уравнений, состоящую из закона Ома

$$\vec{j} = \sigma(\vec{u} \times \vec{B} - \nabla\varphi) - \mu\vec{j} \times \vec{B} \quad (1)$$

и уравнений Максвелла

$$\text{rot } \vec{B} = R_m \vec{j}; \quad (2)$$

$$\text{div } \vec{B} = 0.$$

Здесь $\vec{j}$ — плотность тока; σ — проводимость среды; $\vec{u}$ — скорость среды; $\vec{B}$ — магнитная индукция, φ — электрический потенциал; $\mu = \beta/B$ — подвижность электронов; $R_m = \mu_0 \sigma u l$ — магнитное число Рейнольдса (σ , u , l — некоторые характерные значения проводимости, скорости и размеров модели; μ_0 — магнитная проницаемость вакуума).

Запишем граничные условия для φ . На изоляционных T_i и проводящих T_c участках границы имеем:

$$\left. \frac{\partial \varphi}{\partial n} \right|_{T_i} = \left\{ [\vec{u} \times \vec{B} - \frac{\mu}{\sigma} (\vec{j} \times \vec{B})] \vec{n} \right\}_{T_i};$$

$$\varphi|_{T_c} = f_c(\tau).$$

Здесь n и τ означают соответственно нормальное и касательное направления на границе.

Граничные условия для магнитного поля при конечных R_m определяются конкретной моделью задачи и зависят от геометрии токоподводов и внешней цепи, магнитных свойств материалов и пр.

Решая (1) относительно $\vec{j}$ и применяя операцию div в плоскости (x, y) , можно для ряда задач построить уравнение вида

$$\nabla^2 \varphi = \Phi(x, y, \nabla \varphi, \dots), \quad (3)$$

где точки заменяют заданные функции $\sigma(x, y)$, $\mu(x, y)$, $\vec{u}(x, y)$ и т. д.

Введем функцию Грина уравнения $\nabla^2\varphi=0$ со смешанными граничными условиями [Л. 4]

$$G(x, y, x', y') = -\ln \sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2} + g(x, y, x', y'),$$

где $g(x, y, x', y')$ — симметричная относительно точек (x, y) и (x', y') аналитическая функция, обеспечивающая выполнение граничных условий:

$$\left. \frac{\partial G}{\partial n} \right|_{T_i} = 0; G|_{T_c} = 0. \quad (4)$$

Применяя формулу Грина для φ и G и учитывая граничные условия, получим:

$$\begin{aligned} \Omega\varphi(x, y) = & \int_{T_i} [\bar{u}(\tau') \times \bar{B}(\tau') - \mu(\tau') \bar{j}(\tau') \times \\ & \times \bar{B}(\tau')] \bar{n} G(x, y, \tau') d\tau' - \int_{T_c} f_c(\tau') \frac{\partial G(x, y, \tau')}{\partial n} - \\ & - \iint_D \Phi[x', y', \nabla\varphi(x', y') \dots] G(x, y, x', y') dx' dy'. \end{aligned} \quad (5)$$

Здесь D — открытая область, ограниченная контуром T , который состоит из участков T_i и T_c :

$$\Omega = \begin{cases} 2\pi & \text{при } x, y \in D; \\ \pi & \text{при } x, y \in T; \\ 0 & \text{в остальных случаях.} \end{cases}$$

Если точка (x, y) совпадает с точкой разрыва на границе, то уравнение (5) следует понимать как соотношение для обобщенных функций.

За счет разрывных граничных условий величина $\nabla\varphi$ (а следовательно, и интеграл по области D) может иметь особенность, характер которой заранее не известен. Хотя формула Грина применяется для гармонических функций, которые в общем случае могут иметь разрывы производных на границах [Л. 4], строгое обоснование применимости формулы Грина в данном случае представляет самостоятельную математическую проблему. Можно полагать, что такое обоснование связано с рядом дополнительных ограничений на подынтегральные функции в уравнении (5), например, условием интегрируемости произведения $\nabla\varphi G$ и др.

Практически во всех случаях удается провести улучшение особенностей в ядрах получаемых уравнений с помощью хорошо разработанного приема, связанного с искусственным введением в подынтегральные выражения разности $\psi(x, y) - \psi(x', y')$, где ψ — искомая функция [Л. 4].

В прикладных исследованиях косвенным подтверждением правомерности уравнения (5) является наблюдаемая хорошая сходимость численных алгоритмов, построенных на его основе.

С помощью интегрирования по частям из (5) может быть получено интегральное уравнение для φ , содержащее φ под знаком контурного и поверхностного интегралов. Более удобным, однако, представляется построение интегральных уравнений

относительно $\bar{j}$ на основе использования закона Ома и соотношения, получаемого при действии оператора ∇ на уравнение (5). Применимость такой операции связана с выделением в уравнении (5) потенциальной и регулярной частей. Получаемые сингулярные интегралы будут подобны логарифмическим потенциалам простого и двойного слоя, которые могут дифференцироваться по x и y под знаком интеграла.

С учетом закона Ома и замены $\Phi(x, y, \nabla\varphi, \dots)$ на $\Phi(x, y, \bar{j}, \dots)$ имеем окончательно

$$\begin{aligned} \bar{j}(x, y) + \mu(x, y) \bar{j}(x, y) \times \bar{B}(x, y) = \\ = \sigma(x, y) \left\{ \bar{u}(x, y) \times \bar{B}(x, y) + \right. \\ + \frac{1}{2} \left[\int_{T_c} f_c(\tau') \frac{\partial}{\partial n} [\nabla_{xy} G(x, y, \tau')] d\tau' - \right. \\ - \int_{T_i} [\bar{u}(\tau') \times \bar{B}(\tau') - \mu(\tau') \bar{j}(\tau') \times \\ \times \bar{B}(\tau')] \bar{n} [\nabla_{xy} G(x, y, \tau')] d\tau' + \\ \left. + \iint_D \Phi[x', y', \bar{j}(x', y') \dots] \nabla_{xy} G(x, y, x', \right. \\ \left. y') dx' dy' \right\}. \end{aligned} \quad (6)$$

Если $R_m \geq 1$, то, помимо уравнения (6), необходимо использовать интегральную форму уравнения (2).

Таким образом, задача нахождения тока и поля в канале сводится к решению системы интегральных уравнений, в ядра которых входит функция Грина смешанной краевой задачи уравнения Лапласа.

Использование уравнения (6) особенно эффективно для решения двумерных задач в плоскостях, параллельных $\bar{u} \times \bar{B}$ при однокомпонентном магнитном поле.

В ряде случаев встречаются задачи, когда электрический ток однокомпонентный, а магнитное поле имеет двумерный характер в плоскости, нормальной к $\bar{j}$. Тогда $\nabla\varphi = \text{const}$, и основная часть задачи связана с нахождением $\bar{B}$.

Интегральное представление для $\bar{B}$ может строиться с помощью функции влияния $L(x, y, x', y')$, определяющей поле в (x, y) , индуцированное в линейной среде элементарным током в (x', y') :

$$d\bar{B}_i(x, y) = \bar{L}(x, y, x', y') \times \bar{j}(x', y') ds'. \quad (7)$$

Тогда индуцированное поле от всех токов

$$\begin{aligned} \bar{B}_i(x, y) &= \bar{B}(x, y) - \bar{B}_e(x, y) = \\ &= \iint_D \bar{L}(x, y, x', y') \times \bar{j}(x', y') dx' dy', \end{aligned} \quad (8)$$

где $\bar{B}_e$ — внешнее магнитное поле.

Так как $\bar{j}$ может быть выражено через $\bar{B}$, уравнение (8) сразу приводится к интегральному уравнению фредгольмовского типа. Таким образом, задача сводится к построению функции L , удовлетворяющей уравнению Лапласа.

Построение функций Грина и функций влияния. В задачах о нахождении электрических полей и токов аналитическое выражение функции Грина уравнения Лапласа для смешанной краевой задачи через элементарные функции возможно в случаях, когда условия на границе имеют не более двух особых точек. Такой типичной областью является полуполоса, ограниченная полубесконечными параллельными прямыми и изолятором в основании. Функция Грина для нее имеет вид:

$$G = \frac{1}{2} \ln \frac{[\operatorname{ch}(x-x') - \cos(y+y')][\operatorname{ch}(x+x') - \cos(y-y')]}{[\operatorname{ch}(x-x') - \cos(y-y')][\operatorname{ch}(x+x') - \cos(y+y')]}.$$

Для более сложных областей с двумя особыми точками на границе функция легко строится конформным отображением области на полуполосу.

В общем случае построение функции Грина уравнения Лапласа, удовлетворяющей граничным условиям (4), может быть выполнено по методу Келдыша—Седова. Однако в сложных областях с большим числом особых точек на границе этот метод приводит к громоздким представлениям G . В таких случаях удобнее разбивать область активной зоны на простые подобласти с двумя точками разрыва на внешних границах, для каждой из которых легко строится функция G и соответствующее интегральное уравнение поля, а затем для получения решения задачи в целом используются дополнительные сшивающие условия неразрывности φ и $\partial\varphi/\partial n$ на внутренних границах подобластей.

В задачах о нахождении $\vec{B}(x, y)$ при $\nabla\varphi = \text{const}$ интегральные уравнения строятся с помощью функции влияния L в уравнении (7), которая может определяться различными путями. Для ряда случаев функция L находится через производные функции Грина для векторного магнитного потенциала, однако этот путь не всегда является оптимальным. Так, при решении осесимметричных задач или задач с неоднородной магнитной проницаемостью функция L строится непосредственным решением вспомогательной задачи о магнитном поле элементарного тока [Л. 5], что позволяет легко находить $\vec{B}(x, y)$ численным решением интегрального уравнения, построенного на базе уравнения (8). Доказательство единственности и строгости получаемых решений в последнем случае обычно не представляет затруднений, так как функция L всегда вносит лишь слабую особенность в ядро интегрального уравнения.

Переход к трехмерным задачам. Непосредственное построение интегральных уравнений для φ или $\vec{j}$ в трехмерных задачах затрудняется из-за сложностей, связанных с нахождением функций Грина для объемных областей при разрывных граничных условиях.

В ряде случаев возможно сведение исходной задачи о трехмерном распределении потенциала к решению бесконечной системы уравнений путем представления

$$\varphi(x, y, z) = \sum_{k=0}^{\infty} q_k(z) \varphi_k(x, y), \quad (9)$$

где $\{q_k(z)\}$ — некоторая полная система ортогональных функций, позволяющая удовлетворить граничным условиям по оси z .

Разложение (9) можно подставить в трехмерное уравнение типа (3), умножить полученное соотношение на $q_m(z)$ и проинтегрировать по z , что приведет к бесконечной системе двухмерных уравнений вида

$$\nabla^2 \varphi_m = \Phi_m(x, y, \varphi_m, \nabla \varphi_k \dots); \quad (10)$$

$$k = 1, 2, 3, \dots; m = 1, 2, 3, \dots$$

Аналогичная система для $\varphi_m(x, y)$ может быть получена при конечно-разностной аппроксимации распределения потенциала по оси z , и замене производных $\partial\varphi/\partial z$ и $\partial^2\varphi/\partial z^2$ соответствующими разностными аналогами.

Каждое из уравнений системы (10) приводится к интегральной форме с помощью функции Грина уравнения $\nabla^2 \varphi_m = 0$, и система интегральных уравнений решается приближенно для заданных смешанных граничных условий. Найденные значения φ_k подставляются затем в разложение (9), в котором сохраняется некоторое конечное число членов.

Направление оси z , по которой проводится разложение по функциям q_k , целесообразно выбирать так, чтобы функции Грина соответствующей системы интегральных уравнений «вбирали» наиболее существенные особенности граничных условий.

Пример 1. Двумерные электрические поля в кондукционном МГД-канале и линейном электродвигателе постоянного тока. Если магнитное поле чисто поперечное (например, для коаксиальных МГД-каналов), то

$$\Phi(x, y, \vec{j}) = \vec{B} \operatorname{rot} \vec{u} - \left[Rm \vec{u} + \nabla \frac{1 + \mu^2 B^2}{\sigma} \right] \vec{j} - \operatorname{div} \left[\frac{\mu}{\sigma} (\vec{j} + \mu \vec{j} \times \vec{B}) \times \vec{B} \right] \quad (11)$$

и распределение $\vec{j}$ определяется уравнениями (6) и (11). При $Rm \gg 1$ необходимо использовать проинтегрированное уравнение (2). Пределы интегрирования определяются формой и размещением токоподводов. Если, например, внешняя цепь подключена на выходе, то индуцированное токами поле $B_z \rightarrow 0$ при $x \rightarrow -\infty$. При подключении внешней цепи со стороны входа имеем $B_z \rightarrow 0$ при $x \rightarrow \infty$ [Л. 6]. Рассмотрим первый случай, для которого

$$B_z(x, y) = Rm \int_{-\infty}^x j_y'(x', y) dx'. \quad (12)$$

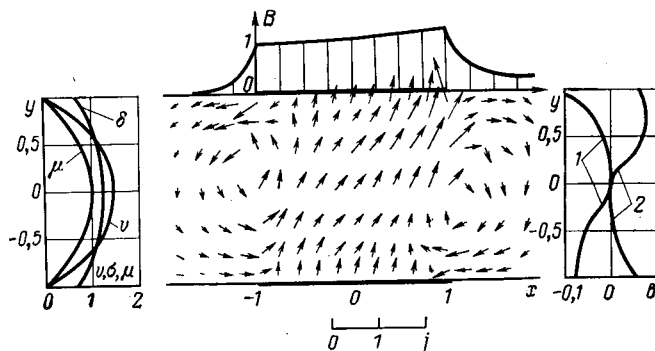


Рис. 1.

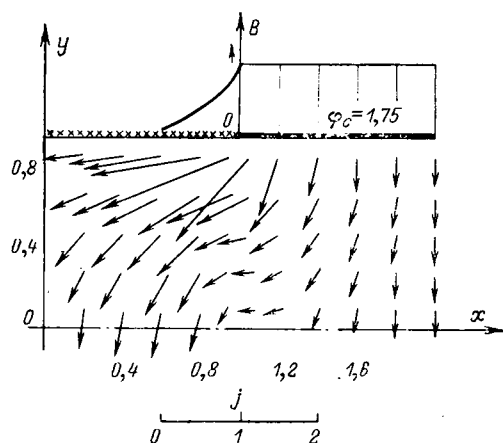


Рис. 2.

В качестве базисных значений, к которым относятся соответствующие величины в уравнениях (6) и (11), выбираются средние по сечению значения скорости и удельного сопротивления $(1/\sigma)$, полувысота канала $h/2$, максимальное значение внешней магнитной индукции B_0 . Потенциал φ относится к $uBh/2$, а плотность тока — к σuB .

На рис. 1 приведена топография $\vec{j}$ в продольном сечении плоского МГД-канала, полученная совместным численным решением уравнений (6), (11) и (12). Длина и направление векторов соответствуют величине и направлению $\vec{j}$ в различных точках. Принималось $R_m = 0,5$. Задаваемые профили $u(y)$, $\sigma(y)$, $\mu(y)$ и $B_e(x)$ показаны отдельно. Вверху показано рассчитанное распределение полной поперечной магнитной индукции на оси канала, а справа приведены разности между полной индукцией $B(x, y)$ и индукцией на оси $B(x, 0)$. (Кривая 1 для входа, $x=0$, кривая 2 для выхода, $x=2$).

Видно, что индукция нарастает по x , а ее распределение по y несимметрично из-за эффекта Холла. На входе и выходе канала отчетливо видны несимметричные токовые вихри.

Аналогичным путем решается более простая задача о распределении тока в якоре линейного электродвигателя постоянного тока. Якорем такого двигателя служит, например, металлическая полоса, помещенная в поперечное магнитное поле B_0 , которая может перемещаться вдоль оси при протекании в ней поперечного тока ($j \perp B_0$). Ток к полосе подводится с помощью металлических щеток. Если проводимость щеток (например, медных) намного больше проводимости полосы (изготовленной, например, из титана или нержавеющей стали), то физическая модель двигателя соответствует рис. 1 при условии $\sigma = \text{const}$, $u = \text{const}$, $\mu = 0$. Топография $\vec{j}$ в якоре при $R_m \ll 1$ показана на рис. 2. Решение задачи при конечных R_m проводится так же, как и в предыдущем случае.

Если исследуются электрические поля в поперечном сечении МГД-канала, то при $\mu = 0$, $R_m = 0$ и индукции B_0 , лежащей в плоскости сечения $(x, y)^*$, имеем

$$\Phi(x, y, \vec{j}) = \vec{B} \text{rot} \vec{u} - \vec{j} \nabla \left(\frac{1}{\sigma} \right). \quad (13)$$

Топография $\vec{j}$ находится из уравнений (6) и (13) без каких-либо затруднений.

При $\mu \neq 0$ задача усложняется, так как вместо уравнения (3) появляется неканоническое уравнение вида

$$\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} + \frac{1}{1 + \mu^2 B^2} \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} + \frac{1}{\sigma} \frac{\partial \varphi}{\partial x} \frac{\partial \sigma}{\partial x} + \frac{1}{\sigma} \frac{\partial \varphi}{\partial y} \left(\frac{\sigma}{1 + \mu^2 B^2} \right) \frac{\partial \varphi}{\partial y} = \frac{1}{\sigma} \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{\sigma}{1 + \mu^2 B^2} u B \right). \quad (14)$$

В этом случае уравнение для φ заменой переменных приводится к канонической форме с лапласианом. За новые переменные ξ и η принимаются действительная и мнимая части общего решения $\psi(x, y) = \xi + i\eta$ характеристического уравнения [Л. 7]

$$\frac{dx}{dy} = -i \sqrt{1 + \mu^2 B^2}.$$

* Оси x и y всегда относятся к плоскости рассматриваемой задачи.

На рис. 3 показана топография $\vec{j}$ в поперечном сечении МГД-канала с «коробчатыми» электродами и боковой проводящей стенкой с нулевым потенциалом, отделенной от вертикальных участков электродов изоляционными проставками конечной длины. Принималось $B_0 = B_x = (1, 0, 0)$; $\mu = 1,73$. Задаваемые профили $u(0, y) \equiv u(x, 0)$ и $\sigma(0, y) \equiv \sigma(x, 0)$ показаны на рис. 3 справа. Скорость и проводимость нормировались по соотношениям

$$\int_0^1 \int_0^1 u dx dy = 1; \quad \int_0^1 \left[\int_0^1 \sigma^{-1} dy \right]^{-1} dx = 1.$$

Видно, что в канале образуется токовый вихрь, присоединенный к боковой стенке. Как показали расчеты, увеличение μ приводит к вытягиванию токового вихря к центру канала.

Пример 2. Двухмерные магнитные поля в кондукционных МГД-устройствах и линейных электрических машинах. Разработанный ранее подход к расчету плоских магнитных полей при условии $\nabla \varphi = \text{const}$ и $R_m \gg 1$, наглядно иллюстрируется решением задачи о распределении двухмерного плоскомеридионального магнитного поля в гидромагните Колма [Л. 8], использующем эффект усиления магнитного поля при радиально сходящемся движении проводящей среды.

Нахождение такого поля является сложной задачей, аналитическое решение которой, по-видимому, невозможно; построение решения прямыми численными методами требует определения поля как в зоне течения, так и в окружающем пространстве и также связано с рядом трудностей.

Используя подход, описанный ранее, удается сразу свести задачу к решению фредгольмовского интегрального уравнения для магнитной индукции [Л. 9]:

$$B_z(\rho, z) = R_m \iint_D \frac{1}{\rho \sqrt{(\rho' + \rho)^2 + (z' - z)^2}} \times \\ \times \left[\frac{\rho'^2 - \rho^2 - (z' - z)^2}{(\rho' - \rho)^2 + (z' - z)^2} E(k) + K(k) \right] B_z(\rho', z') d\rho' dz'.$$

Здесь $R_m = \frac{1}{2\pi} \mu \sigma u \rho_0$ (индекс «0» относится к наружному радиусу); D — сечение гидромагнита; $E(k)$ и $K(k)$ — полные эллиптические интегралы с модулем

$$k = \sqrt{\frac{4\rho\rho'}{(\rho + \rho')^2 + (z - z')^2}}.$$

Аналогичным путем решаются задачи о плоских магнитных полях в кондукционных МГД-каналах с подавленными концевыми эффектами, окруженных немагнитной средой [Л. 10].

Если вокруг активной зоны устройства размещаются магнитные элементы, задача о нахождении магнитного поля также может быть сведена к решению интегрального уравнения, получаемого с помощью векторной функции влияния L (см. выше). Пусть, например, нужно найти магнитное поле и токи в немагнитной якорной зоне линейной кондукционной электрической машины с ненасыщенными стальными полюсами,

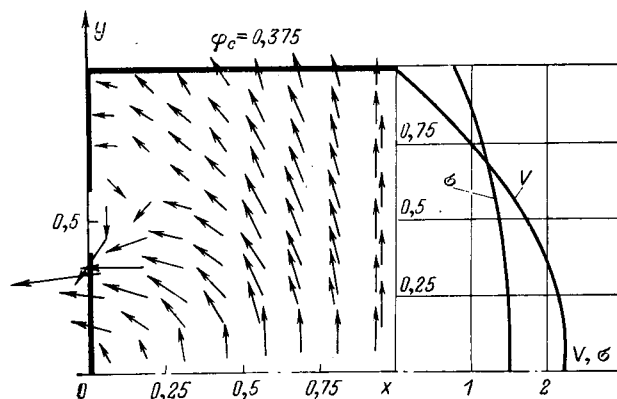


Рис. 3.

разделенными зазором δ . Считается, что токи текут в области $0 \leq x \leq l$; $\Delta \leq y \leq \delta - \Delta$ нормально к рассматриваемой плоскости (см. рис. 4) и замыкаются по внешней цепи, положение которой определено. Тогда, используя известное решение для поля от линейного тока между параллельными магнитными стенками [Л. 5], можно легко построить векторную функцию влияния $\bar{L}$ с компонентами L_x и L_y

$$L_x = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{y' - y}{(y - y')^2 + (x - x')^2} - \frac{\mu_2 - \mu_1}{\mu_2 + \mu_1} \frac{y + y'}{(y + y')^2 + (x - x')^2} \right];$$

$$L_y = \frac{1}{2\pi} \left[\frac{x - x'}{(y - y')^2 + (x - x')^2} + \frac{\mu_2 - \mu_1}{\mu_2 + \mu_1} \frac{x - x'}{(y + y')^2 + (x - x')^2} \right].$$

Если внешняя цепь размещается справа от канала, то $C_{пр} = 2$, если — слева, то $C_{пр} = -2$. При симметричных цепях $C = 0$ [Л. 6].

С учетом закона Ома и формулы для $\bar{L}$ уравнение (8) сразу приводится к интегральному уравнению Фредгольма относительно поперечной индукции B_y , которое имеет слабую особенность ядра и легко решается численно. После нахождения $B_y(x, y)$ плотность тока $\vec{j}(x, y)$ определяется по закону Ома, а составляющая $B_x(x, y)$ находится интегрированием произведения по якорной зоне.

Были проведены расчеты, в которых варьировались значения параметра $R_m = \mu_0 \sigma l$ и конструктивного зазора Δ между полосой с токами и стальными полюсами. Рассматривался режим генерирования тока из полосы. При этом:

внешняя цепь, подключенная на выходе, считалась короткозамкнутой ($C_{пр} = 2$);

все размеры отнесены к l ; $\delta = 1$.

На рис. 4 приведены кривые для поперечной магнитной индукции в центре полосы $B_y(x, \delta/2)$ и кривые продольного поля $B_x(y)$ для различных значений x . Видно, что увеличение R_m и уменьшение Δ приводит к увеличению неоднородности магнитного поля в канале. Как и в классических электрических генераторах поперечное магнитное поле нарастает вдоль активной зоны.

Аналогичным путем решается класс задач о двухмерных магнитных полях при $R_m \geq 1$ в различных областях, допускающих конформное отображение на область немагнитного зазора рассмотренной задачи.

Пример 3. Трехмерные электрические поля. Рассмотрим канал с прямоугольным поперечным сечением $|y| < 1$, $|z| < \lambda$. Стенки при $y = \pm 1$ и $-l < x < l$ — сплошные электроды, осталь-

ные стенки — изоляторы. Поперечное магнитное поле направлено по $(-z)$ и $R_m \ll 1$. При $\mu = 0$ потенциал описывается трехмерным уравнением типа (3)

$$\nabla^2 \varphi = \bar{B} \operatorname{rot} \bar{u} + (\bar{u} \times \bar{B} - \nabla \varphi) \nabla \ln \sigma \quad (15)$$

с граничными условиями: $\varphi = \pm \varphi_0$ на электродах; $\varphi = 0$ в центральной плоскости; $d\varphi/dn = 0$ на изоляторах (скорость на стенках равна нулю).

Считая функции u , σ , B четными по z , представим φ в виде ряда

$$\varphi(x, y, z) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{1}{1 + \delta_{ок}} \varphi_k(x, y) \cos \frac{k\pi z}{\lambda}; \quad (16)$$

где $\delta_{ок}$ — символ Кронекера.

Тогда уравнение (15) будет эквивалентно системе уравнений вида

$$\nabla^2 \varphi_m = \frac{\pi^2 m^2}{\lambda^2} \varphi_m - \sum_{k=0}^{\infty} \left[\theta_x^{mk} \frac{\partial \varphi_k}{\partial x} - \theta_y^{mk} \frac{\partial \varphi_k}{\partial y} - \theta_z^{mk} F_k \right] + \int_0^{\lambda} [\bar{B} \operatorname{rot} \bar{u} + (\bar{u} \times \bar{B}) \nabla \ln \sigma] \times$$

$$\times \cos \frac{\pi m z}{\lambda} dz;$$

$$k = 1, 2, \dots; m = 1, 2, \dots,$$

$$\theta_x^{mk} = \int_0^{\lambda} \frac{1}{1 + \delta_{ок}} \frac{\partial \ln \sigma}{\partial x} \cos \frac{\pi k z}{\lambda} \cos \frac{\pi m z}{\lambda} dz;$$

$$\theta_y^{mk} = \int_0^{\lambda} \frac{1}{1 + \delta_{ок}} \frac{\partial \ln \sigma}{\partial y} \cos \frac{\pi k z}{\lambda} \cos \frac{\pi m z}{\lambda} dz;$$

$$\theta_z^{mk} = -\frac{\pi k}{\lambda} \int_0^{\lambda} \frac{\partial \ln \sigma}{\partial z} \sin \frac{\pi k z}{\lambda} \cos \frac{\pi m z}{\lambda} dz.$$

Граничные условия при этом: $\varphi_m = \varphi_0 \delta_{ом}$ — на электроде; $\varphi_m = 0$ — на оси; $\partial \varphi / \partial n = 0$ — на изоляторах и оси y .

Уравнения (16) приводятся к интегральной форме с помощью функции Грина уравнения Лапласа. Важно, что при принятых граничных условиях используется одинаковая

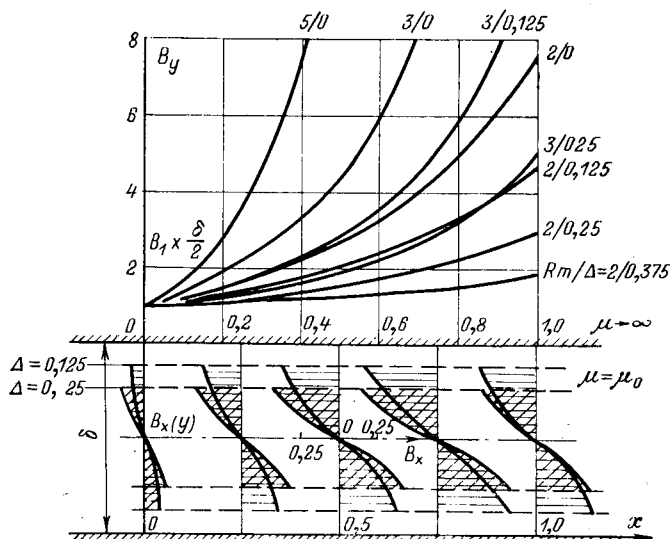


Рис. 4.

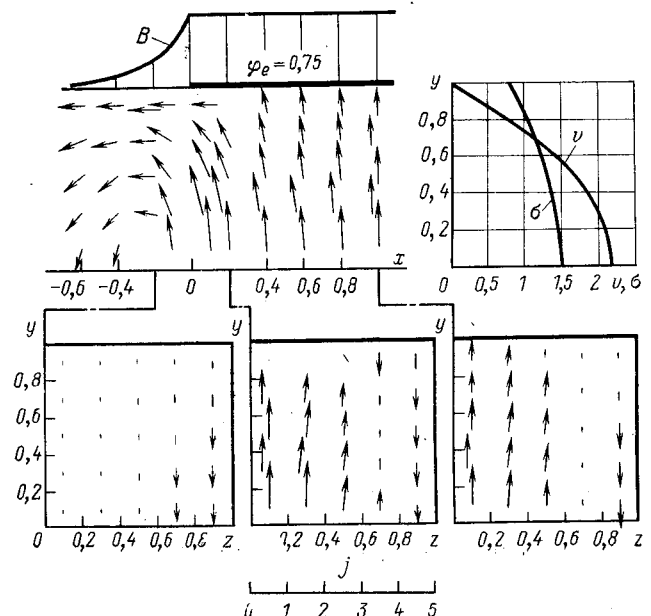


Рис. 5.

функция Грина для всех φ_m . Приближенное решение получаемой системы интегральных уравнений позволяет находить распределение φ и $\vec{j}$ в канале с некоторой точностью, теоретическая оценка которой представляет самостоятельную проблему.

На рис. 5 приведена топография трехмерного распределения в канале. Профили $u(y, 0)$ и $\sigma(y, 0)$ показаны на отдельном графике. Профили $u(0, z)$, $\sigma(0, z)$ — идентичные. Нормировки u и σ проводились так же, как в примере 3. Благодаря четности функций u и σ , распределение $\vec{j}$ строилось для 1/8 части канала. Вверху слева на рис. 5 показано продольное сечение канала (плоскость $z=0$). Там же приведена эпюра распределения поперечного магнитного поля. Внизу даны три поперечных сечения канала для области перед входом в канал, области за входом и для центральной области канала. Видно, что по периметру краевых зон канала образуется замкнутый объемный тороидальный токовый вихрь.

Если $u=\text{const}$, $\sigma=\text{const}$, получаемые решения будут соответствовать трехмерному распределению тока в кондукционном линейном двигателе. Такие задачи представляют интерес, когда высота и ширина якоря линейного двигателя соизмеримы.

Выводы. 1. Проведенный анализ показывает, что интегральные уравнения представляют эффективный аппарат решения плоских и объемных электродинамических задач со сплошными проводящими средами, обладающими как изотропной, так и анизотропной переменной проводимостью. Хотя интегральные методы при построении расчетных алгоритмов требуют некоторых дополнительных усилий, связанных с нахождением функций Грина или функций влияния, они во многих случаях позволяют заметно сократить время счета на ЦВМ по сравнению с прямыми разностными методами.

2. Как показывают проведенные расчеты, интегральные методы обладают хорошей сходимостью. Так, при решении двумерных задач относительная невязка последовательных приближений, меньшая 10^{-6} , достигалась за 6—8 прогонок.

3. К преимуществам интегральных методов можно отнести их универсальность, поскольку изменение формы канала в большинстве случаев сводится к простой замене блока алгоритма, осуществляющего конформное преобразование заданной области на каноническую.

4. Использование интегральных представлений для расчета неоднородных электрических и магнитных полей может эффективно применяться при исследовании моделей с твердыми массивными проводниками, движущимися в магнитных полях (линейных электрических двигателей, униполярных машин и др.).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Костенко М. П., Пиотровский Л. М. Электрические машины. М., «Энергия», 1964.
2. Губарев А. В., Дегтярев Л. М., Фаворский А. П. Некоторые двумерные эффекты сверхзвукового течения электропроводного газа в МГД-канале. Труды V Международной конференции по МГД-преобразованию энергии. Мюнхен, 1971.
3. Тозони О. В. Расчет электромагнитных полей на вычислительных машинах. Киев, «Техника», 1967.
4. Канторович Л. В., Крылов В. И. Приближенные методы высшего анализа. М.—Л., Физматгиз, 1962.
5. Хэг Б. Электромагнитные расчеты. М., Госэнергоиздат, 1934.
6. Двумерные магнитные поля в магнитогидродинамических каналах со стальными стенками при конечных магнитных числах Рейнольдса. — «Журнал прикладной механики и технической физики», 1971, № 5. Авт.: А. И. Бертинов, Д. А. Бут, Л. К. Ковалев, В. И. Юдас.
7. Тихонов А. Н., Самарский А. А. Уравнения математической физики. М., «Наука», 1972.
8. Kolm H. N., Mawardi O. K. Hydromagnet: A self-Generating Liquid Conductor Electromagnet. — «Journal of Applied Physics», 1961, vol. 32.
9. Расчет гидромагнита конечных размеров. — «Магнитная гидродинамика», 1969, № 2. Авт.: А. И. Бертинов, Д. А. Бут, В. И. Читчан, В. И. Юдас.
10. Распределение магнитного поля в плоском МГД-канале. — «Магнитная гидродинамика», 1971, № 3. Авт.: А. И. Бертинов, Д. А. Бут, Ю. М. Никитин и др.

[8.5.1974]

УДК 538.311.001.24

Расчет поля в цилиндре с соосным током методом конечных интегральных преобразований

ЦИЦИКЯН Г. Н., ЭРИН В. Н.

Ленинград

В конструкциях вводов токоведущие проводники окружены, как правило, проводящими деталями различной конфигурации (обоймами, кольцами, цилиндрическими экранами и т. д.). Исследование вихревых токов и потерь мощности в них представляет практический интерес. В статье рассматривается часто встречающийся случай соосного расположения прямолинейного проводника с током внутри полого проводящего цилиндра (рисунок).

Задача расчета поля в указанном виде, но с теми или иными ограничениями формулировалась ранее в работах [Л. 1—3]. В [Л. 2], так же как и на рисунке, взят наиболее общий случай, поскольку длина цилиндрической детали принята конечной в направлении тока. Однако предложенный в ней

метод расчета магнитного поля не лишен ряда недостатков. Проверка приведенного в [Л. 2] выражения для полной мощности в случае, предполагающем идеальную проводимость материала, не дает согласующегося с очевидными соображениями результата.

По причине, о которой будет сказано позднее, приходится также подвергнуть сомнению правильность анализа, данного в [Л. 3].

Поэтому здесь дается новое решение задачи с применением метода конечных интегральных преобразований [Л. 4—6], который обладает преимуществами по сравнению с традиционными методами, требующими значительной изобретательности при выборе правильной формы решения. Расчет

методом интегральных преобразований выполняется по определенным правилам, разработанным и детально изложенным в [Л. 4]. Изложение основ метода к задачам, приводящим к дифференциальным уравнениям второго порядка определенного вида, имеется в [Л. 5] и передано в сжатой форме в приложении.

При решении задачи будем пренебрегать токами смещения как в проводниках, так и в окружающем пространстве; ток, протекающий вдоль прямолинейного проводника, считаем изменяющимся по синусоидальному закону.

Поскольку геометрия системы (см. рисунок) характеризуется симметрией вращения, то имеет место единственная составляющая напряженности магнитного поля H_φ , подчиненная дифференциальному уравнению

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho} \left(\rho \frac{\partial H_\varphi}{\partial \rho} \right) + \frac{\partial^2 H_\varphi}{\partial z^2} - \left(k^2 + \frac{1}{\rho^2} \right) H_\varphi = 0, \quad (1)$$

где $k^2 = j\omega\mu$.

Ток I направлен по оси z (см. рисунок). Напряженность магнитного поля вне проводящего цилиндра определяется выражением

$$H = \frac{I}{4\pi\rho} \left(\frac{z+l}{\sqrt{\rho^2 + (z+l)^2}} - \frac{z-l}{\sqrt{\rho^2 + (z-l)^2}} \right), \quad (2)$$

где $2l$ — длина токоведущего проводника. На основании (2) можно сформулировать граничные условия первого рода при $z = \pm h$, $\rho = r_1$ и $\rho = r_2$.

Решение дифференциального уравнения (1) будем искать разложением в ряд по собственным функциям от переменной z . Из (1) и формулы приложения (П-5) имеем:

$$Z'' + \lambda^2 Z = 0. \quad (3)$$

В сравнении с (П-5) в (3) для удобства λ заменено на λ^2 .

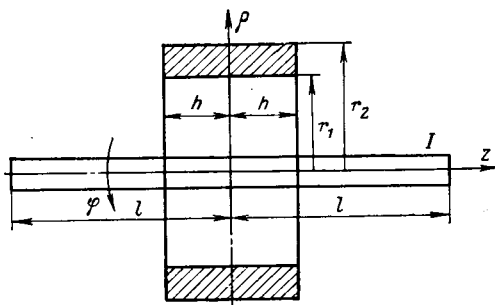
Решения уравнения (3), удовлетворяющие однородным граничным условиям при $z = \pm h$ и условию нормирования, находятся в виде:

$$Z_n(z) = \frac{1}{\sqrt{h}} \cos \frac{2n+1}{2h} \pi z, \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (4)$$

Таким образом,

$$\lambda_n^2 = \left[\frac{(2n+1)\pi}{2h} \right]^2, \quad n = 0, 1, 2, \dots \quad (5)$$

являются характеристическими числами, соответствующими собственным функциям $Z_n(z)$.



Тогда для величины $\bar{H}_n$ (здесь черта над H_n имеет то же значение, что и над величиной U_n в приложении) получим:

$$\begin{aligned} \bar{H}_n(\rho) &= \frac{1}{\sqrt{h}} \int_{-h}^h H(\rho, z) \cos(\lambda_n z) dz = \\ &= \frac{2}{\sqrt{h}} \int_0^h H(\rho, z) \cos(\lambda_n z) dz. \end{aligned} \quad (6)$$

Величина $\bar{H}_n$ может быть названа преобразованной функцией или коэффициентом Фурье. Найдем $\bar{H}_n$, которое согласно формулам приложения (П-9) и (П-10) удовлетворяет дифференциальному уравнению:

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho} \frac{d}{d\rho} \left(\rho \frac{d\bar{H}_n}{d\rho} \right) - \left(k^2 + \lambda_n^2 + \frac{1}{\rho^2} \right) \bar{H}_n = \\ = 2H|_{z=h} \frac{1}{\sqrt{h}} (-1)^{n+1} \lambda_n. \end{aligned} \quad (7)$$

Решение однородного уравнения имеет вид:

$$\bar{H}_n = C_n I_1(k_{\lambda n} \rho) + D_n K_1(k_{\lambda n} \rho), \quad (8)$$

где $I_1(k_{\lambda n} \rho)$ и $K_1(k_{\lambda n} \rho)$ — модифицированные функции Бесселя от аргумента $(k_{\lambda n} \rho)$;

$$k_{\lambda n} = \sqrt{k^2 + \lambda_n^2}.$$

Частное решение в (7) можно найти методом вариации произвольных постоянных. Для упрощения анализа в дальнейшем прямолинейный провод с током I будем считать бесконечно протяженным в направлении оси z , тогда для всех z

$$H = \frac{I}{2\pi\rho}. \quad (9)$$

Учитывая (9), можно предугадать и частное решение дифференциального уравнения и общее решение записать в виде:

$$\bar{H}_n = \frac{I}{\pi\rho} (-1)^n \frac{\lambda_n}{\sqrt{h} k_{\lambda n}^2} + P_n I_1(k_{\lambda n} \rho) + Q_n K_1(k_{\lambda n} \rho). \quad (10)$$

Произвольные постоянные P_n и Q_n находятся с помощью граничных условий при $\rho = r_1$ и $\rho = r_2$, а именно:

$$\bar{H}_n|_{\rho=r_{1,2}} = \frac{2\sqrt{h}(-1)^n}{\pi(2n+1)} \frac{I}{\pi r_{1,2}}. \quad (11)$$

В итоге

$$\begin{aligned} \bar{H}_n &= \frac{I}{\pi\sqrt{h}} (-1)^n \left\{ \frac{k^2}{k_{\lambda n} \lambda_n} \times \right. \\ &\times \frac{[(k_{\lambda n} r_1)^{-1} K_1(k_{\lambda n} r_2) - (k_{\lambda n} r_2)^{-1} K_1(k_{\lambda n} r_1)] I_1(k_{\lambda n} \rho) +}{I_1(k_{\lambda n} r_1) K_1(k_{\lambda n} r_2) -} \\ &\left. + \frac{[(k_{\lambda n} r_2)^{-1} I_1(k_{\lambda n} r_1) - (k_{\lambda n} r_1)^{-1} I_1(k_{\lambda n} r_2)] K_1(k_{\lambda n} \rho)}{-K_1(k_{\lambda n} r_1) I_1(k_{\lambda n} r_2)} + \right. \\ &\left. + \frac{\lambda_n}{k_{\lambda n}^2 \rho} \right\}. \end{aligned} \quad (12)$$

В соответствии с (11-4) получаем:

$$H = \frac{1}{\sqrt{h}} \sum_{n=0}^{\infty} \bar{H}_n \cos(\lambda_n z). \quad (13)$$

Результат (13) обладает плохой сходимостью за счет члена $\frac{\lambda_n}{k^2 \lambda_n \rho}$. Для улучшения сходимости воспользуемся способом, данным в [Л. 4], согласно которому для случая граничных условий первого рода и характеристических чисел λ_n , неравных нулю, получаем ряд:

$$\frac{2I}{\pi^2 \rho} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} \cos\left(\frac{2n+1}{2h} \pi z\right) = \frac{2I}{\pi^2 \rho} \frac{\pi}{4} = \frac{I}{2\pi \rho}, \quad (14)$$

суммирование которого приводит к первичному полю системы.

Ряд (14) введем в (13), предварительно умножив и разделив его на $2h$. Тогда получим:

$$H = \frac{I}{2\pi \rho} + \frac{Ik^2}{\pi h} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{\lambda_n k_{\lambda_n}} \left\{ -\frac{1}{k_{\lambda_n} \rho} + \frac{[(k_{\lambda_n} r_1)^{-1} K_1(k_{\lambda_n} r_2) - (k_{\lambda_n} r_2)^{-1} K_1(k_{\lambda_n} r_1)] I_1(k_{\lambda_n} \rho) +}{I_1(k_{\lambda_n} r_1) K_1(k_{\lambda_n} r_2) -} \right. \\ \left. + \frac{[(k_{\lambda_n} r_2)^{-1} I_1(k_{\lambda_n} r_1) - (k_{\lambda_n} r_1)^{-1} I_1(k_{\lambda_n} r_2)] K_1(k_{\lambda_n} \rho)}{-K_1(k_{\lambda_n} r_1) I_1(k_{\lambda_n} r_2)} \right\} \times \cos(\lambda_n z). \quad (15)$$

Формулы $\delta_\rho = -\frac{\partial H}{\partial z}$, $\delta_z = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial \rho}(\rho H)$ дают выражения для составляющих плотности тока в виде:

$$\delta_\rho = \frac{Ik^2}{\pi h r_1} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{k^2 \lambda_n} \left\{ -\frac{r_1}{\rho} + \frac{[K_1(k_{\lambda_n} r_2) - \frac{r_1}{r_2} K_1(k_{\lambda_n} r_1)] I_1(k_{\lambda_n} \rho) +}{I_1(k_{\lambda_n} r_1) K_1(k_{\lambda_n} r_2) -} \right. \\ \left. + \frac{[\frac{r_1}{r_2} I_1(k_{\lambda_n} r_1) - I_1(k_{\lambda_n} r_2)] K_1(k_{\lambda_n} \rho)}{-K_1(k_{\lambda_n} r_1) I_1(k_{\lambda_n} r_2)} \right\} \sin(\lambda_n z); \quad (16)$$

$$\delta_z = \frac{Ik^2}{\pi h r_1} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{\lambda_n k_{\lambda_n}} \times \left\{ \frac{[K_1(k_{\lambda_n} r_2) - \frac{r_1}{r_2} K_1(k_{\lambda_n} r_1)] I_0(k_{\lambda_n} \rho) +}{I_1(k_{\lambda_n} r_1) K_1(k_{\lambda_n} r_2) -} \right. \\ \left. + \frac{[I_1(k_{\lambda_n} r_2) - \frac{r_1}{r_2} I_1(k_{\lambda_n} r_1)] K_0(k_{\lambda_n} \rho)}{-K_1(k_{\lambda_n} r_1) I_1(k_{\lambda_n} r_2)} \right\} \cos(\lambda_n z). \quad (17)$$

Устремим r_2 к бесконечности (см. рисунок). Тогда

$$\delta_\rho = \frac{Ik^2}{\pi h r_1} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{k^2 \lambda_n} \left[-\frac{r_1}{\rho} + \frac{K_1(k_{\lambda_n} \rho)}{K_1(k_{\lambda_n} r_1)} \right] \sin(\lambda_n z) \quad (18)$$

$$\delta_z = -\frac{Ik^2}{\pi h r_1} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{\lambda_n k_{\lambda_n}} \frac{K_0(k_{\lambda_n} \rho)}{K_1(k_{\lambda_n} r_1)} \cos(\lambda_n z). \quad (19)$$

Из (18) и (16) следует, что при $\rho = r_1$, $\delta_\rho = 0$.

Выражение (18) обращается в нуль также при $\rho = r_2$, что должно вытекать и из простых физических соображений.

К сожалению, аналогичная проверка по отношению к радиальной составляющей тока, определенная формулой (28) из [Л. 3], не выполняется.

На основании приведенного анализа нетрудно перейти к выводу выражений для вносимой мощности. Для этого определим вносимый поток по формуле:

$$\Phi = \int_{-h}^{+h} \int_{r_1}^{r_2} \mu H_1 \rho dz, \quad (20)$$

где $H_1 = H - \frac{I}{2\pi \rho}$, а H определяется выражением (15).

Тогда, вносимая в цепь тока полная мощность будет равна:

$$S = \frac{k^2 \Phi}{\gamma \mu} I.$$

Соответственно вносимое сопротивление будет равняться:

$$S/I^2 = R + jX.$$

Интегрируя, находим:

$$R + jX = \frac{2k^4}{\pi \gamma h} \sum_{n=0}^{\infty} (k_{\lambda_n} \lambda_n)^{-2} \left\{ \ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{2(k_{\lambda_n} r_1 r_2)^{-1} - (k_{\lambda_n} r_1)^{-1} [I_1(k_{\lambda_n} r_2) K_0(k_{\lambda_n} r_1) +}{I_1(k_{\lambda_n} r_1) K_1(k_{\lambda_n} r_2) -} \right. \\ \left. + K_1(k_{\lambda_n} r_2) I_0(k_{\lambda_n} r_1)] - (k_{\lambda_n} r_2)^{-1} [I_1(k_{\lambda_n} r_1) K_0(k_{\lambda_n} r_2) + \right. \\ \left. - K_1(k_{\lambda_n} r_1) I_1(k_{\lambda_n} r_2)] \right\}. \quad (21)$$

Ограничиваясь первыми членами асимптотических рядов для больших значений аргументов модифицированных функций, получаем:

$$R + jX = \frac{2k^4}{\pi \gamma h} \sum_{n=0}^{\infty} (k_{\lambda_n} \lambda_n)^{-2} \left\{ \ln \frac{r_1}{r_2} - \frac{2k_{\lambda_n}^{-1} (r_1 r_2)^{-1/2} - [(k_{\lambda_n} r_1)^{-1} + (k_{\lambda_n} r_2)^{-1}] \operatorname{ch} k_{\lambda_n} (r_2 - r_1)}{\operatorname{sh} k_{\lambda_n} (r_2 - r_1)} \right\}. \quad (22)$$

В пределе при $|k| \rightarrow \infty$ имеем:

$$X = \frac{2\omega \mu}{\pi h} \sum_{n=0}^{\infty} \lambda_n^{-2} \ln \frac{r_1}{r_2} = -\frac{\omega \mu 2h}{2\pi} \ln \frac{r_2}{r_1}. \quad (23)$$

Результат (23) находится в полном соответствии с предположением об идеальной проводимости материала. Действительно, при этом имеет место полная компенсация первичного потока в сечении материала, а величина первичного потока, как известно, определяется именно выражением (23), взятым с обратным знаком. Аналогичная проверка

выражения для полной мощности в [Л. 2] приводят к несовпадению с множителем перед логарифмом (23).

Выражение (22) разделим на $2h$ и устремим $2h \rightarrow \infty$. Тогда на единицу длины бесконечно протяженной системы цилиндр — соосный ток, получаем:

$$R + jX = \frac{k^2}{2\pi\gamma} \left\{ \ln \frac{r_1}{r_2} + \frac{[(kr_1)^{-1} + (kr_2)^{-1}] \operatorname{ch} k(r_2 - r_1) - 2k^{-1}(r_1 r_2)^{-1/2}}{\operatorname{sh} k(r_2 - r_1)} \right\}. \quad (24)$$

Если в формуле (24) произвести разделение действительной и мнимой частей, то получим полное соответствие с выражением (27) работы [Л. 1] для активной мощности. Однако в формуле (28) той же работы для реактивной мощности отсутствует член с натуральным логарифмом.

Отмеченные несоответствия привели к необходимости опытной проверки полученных результатов. Расчеты производились на основе выражения (22) при учете двух первых членов ряда для экспериментального образца из меди ($\gamma = 5 \cdot 10^7 \frac{1}{\text{Ом} \cdot \text{м}}$) с размерами $r_2 = 0,124$ м, $r_1 = 0,09$ м, $2h = 0,079$ м, т. е. с толщиной стенки, равной 34 мм.

Результаты расчета и опыта согласуются с хорошей точностью, что подтверждает правильность полученных в статье расчетных выражений.

Приложение. Рассматривается дифференциальное уравнение:

$$\frac{1}{r(x)} \left[\frac{\partial}{\partial x} p(x) \frac{\partial u}{\partial x} - q(x) U \right] + M_y(U) = F(x, y), \quad (a < x < b, c < y < d), \quad (\text{П-1})$$

где M_y — линейный дифференциальный оператор по y определенного вида [Л. 4]; $p(x)$, $q(x)$, $r(x)$, $F(x, y)$ — заданные функции.

Граничные условия имеют вид:

$$\alpha_a \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{x=a} + \beta_a U \Big|_{x=a} = f_a(y), \quad \alpha_b \frac{\partial U}{\partial x} \Big|_{x=b} + \beta_b U \Big|_{x=b} = f_b(y), \quad (\text{П-2})$$

$$\gamma_c \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{y=c} + \delta_c U \Big|_{y=c} = q_c(x), \quad \gamma_d \frac{\partial U}{\partial y} \Big|_{y=d} + \delta_d U \Big|_{y=d} = g_d(x), \quad (\text{П-3})$$

где $(\alpha_a, \dots, \beta_b, \gamma_c, \dots, \delta_d)$ — постоянные; $f_a(y)$, $f_b(y)$, $q_c(x)$, $g_d(x)$ — заданные функции.

Решение задачи ищется в форме ряда по собственным функциям соответствующей однородной задачи:

$$U = \sum_{n=1}^{\infty} U_n(y) X_n(x), \quad (a < x < b), \quad (\text{П-4})$$

где $X(x)$ — нетривиальные решения дифференциального уравнения

$$(pX')' + (\lambda r - q)X = 0, \quad (\text{П-5})$$

удовлетворяющие однородным граничным условиям:

$$\alpha_a X'(a) + \beta_a X(a) = 0, \quad \alpha_b X'(b) + \beta_b X(b) = 0. \quad (\text{П-6})$$

Выражения для $U_n(y)$ представляются в соответствии с общей теорией формулами

$$U_n(y) = \frac{\int_a^b r U X_n(x) dx}{\int_a^b r X_n^2(x) dx} = \frac{\bar{U}_n}{\int_a^b r X_n^2(x) dx}. \quad (\text{П-7})$$

Если $X_n(x)$ нормированы, т. е. выполняется условие

$$\int_a^b r X_n^2(x) dx = 1, \quad (\text{П-8})$$

то $U_n(y) = \bar{U}_n$, и для получения формального решения достаточно найти значение интеграла $\bar{U}_n$. С этой целью уравнение (П-1) умножается на $rX_n(x)$ и интегрируется по промежутку (a, b) . Двукратное интегрирование по частям с учетом условий (П-2) и (П-6) приводит к дифференциальному уравнению для преобразованной функции $\bar{U}_n$.

$$M_y(\bar{U}_n) - \lambda_n \bar{U}_n = \bar{F}_n - \frac{p(b)}{\alpha_b} X_n(b) f_b(y) + \frac{p(a)}{\alpha_a} X_n(a) f_a(y), \quad (\text{П-9})$$

где λ_n — собственные или характеристические значения λ ;

$$\bar{F}_n = \int_a^b r F X_n dx.$$

В случае граничных условий первого рода ($\alpha_a = \alpha_b = 0$) правая часть (П-9) заменяется на

$$\bar{F}_n + p(b) X'_n(b) f_b(y) - p(a) X'_n(a) f_a(y). \quad (\text{П-10})$$

Правые части (П-9) содержат только известные функции, поэтому это уравнение может служить для определения $\bar{U}_n$.

Постоянные интегрирования находятся из (П-3) также путем умножения на $rX_n(x)$ и интегрирования по промежутку (a, b) .

В случае граничных условий первого рода ряды, представляющие искомое решение, обладают плохой сходимостью. Для улучшения сходимости рядов в общем случае могут быть использованы рекомендации, приведенные в [Л. 4].

В ряде задач математической физики с применением метода конечных интегральных преобразований могут быть использованы две формы решения, соответствующие разложениям по функциям каждой из двух независимых переменных. В качестве примера можно указать на две формы решения, данные в [Л. 7].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Родигин Н. М. Индукционный нагрев полого изделия с токонесущим стержнем. — «ЖТФ», 1948, вып. 2, т. XVIII.
2. Бела-Белов А. М. Аппараты низкого напряжения повышенной частоты. М., «Энергия», 1968.

3. Tzopoulos I. A., Kriezis E. E. Eddy current distribution in cylindrical shells of finite length and of one cylindrical boundary due to axial current. Part I: Cylindrical hole with symmetrical excitation. — «IEEE Trans. PAS-72», 1972, July/Aug.

4. Гринберг Г. А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. М. — Л., Изд. АН СССР, 1948.

5. Лебедев Н. Н., Скальская И. П., Уфлянд Л. С. Сборник задач по математической физике. М., Гостехиздат, 1955.

6. Трантер К. Дж. Интегральные преобразования в математической физике. М., Гостехиздат, 1956.

7. Цейтлин Л. А. Влияние электромагнитного экрана на параметры экранируемой катушки. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 6.

[29.5.1975]

УДК 538.311.001.24

Переходные электромагнитные процессы в плоской индукторной системе с осевой симметрией

Кандидаты техн. наук БОНДАЛЕТОВ В. Н., ЧЕРНОВ Е. Н.

ВЭИ им. В. И. Ленина

В прикладной электротехнике широко применяются плоские многovitковые спиральные индукторы в совокупности с массивными проводниками, выполняющими роль рабочего тела.

Электромагнитные процессы в таких индукторных системах обычно принимаются квазистационарными и рассчитываются в приближении плоской волны в проводнике (одномерная задача). Однако такой подход не позволяет учесть пространственное распределение электромагнитного поля в реальных системах. Поэтому целесообразно при расчетах индукторных систем учитывать краевые эффекты и переходные процессы, связанные с постепенным проникновением электромагнитного поля в проводник.

В качестве расчетной модели принята кольцевая катушка с равномерно распределенным по радиусу поверхностным током, расположенная над проводящим полупространством (рис. 1). Такая же модель используется в [Л. 1], где определяется магнитное поле в диэлектрике I для частного случая подключения катушки к источнику синусоидального тока.

В отличие от [Л. 1] основная цепь данной статьи состоит в анализе электромагнитного поля в проводящем полупространстве 2 (рис. 1) при произвольной временной зависимости тока

$$\begin{cases} i(t) = I_m f(t) & \text{при } t \geq 0; \\ i(t) = 0 & \text{при } t < 0, \end{cases} \quad (1)$$

где I_m — максимальное значение.

Пренебрегая токами смещения и используя изображение по Лаяласу для единственной азимутальной составляющей векторного потенциала $\bar{A}(\rho) = A_\phi(\rho) = A$, в цилиндрической системе координат получим:

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial A}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 A}{\partial z^2} + \left(k^2 - \frac{1}{r^2} \right) A = -\mu_0 J_{\text{ст}}, \quad (2)$$

где

$$J_{\text{ст}} = \frac{I_m f(\rho) \omega}{r_1 - r_2} \text{ при } z = h; \quad r_2 \leq r \leq r_1;$$

$$\begin{aligned} J_{\text{ст}} &= 0 \text{ при } z \neq h; \quad z = h; \quad 0 \leq r < r_2; \\ &\quad r_1 < r < \infty; \\ k^2 &= -p^2 \mu_0; \end{aligned}$$

γ — электропроводность соответствующей изотропной среды; ω — число витков катушки.

Граничные условия

$$\begin{cases} A_1 = A_2; \quad \frac{1}{\mu_1} \frac{\partial A_1}{\partial z} = \frac{1}{\mu_2} \frac{\partial A_2}{\partial z} & \text{при } z = 0; \\ A = 0 & \text{при } \begin{cases} |z| \rightarrow \infty \\ r \rightarrow \infty \end{cases} \end{cases} \quad (3)$$

Применяя преобразование Ханкеля к (2), получим:

$$\frac{d^2 \tilde{A}}{dz^2} - (\lambda^2 - k^2) \tilde{A} = -\mu_0 \tilde{J}_{\text{ст}}, \quad (4)$$

где λ — переменная преобразования.

Общее решение уравнения (4) согласно [Л. 2] имеет вид:

$$\begin{aligned} \tilde{A} &= \frac{\mu_0}{2q} \left\{ \exp(qz) \left[D - \int_0^z \tilde{J}_{\text{ст}} \exp(-q\xi) d\xi \right] + \right. \\ &\quad \left. + \exp(-qz) \left[C + \int_0^z \tilde{J}_{\text{ст}} \exp(q\xi) d\xi \right] \right\}, \quad (5) \end{aligned}$$

где ξ — переменная интегрирования вдоль z ; $q = \sqrt{\lambda^2 - k^2}$ — корень с положительной вещественной частью.

Учитывая преобразованные по Ханкелю граничные условия (3), после применения обратного преобразования для случая неферромагнитных сред ($\mu_1 = \mu_2 = 1$) получим решение в виде изображения по Лапласу:

$$\begin{aligned} A_1 &= A_{11} + A_{12} = \\ &= \mu_0 \frac{I_m \omega}{1 - \eta} f(p) \left[\int_0^\infty \frac{1}{n} \varphi_1 \exp(nz') dn - \right. \\ &\quad \left. - \int_0^\infty \frac{1}{n} \frac{s - n}{s + n} \varphi_1 \exp(-nz') dn \right]; \quad (6) \\ A_2 &= 2\mu_0 \frac{I_m \omega}{1 - \eta} f(p) \int_0^\infty \frac{1}{s + n} \varphi_1 \exp(sz') dn, \quad (7) \end{aligned}$$

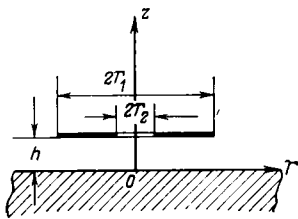


Рис. 1. Схема расчетной системы.

где

$$\varphi_1 = \frac{\pi}{4} J_1(nr') F(n, \eta) \exp(-nh');$$

$$s = \sqrt{n^2 + pT}; T = r_1^2 \gamma \mu_0; r' = \frac{r}{r_1}; \eta = \frac{r_2}{r_1};$$

$$n = \lambda r_1; h' = \frac{h}{r_1}; z' = \frac{z}{r_1};$$

$$F(n, \eta) = F_1(n) - \eta F_1(n\eta);$$

$$F_1(x) = J_1(x) H_0(x) - J_0(x) H_1(x);$$

$H_\nu(x)$ — функции Струве; $J_\nu(x)$ — функции Бесселя.

Изображения составляющих напряженности магнитного поля $\vec{H}$ и плотности тока в полупространстве j_z могут быть найдены согласно определения векторного потенциала:

$$H_r = -\frac{1}{\mu_0} \frac{\partial A}{\partial z};$$

$$H_z = \frac{1}{\mu_0} \frac{1}{r} \frac{\partial A}{\partial r}; H_\varphi = 0; j_z = -p \gamma A_z. \quad (8)$$

Искомые зависимости, т. е. пространственное распределение и временное изменение поля, находятся тогда обратным преобразованием Лапласа выражений (6)–(8) при известной зависимости возбуждающего тока $f(p)$.

Рассмотрим несколько важных для практики случаев возбуждения поля. Квазистационарное поле возбуждается гармоническим током:

$$i(t) = \text{Im } \dot{I} = \text{Im} [I_m \exp(j\omega t)], \quad (9)$$

где ω — круговая частота.

Подставляя (9), а также $p = j\omega$ в (7) и (8), получим:

$$H_{2r}(t) = -\text{Im} [2H_0 (M_1 + jN_1)], \quad (10)$$

где

$$M_1 = \int_0^\infty \left(1 - \frac{by}{V^2}\right) \varphi_1 \exp\left[(a + jb) \frac{z}{\delta}\right] dn;$$

$$N_1 = \int_0^\infty \frac{y}{V^2} (a - V^2 y) \varphi_1 \exp\left[(a + jb) \frac{z}{\delta}\right] dn;$$

$$H_0 = \frac{i\omega}{2(r_1 - r_2)}; y = \frac{n}{V^2} \frac{\delta}{r_1}; a = \sqrt{V^2 y^4 + 1 + y^2};$$

$$b = \sqrt{V^2 y^4 + 1 - y^2};$$

$$\delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \gamma \mu_0}} \text{ — эквивалентная глубина проникновения.}$$

Анализируя полученные выражения, отметим, что в большинстве случаев можно положить:

$$y = \frac{n}{V^2} \frac{\delta}{r_1} < 1, \quad (11)$$

что выполняется либо при резком поверхностном эффекте ($\frac{\delta}{r_1} \leq 0,05$), либо при больших $h' \geq 0,2$, когда интегралы быстро сходятся вследствие наличия в подынтегральных выражениях множителя $\exp(-nh')$. Тогда с учетом (11) на основании (6)–(8) будем иметь:

$$H_{2r}(t) = -2H_0 \sqrt{P_1 + Q_1} \exp\left(\frac{z}{\delta}\right) \sin\left(\omega t + \frac{z}{\delta} + \theta_1\right); \quad (12)$$

$$H_{2z}(t) = 2H_0 \sqrt{P_2 + Q_2} \exp\left(\frac{z}{\delta}\right) \sin\left(\omega t + \frac{z}{\delta} + \theta_2\right); \quad (13)$$

$$j_z(t) = j_0 \sqrt{P_3 + Q_3} \exp\left(\frac{z}{\delta}\right) \sin\left(\omega t + \frac{z}{\delta} + \theta_3\right), \quad (14)$$

где

$$j_0 = 2 \frac{H_0}{\delta}; P_1 = \int_0^\infty \left(1 - \frac{by}{V^2}\right) \varphi_1 dn;$$

$$Q_1 = \int_0^\infty \frac{y}{V^2} (a - V^2 y) \varphi_1 dn; P_2 = \int_0^\infty \frac{by}{V^2} \varphi_0 dn;$$

$$Q_2 = \int_0^\infty \frac{y}{V^2} (a - V^2 y) \varphi_0 dn; P_3 = \int_0^\infty (a - V^2 y) \varphi_1 dn;$$

$$Q_3 = \int_0^\infty b \varphi_1 dn; \theta_1 = \arctg \frac{Q_1}{P_1}; \theta_2 = \arctg \frac{Q_2}{P_2};$$

$$\theta_3 = \arctg \frac{Q_3}{P_3};$$

$$\varphi_0 = \frac{\pi}{4} J_0(nr') F(n, \eta) \exp(-nh').$$

Вычисление интегралов P, Q в диапазоне $\eta = 0-0,8$; $\delta/r_1 = 0-0,1$ производилось на ЦВМ методом Рунге—Кутты с автоматическим выбором шага интегрирования¹. В процессе вычисления функции Бесселя и Струве определялись при значениях аргумента, меньших 15, с помощью рядов, при больших — по асимптотическим формулам [Л. 3]. Ввиду того, что подынтегральные выражения представляют собой осциллирующие функции с огибающей в виде экспоненты, несобственные интегралы заменялись определенными в пределах $[0, n_k]$. Для оценки погрешности от такой замены программой предусматривалось вычисление интеграла:

$$-\int_{n_k}^\infty \exp(-nr') dn = \frac{1}{r'} \exp(-n_k r'),$$

значение которого сравнивалось с заданной величиной погрешности в 1%. Вычисление прекращалось после достижения интегралом постоянного значения.

¹ Вычисления выполнены Ципориус В. В.

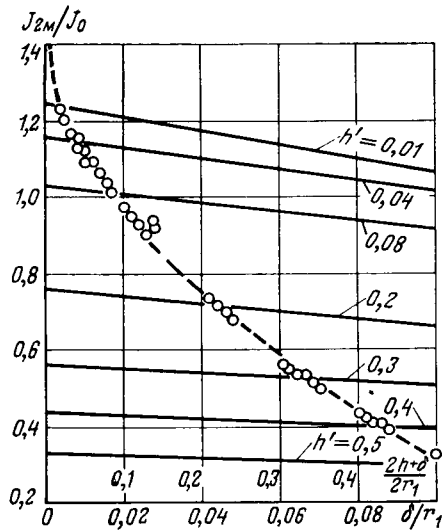


Рис. 2. Влияние эффектов близости и поверхностного на максимальное значение плотности тока на поверхности полупространства ($r_2/r_1=0,2-0,6$).

Вид выражений (12)–(14) и результаты расчетов показывают, что двумерное квазистационарное поле в проводящем полупространстве можно представить как результат наложения двух электромагнитных волн, опережающих возбуждающее поле по фазе и смещенных одна относительно другой в пространстве и во времени. Затухание амплитуды и изменение фазы волн по глубине проводника подчиняются тем же закономерностям, что и для плоской волны в металле. Однако амплитуда электромагнитной волны на поверхности $z=0$ является функцией геометрических и электрофизических параметров индукторной системы и возбуждающего тока.

В рассматриваемой системе характер влияния зазора h на распределение поля по поверхности и максимальную плотность тока j_2 примерно такой, как и эквивалентной глубины проникновения. В этом можно убедиться на примере зависимостей максимальной плотности тока от относительной глубины проникновения при фиксированных зазорах (рис. 2), которые там же представлены в функции параметра $(h' + \delta/2)$, при этом все зависимости практически сливаются в одну кривую 8.

Таким образом, при зазорах, больших эквивалентной глубины проникновения, основное влияние на распределение поля по поверхности оказывают лишь геометрические размеры, но распространение электромагнитного поля в металле определяется поверхностным эффектом. При малых зазорах решающее влияние как на распределение поля, так и на его распространение в металле оказывает глубина проникновения.

Если поверхностный эффект выражен резко ($\delta/r_1 \leq 0,05$), то сдвиг по фазе между возбуждающим полем и H_{2r} незначителен, относительно j_2 близок к $\pi/4$, т. е. временное изменение поля в полупространстве то же, что и в одномерном случае.

Экспериментальная проверка расчетных соотношений проводилась измерением составляющих

индукции квазистационарного магнитного поля в зазоре между многovitковым кольцевым индуктором с поверхностным током частотой $f=2000$ кГц и массивным медным диском. Индуктор изготовлен из фольгированного гетинакса с толщиной покрытия 0,05 мм, шириной витка 2 мм и межвитковым зазором 1 мм.

Определялось максимальное значение индукции при измерении э. д. с., наводимой в индукционном датчике с эффективной площадью $S=150$ мм². Измерения проводились электронным вольтметром повышенной точности ВПТ.

На рис. 3 приведено распределение составляющих поля в зазоре, рассчитанное по (6) и (8), а также экспериментальные результаты. Оценивая погрешность измерений в 10%, а также учитывая ослабление поля вследствие влияния межвитковых зазоров, можно отметить удовлетворительное совпадение расчета и эксперимента.

Рассматриваемые индукторные системы находят все большее применение в установках с импульсным возбуждением поля. Характерным для таких установок является подключение индукторной системы к источнику тока в виде затухающей синусоиды с изображением

$$I(p) = I_m f(p) = I_m \frac{\omega}{(p + \alpha)^2 + \omega^2}, \quad (15)$$

где α — декремент затухания.

Подставляя (15) в выражения (6)–(8) и применяя обратное преобразование Лапласа, получим искомые величины в виде зависимостей от времени:

$$H_{2r}(t) = -2H_0 \left[\sqrt{P^2 + Q^2} \exp\left(\frac{\alpha}{\omega} \tau + \frac{z}{\delta}\right) \sin\left(\tau + \frac{z}{\delta} + \theta_1\right) + R_1 \right]; \quad (16)$$

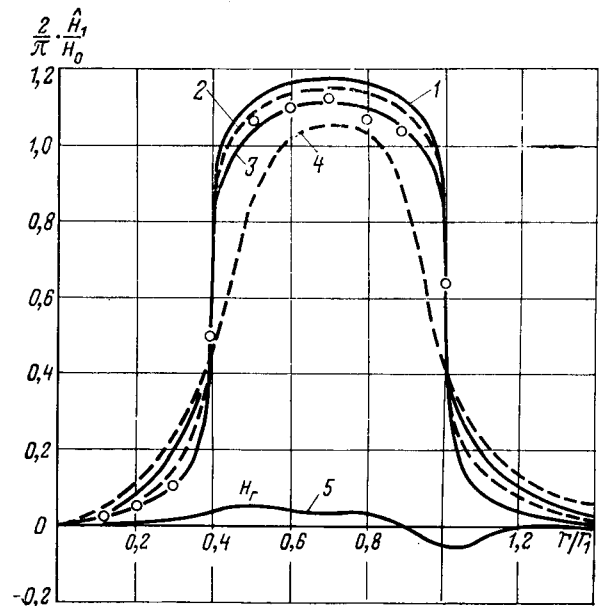


Рис. 3. Квазистационарное магнитное поле в зазоре индукторной системы.

($z=2 \times 10^{-3}$ м; $h=3 \times 10^{-3}$ м; $r_1=0,1$ м; $r_2=0,04$ м).
1 — $\delta=0$; 2 — $1,5 \times 10^{-3}$ м; 3 — 4×10^{-3} м; 4 — 10^{-2} м; 5 — $1,5 \times 10^{-3}$ м;
О — экспериментальные данные $\delta=1,5 \times 10^{-3}$ м.

$$H_{2z}(t) = 2H_0 \left[\sqrt{P_2^2 + Q_2^2} \exp \left(\frac{a}{\omega} \tau + \frac{z}{\delta} \right) \times \right. \\ \left. \times \sin \left(\tau + \frac{z}{\delta} + \theta_2 \right) - R_2 \right]; \quad (17)$$

$$j_2(t) = -j_0 \left[\sqrt{P_2^2 + Q_2^2} \exp \left(\frac{a}{\omega} \tau + \frac{z}{\delta} \right) \times \right. \\ \left. \times \sin \left(\tau + \frac{z}{\delta} + \theta_3 \right) - R_3 \right], \quad (18)$$

где

$$R_1 = \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \int_0^\infty \exp(-y^2 \tau) \varphi_1 \frac{\exp(-x\tau) \sin \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1} dx dn;$$

$$R_2 = \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \int_0^\infty y \exp(-y^2 \tau) \varphi_0 \times \\ \times \frac{\sqrt{x} \exp(-x\tau) \cos \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right) \left[\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1 \right]} dx dn;$$

$$R_3 = \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \int_0^\infty \exp(-y^2 \tau) \varphi_1 \times \\ \times \frac{\sqrt{x} \exp(-x\tau) \cos \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1} dx dn;$$

$$\tau = \omega t.$$

При интегрировании в комплексной плоскости учитывалось наличие точки разветвления подынтегральных функций, а также допущение (11). Предположим далее, что переходный режим отличается во времени от установившегося квазистационарного так же, как и в одномерном случае [Л. 4]. Тогда можно ограничиться анализом для $\tau < 1$ и положить $\exp(-y^2 \tau) = 1$. Меняя порядок интегрирования в R_1-R_3 , будем иметь:

$$R_1 \approx \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \frac{\exp(-x\tau) \sin \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1} \int_0^\infty \varphi_1 dn dx; \quad (19)$$

$$R_2 \approx \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \frac{\sqrt{x} \exp(-x\tau) \cos \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right) \left[\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1 \right]} \int_0^\infty y \varphi_0 dn dx; \quad (20)$$

$$R_3 \approx \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \frac{\sqrt{x} \exp(-x\tau) \cos \left(\sqrt{2x} \frac{z}{\delta} \right)}{\left(x - \frac{a}{\omega} \right)^2 + 1} \int_0^\infty \varphi_1 dn dx. \quad (21)$$

Внутренние интегралы в выражениях (19)–(21) дают распределение амплитуды напряженности магнитного поля и плотности тока на поверхности полупространства при резко выраженном поверхностном эффекте, внешние интегралы отражают влияние переходного процесса и имеют тот же вид, что и в случае плоской волны [Л. 5].

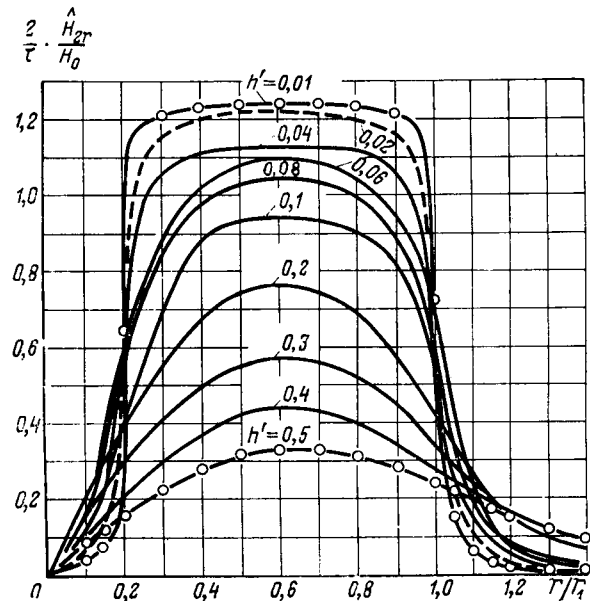


Рис. 4. Распределение тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля на поверхности полупространства ($r_2/r_1 = 0,2$; $\delta/r_1 = 0,005$).

Для примера на рис. 4 дано распределение тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля на поверхности проводящего полупространства для нескольких значений геометрических размеров системы рис. 1. Временное изменение поля и его распределение по глубине проводников имеет тот же характер, что и в одномерном случае.

Выводы. 1. Переходный процесс проникновения электромагнитного поля в проводники индукторной системы с осевой симметрией при наличии поверхностного эффекта подчиняется закономерностям, справедливым для одномерного случая.

2. Распределение электромагнитного поля по радиусу определяется геометрическими размерами, электрофизическими параметрами индукторной системы, частотой протекающего тока и приближенно может характеризоваться безразмерным параметром $(h/r_1 + \delta/2r_1)$, т. е. при резковыраженном эффекте близости ($h/r_1 \rightarrow 0$) зависит от относительной глубины проникновения δ/r_1 .

3. При резко выраженном поверхностном эффекте пространственное распределение поля в установившемся квазистационарном и переходном режимах совпадают.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дзенитис О. Я., Бандер З. И. Расчет распределения поля плоской катушки вблизи полубесконечной проводящей среды. — Изв. АН Латв. ССР. Серия физ. и техн. наук, 1971, № 6.
2. Кошляков Н. С., Глинер Э. Б., Смирнов М. М. Уравнения в частных производных математической физики. М., «Высшая школа», 1970.
3. Янке Е., Эмде Ф., Леш Ф. Специальные функции. М., «Наука», 1964.
4. Кнопфель Г. Сверхсильные импульсные магнитные поля. М., «Мир», 1972.
5. Бондалетов В. Н. Электромагнитные процессы и эквивалентные параметры в случаях квазистационарной и нестационарной диффузии электромагнитного поля в проводник. Деп. в Информэлектро, 1973, № 452-д. 18 с.

[3.9.1975]

Исследование режимов работы магнитомодуляционных датчиков, работающих на емкостную нагрузку

Доктор техн. наук, проф. ТАФТ В. А., канд. техн. наук ГОРЕЛИК В. Ю.,
инж. ЗИЛЬБЕРМАН Я. С.

Москва

Вопросам анализа магнитомодуляционных датчиков, иначе называемых феррозондами, посвящено большое число работ, что объясняется широкими возможностями их использования для измерения магнитных полей в различных областях науки и техники. В [Л. 1] подведены итоги работ, выполненных различными исследователями.

При рассмотрении методов анализа магнитомодуляционных датчиков в литературе отмечалась параметрическая природа явлений в четногармонических феррозондах. Однако аналитическое исследование этих процессов на основе современной теории параметрических цепей не проводилось. Этому вопросу посвящена настоящая статья.

Прежде всего следует отметить, что исследование устойчивости нелинейной резонансной электрической цепи, находящейся под воздействием периодического возмущения, может быть в общем случае, строго проведено на основе исследования устойчивости решений уравнений для малых отклонений от исследуемого режима, представляющих собой линейные дифференциальные уравнения с периодически изменяющимися коэффициентами.

В простейшем случае, когда оказывается возможным ограничиться рассмотрением уравнений не выше второго порядка, задача может быть сведена к анализу устойчивости решений уравнений типа Хилла или Матье.

В более общем случае приходится обращаться к обобщенному методу Хилла (спектральному методу) [Л. 2].

В статье дается вывод уравнений для малых отклонений, на основе которых рассматривается расчет режимов и приводится исследование устойчивости дифференциальных четногармонических феррозондовых датчиков, работающих на емкостную нагрузку. Этот режим феррозондов весьма перспективен с точки зрения простоты получения высокой чувствительности и избирательности. Обычно он не используется в связи с тем, что в этом режиме может иметь место неустойчивость,

связанная с возникновением дробного резонанса (резонанса n рода).

Устойчивость рабочего режима и отсутствие дробного резонанса в общем случае требует применения спектральных методов, которые, как показано ниже, для данного класса устройств могут быть использованы в весьма удобной для практического приложения форме. Схема дифференциального феррозонда, работающего на емкостную нагрузку, изображена на рис. 1.

Как видно на рис. 1, суммарный поток образуется в результате совместного действия внешнего поля с напряженностью H_0 , ампер-витков обмотки возбуждения H_1 и реакции вторичной обмотки — H_2 .

В общем случае следует учитывать, что феррозонд представляет собой нелинейное устройство, т. е. $\psi = \psi(H_0, H_1, H_2)$ и соответственно

$$\frac{d\psi}{dt} = \frac{\partial\psi}{\partial H_0} \frac{dH_0}{dt} + \frac{\partial\psi}{\partial H_1} \frac{dH_1}{dt} + \frac{\partial\psi}{\partial H_2} \frac{dH_2}{dt}.$$

Во втором режиме [Л. 1]

$$H_0 + H_2 \ll H_1; \quad \frac{d\psi}{dt} = \frac{\partial\psi}{\partial H_1} \frac{dH_1}{dt},$$

где $H_1 = H_{1m} \cos \omega t$.

При этом $H_2 = H_2(t)$ можно найти как результат изменения состояния магнитного сердечника под воздействием H_1 , при заданном H_0 , данной конфигурации и параметрах цепи нагрузки.

Для схемы, показанной на рис. 1, э. д. с. в выходной обмотке, охватывающей оба сердечника, равно:

$$e = S\omega_2 \frac{d}{dt} (B' + B'') = i_2 r + \frac{1}{C} \int i_2 dt, \quad (1)$$

где S — поперечное сечение сердечника; ω_2 — число витков выходной обмотки; t — время; B' и B'' — индукции или плотности магнитных потоков в сердечниках; r — активное сопротивление выходной цепи; C — емкостная нагрузка; i_2 — ток замкнутой цепи.

Индукции B' и B'' в обоих идентичных сердечниках, как видно из рис. 1, равны:

$$B' = F(H_0 + H_2 - H_1);$$

$$B'' = F(H_0 + H_2 + H_1),$$

где H_0 — напряженность внешнего магнитного поля, направленная вдоль сердечников; H_2 — напряженность поля выходной обмотки под нагрузкой; H_1 — напряженность полей, создаваемых в объемах сердечников протекающим по первичным обмоткам возбуждения током (в дифференциальном феррозонде первичные обмотки соединены таким образом, что значения H_1 в объемах идентичных сердечников равны по величине, но противоположны по направлению).

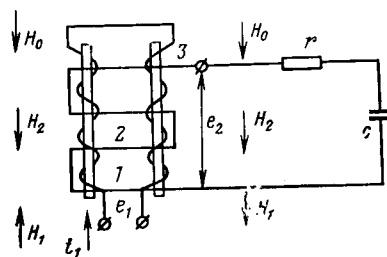


Рис. 1. Схема дифференциального феррозонда.

1 — ферромагнитные сердечники; 2 — первичные обмотки возбуждения; 3 — измерительная (выходная) обмотка; H_0 , H_1 , H_2 — напряженности измеряемого магнитного поля, создаваемая первичной обмоткой; создаваемая вторичной (выходной) обмоткой соответственно; i_1 , i_2 — ток первичной и вторичной обмоток соответственно; e_1 , e_2 — напряжение возбуждения первичной обмотки и в выходной обмотке (э. д. с.) соответственно; r — активное сопротивление нагрузки; C — емкостное сопротивление нагрузки.

Уравнение (1) может быть различным образом преобразовано в зависимости от соотношения между H_0 , H_2 , H_1 . Остановимся подробнее на случае, который в практике встречается наиболее часто (второй режим феррозондов):

$$|H_0 + H_2| \ll |H_1|. \quad (2)$$

Если условие (2) выполняется, то алгебраическую сумму $(B' + B'')$ можно представить в виде:

$$B' + B'' = F(H_0 + H_2 - H_1) + F(H_0 + H_2 + H_1) \approx \left[\frac{dF}{dH} \Big|_{H=-H_1} + \frac{dF}{dH} \Big|_{H=H_1} \right] (H_0 + H_2) + F(H_2). \quad (3)$$

Так как для аппроксимации кривой намагничивания используется кривая, симметричная относительно начала координат, то в выражении (3) останется только первое слагаемое.

При аппроксимации характеристик $B = F(H)$ ферромагнитного материала укороченным полиномом третьей степени

$$F(H) = aH + bH^3$$

получим:

$$B' + B'' \approx 2a + 6bH_1^2 (H_0 + H_2).$$

В литературе по феррозондам H_1 принималась чисто гармонической, что справедливо при питании обмотки от источника тока или фильтрации 1-й гармоники. В общем случае для определения H_1 при принятом условии (2) и при подкачке источником э. д. с. необходимо решить дифференциальное уравнение, описывающее цепь, изображенную на рис. 2:

$$e_1 = R \frac{H_1 l}{w_1} + S w_1 \frac{dF(H_1)}{dt}, \quad (4)$$

где $e_1 = e_m \sin \omega t$.

В установившемся режиме

$$H_1 = \sum_{k=1}^{\infty} H_k \sin(k\omega t + \varphi_k). \quad (5)$$

При вычислениях в выражении (5) ограничимся конечным числом гармоник. Это можно сделать, поскольку в линейных параметрических цепях с гармоническим изменением параметра амплитуды тока убывают не медленнее, чем по закону геометрической прогрессии [Л. 2]. Аналогичные соотношения имеют место и в рассмотренных в данном случае цепях с автомодуляцией, однако в периодическом режиме в отличие от линейных цепей параметр изменяется периодически, а не гармонически [Л. 2]. В этом случае амплитуды гармоник тока при полиномиальной аппроксимации $\psi = \sum_k a_k i^k$ будут

уменьшаться при коэффициентах a_k одинакового порядка со скоростью, не меньшей $1/k$. (В этом легко убедиться, подставив $i = I_m \sin(\omega t + \varphi)$, возведя в соответствующую степень и перейдя к кратным углам). Учитывая, что при рассматриваемой нелинейности (фер-

ромагнетик), производные которой удовлетворяют условию $\frac{\partial^m \psi}{\partial \psi^m} \leq \frac{\partial^{m-1} \psi}{\partial \psi^{m-1}}$, коэффициенты a_k аппроксимирующего полинома будут убывать со скоростью, не меньшей $1/k$, величины амплитуд токов образуют абсолютно сходящийся ряд, который сходится не медленнее, чем $1/k^2$. Перепишем выражение (5) в следующем виде:

$$H_1 = \sum_{k=0}^n H_k \sin(2k\omega t + \varphi_k). \quad (6)$$

Используя выражение (6), уравнение (1) можно представить в виде:

$$S w_2 \frac{d}{dt} \left\{ \left[2a6b \sum_{k=0}^n H_k \sin(2k\omega t + \varphi_k) \right] (H_0 + H_2) \right\} + r \frac{l}{w_2} H_2 + \frac{l}{C w_2} \int H_2 dt = 0. \quad (7)$$

Поделив уравнение (7) на $S w (2a + 6bH_0)$, получим:

$$\frac{d}{dt} \left\{ \left[1 + \sum_{k=1}^n m_k \sin(2k\omega t + \varphi_k) \right] H_2 \right\} + \alpha H_2 + \beta \int H_2 dt = \sum_{k=1}^n \gamma_k \cos(2k\omega t + \psi_k), \quad (8)$$

где

$$m_k = \frac{6bH_k}{S w_2 (2a + 6bH_0)}; \quad \alpha = \frac{rl}{2w_2 (2a + 6bH_0)}; \\ \beta = \frac{l}{C w_2 S (2a + 6bH_0)}; \quad \gamma_k = -H_0 \omega b S w_2 H_k 2k.$$

Уравнение (8) является линейным интегро-дифференциальным уравнением с периодическими коэффициентами. Даже из этого уравнения видно, что пока выполняется условие (2), амплитуда колебаний H_2 будет линейно зависеть от величины H_1 (см. выражение для γ_k).

В общем случае анализ уравнения (8) затруднен и здесь во избежание существенных ошибок, как было указано выше, следует пользоваться обобщенным методом Хилла.

Остановимся на наиболее распространенном в практике случае, когда ток возбуждения первичных обмоток содержит только одну гармонику

$$H_1 = H_m \sin \omega t,$$

тогда

$$H_2 = H_m^2 \sin^2 \omega t = \frac{H_m^2}{2} (1 - \cos 2\omega t)$$

и уравнение (8) примет вид:

$$\frac{d}{dt} [(1 - m \cos 2\omega t) H_2] + \alpha H_2 + \beta \int H_2 dt = \gamma \sin 2\omega t, \quad (9)$$

где

$$m = \frac{r b H_m^2}{S w_2 (2a + 3b H_m^2)}; \quad \alpha = \frac{rl}{S w_2 (2a + 3b H_m^2)}; \\ \beta = \frac{l}{C w_2 S (2a + 3b H_m^2)}; \quad \gamma = -H_0 H_m^2 6b S w_2.$$

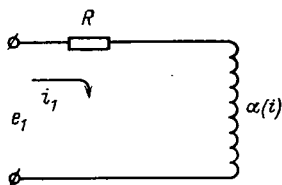


Рис. 2. Расчетная схема цепи возбуждения.

Дифференцируя уравнение (9) по времени, получаем:

$$\frac{d^2}{dt^2} [(1 - m \cos 2\omega t) H_2] + \alpha \frac{dH_2}{dt} + \beta H_2 = \frac{d}{dt} (\gamma \sin 2\omega t), \quad (10)$$

что соответствует

$$H''_2 (1 - m \cos 2\omega t) + H'_2 (\alpha + 4\omega m \sin 2\omega t) + H_2 (\beta + 4\omega^2 m \cos 2\omega t) = 2\omega \gamma \cos 2\omega t. \quad (11)$$

Таким образом, получено линейное дифференциальное уравнение второго порядка с периодически изменяющимися коэффициентами. Данное уравнение непосредственно не интегрируется. Приближенное решение этого уравнения (для частного случая, когда на выходе феррозонда выделяется 2-я гармоника) будем искать в виде тригонометрического ряда, ограничившись первыми членами разложения [Л. 2 и 3].

Решение уравнения (11)

$$H_2 = -6bS\omega_2 H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{4\omega^2 r l \omega_2}{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2} \sin 2\omega t -$$

$$\times \frac{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right] \frac{l}{\omega_2}}{\left[\frac{l}{C} - 4S\omega_2^2 \omega^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2} \cos 2\omega t; \quad (13)$$

$$e_2 = -6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{4\omega^2 r^2 l^2 + \frac{l}{2\omega C} \left[\frac{l}{C\omega_2} - 4\omega^2 S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) \right]}{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2} \sin 2\omega t -$$

$$- 6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{r l \left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) \right] - \frac{1}{C} 2\omega r l}{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2} \cos 2\omega t. \quad (14)$$

Учитывая, что

$$a \sin x + b \cos x = \sqrt{a^2 + b^2} \sin(x + \varphi),$$

где

$$\varphi = \arcsin \frac{b}{\sqrt{a^2 + b^2}},$$

выражение для э. д. с. в выходной обмотке получаем в следующем виде:

$$e_2 = 6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{\sqrt{\left[4\omega^2 r^2 l^2 + \frac{l^2}{2\omega C^2 \omega_2^2} - \frac{2\omega l}{C} S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + \left[\frac{r l^2}{C\omega_2} - 4\omega^2 r l S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) - \frac{2\omega r l}{C} \right]^2}}{\frac{l^2}{C^2} - 8\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \frac{l}{C} + 16\omega^4 S^2 \omega_2^4 (2a + 3bH_m^2)^2 + 4\omega^2 r^2 l^2} \times \times \sin(2\omega t + \varphi), \quad (15)$$

где

$$\varphi = \arcsin \frac{\left[r l \frac{l}{C\omega_2} - 4\omega^2 S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) - \frac{2\omega}{C} \right]}{\sqrt{\left[4\omega^2 r^2 l^2 + \frac{l^2}{2\omega C^2 \omega_2^2} - \frac{2\omega}{C} S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + \left[\frac{r l^2}{C\omega_2} - 4\omega^2 r l S\omega_2 (2a + 3bH_m^2) - \frac{2\omega r l}{C} \right]^2}}. \quad (16)$$

$$- 6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2)}{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2}. \quad (12)$$

Зная H_2 , можно найти ток и э. д. с. в выходной обмотке, поскольку

$$i_2 = H_2 \frac{l}{\omega_2}; \quad e_2 = i_2 r + \frac{1}{C} \int i_2 dt.$$

В результате

$$i_2 = -6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times \frac{4\omega^2 r l^2}{\left[\frac{l}{C} - 4\omega^2 S\omega_2^2 (2a + 3bH_m^2) \right]^2 + (2\omega r l)^2} \sin 2\omega t -$$

$$- 6bS\omega_2 \omega H_0 H_m^2 \omega \times \times$$

Для более точного анализа желательно пользоваться при аппроксимации характеристики ферромагнитного материала степенным полиномом вида ¹

$$B(H) = a_1 H + b_1 H^3 + c_1 H^5.$$

При этом в результате проведения выкладок, аналогичных приведенным выше, получаем для описания работы феррозонда во втором режиме линейное дифференциальное уравнение с периодически изменяющимися коэффициентами следующего вида:

$$H''_2 (1 - m_1 \cos 2\omega t - q \cos 4\omega t) +$$

$$+ H'_2 (2 + 4\omega m_1 \sin 2\omega t + 8\omega q \sin 4\omega t) +$$

$$+ H_2 (\beta + 4\omega^2 m_1 \cos 2\omega t + 16\omega^2 q \cos 4\omega t) =$$

$$= 2\omega \gamma \cos 2\omega t + 4\omega \delta \cos 4\omega t. \quad (17)$$

¹ Для дальнейшего повышения точности расчета может оказаться необходимым учитывать петлю гистерезиса.

Для практических целей влиянием членов, содержащих 4-ю гармонику, можно пренебречь, ограничившись рассмотрением уравнения:

$$H''_2 (1 - m_1 \cos 2\omega t) + H'_2 (\alpha + 4\omega m_1 \sin 2\omega t) + H_2 (\beta + 4\omega^2 m_1 \cos 2\omega t) = \gamma 2\omega \cos 2\omega t,$$

которое аналогично проанализированному выше (11). Решение этого уравнения аналогично полученному выше (12), (15) и (16).

Перейдем к рассмотрению устойчивости решений уравнения (10).

С этой целью рассмотрим однородное уравнение, получаемое из (10). Обозначив $\cos 2\omega t = \cos \Omega t$ и $1 - m \cos \Omega t = f(t)$ перепишем его в виде:

$$\frac{d^2}{dt^2} [f(t) H_2] + \alpha \frac{dH_2}{dt} + \beta H_2 = 0 \quad (18)$$

или

$$f(t) \frac{d^2 H_2}{dt^2} + [\alpha + 2f'(t)] \frac{dH_2}{dt} + [\beta + f''(t)] H_2 = 0.$$

Согласно [Л. 3] уравнение (18) для исследования устойчивости с помощью замены переменных может быть приведено к виду:

$$\frac{d^2}{dt^2} [\varphi(t) x] + p(t) x = 0, \quad (19)$$

где

$$p(t) = \beta f(t) - \frac{\alpha}{2} f'(t) - \frac{1}{4} \alpha^2 = \beta - \frac{1}{4} \alpha^2 - \\ - \beta m \cos \Omega t + \frac{\alpha}{2} m \Omega \sin \Omega t;$$

$$\varphi(t) = [f(t)]^2 = 1 + \frac{m^2}{2} - 2m \cos \Omega t + \frac{m^2}{2} \cos 2\Omega t.$$

Легко заметить, что при $m=0$ решение уравнения (19) с учетом замен [Л. 3] имеет вид:

$$H_2 = \sum_{i=1}^n A_i e^{-\frac{\alpha}{2} \pm \sqrt{\frac{\alpha^2}{4} - \beta}}.$$

Пользуясь спектральным методом от уравнения (19), можно перейти к бесконечной системе уравнений, определитель которой может быть представ-

лен в виде:

$$\Delta(p) = 1 + \sum_{i=1}^n \frac{\pi D_i}{j\Omega} \operatorname{ctg} \frac{\pi}{j\Omega} (p - \beta_i) = 0, \quad (20)$$

где D_i — сходящиеся бесконечные определители.

Применяя частотный критерий устойчивости [Л. 2], пользуясь общим методом, можно построить годограф вектора $\Delta(j\omega)$.

Если годограф не охватывает точку $(-1, j0)$, то система устойчива.

Наряду с этим в данном случае исследование устойчивости может быть проведено на основе непосредственного определения корней уравнения $\Delta(p)=0$. Определение корней удобно провести, заменив тригонометрические функции показательными, подставив

$$e^{\frac{\pi p}{j\Omega}} = 2, \text{ откуда}$$

$$p_k = \frac{j\Omega}{\pi} \ln 2 + 2k\pi (k = -\infty, \dots, 0, \dots, \infty). \quad (21)$$

Вычисление бесконечных числовых определителей может быть проведено с любой, наперед заданной, точностью путем вычисления их мажоранты и миноранты в соответствии с [Л. 5]. В более простых случаях, когда отсутствует необходимость в точном вычислении определителя, можно ограничиться вычислением конечного определителя, полученного путем окаймления центрального члена. Соображения о выборе ранга окаймленного определителя приведены в [Л. 2].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Афанасьев Ю. В. Феррозонды. М., «Энергия», 1969, 166 с.
2. Тафт В. А. Основы спектральной теории и расчета цепей с переменными параметрами. М., «Наука», 1961. 206 с.
3. Тафт В. А., Хейфец С. Б. Применение обобщенного метода Хилла для использования устойчивости линейных систем с переменными параметрами. — «Изв. АН СССР. Техн. кибернетика», 1973, № 5. с. 163—170.
4. Лысенко А. П. Работа четногогармонических феррозондов и магнитных усилителей под нагрузкой. — «Электричество», 1963, № 12, с. 45—50.
5. Горелик В. Ю., Караулов А. Н., Тафт В. А. Практическое применение спектральных методов для анализа систем с переменными параметрами. — «Автоматика и телемеханика», 1969, № 5, с. 96—103.

[10.11.1975]

УДК 621.313.322-82.017.72:621.59.35

Об устойчивости криогенных турбогенераторов

Доктор техн. наук ГЛЕБОВ И. А., кандидаты техн. наук КАШТЕЛЯН В. Е.,
КИЧАЕВ В. В., инж. КОРОЛЬКОВ С. А., канд. техн. наук ЮРГАНОВ А. А.

ВНИИЭлектромаш

Интерес к использованию явления сверхпроводимости в электроэнергетике вызван перспективой разработки генерирующих, передающих и потребляющих электромагнитную энергию устройств большой мощности [Л. 1]. В частности, выполне-

ние обмотки возбуждения из сверхпроводника позволяет в несколько раз увеличить магнитную индукцию в машине и создать турбогенераторы с существенно меньшими весами и одновременно с более высоким к. п. д. [Л. 2].

В публикациях зарубежных авторов [Л. 3 и 4] указывается, что устойчивость турбогенератора со сверхпроводящей обмоткой возбуждения (криотурбогенераторов) лучше, чем у обычных турбогенераторов, а проблема демпфирования электромагнитических качаний в энергосистеме решается при использовании специального демпферного экрана. При этом характеристики криотурбогенераторов сравниваются с характеристиками обычных турбогенераторов с регуляторами возбуждения пропорционального типа, а оценка динамической устойчивости проводится лишь по первому вылету угла, однако такое сравнение является упрощенным. Исследование устойчивости турбогенераторов со сверхпроводящими обмотками возбуждения, выполненное во ВНИИЭлектромаш, показывает, что такие машины требуют разработки специальных мероприятий по обеспечению устойчивости и качества переходных процессов в энергосистеме.

Исследование статической и динамической устойчивости криотурбогенератора проводилось на основе полных уравнений синхронной машины Парка—Горева. Решение линеаризованных уравнений при исследовании статической устойчивости выполнялось на АВМ, динамическая устойчивость исследовалась с помощью ЦВМ, а возможность повышения устойчивости криотурбогенератора была проверена экспериментально на комплексной модели электроэнергетических систем.

Уравнения Парка—Горева для криотурбогенератора отличаются от общепринятой формы записи лишь уравнением для сверхпроводящей обмотки возбуждения, которое в случае, если ток возбуждения не регулируется, принимает вид:

$$p\Psi_f = 0.$$

Электромагнитный экран ротора криотурбогенератора замещался демпферными контурами в осях d, q .

Исследование устойчивости криотурбогенератора выполнялось на примере простейшей системы (электростанция — линия электропередачи — шины неизменного напряжения) применительно к параметрам криотурбогенератора средней мощности. Было принято, что суммарная мощность криотурбогенераторов, установленных на станции, составляет 500 МВт. Длина двухцепной линии электропередачи была выбрана исходя из нормативного коэффициента запаса статической устойчивости в нормальных условиях работы $k_{с.н} = 20\%$, длина отключаемого участка одной из параллельных цепей линии передачи — исходя из нормативного коэффициента запаса статической устойчивости в послеаварийном режиме $k_{с.п} = 8\%$. За базисную мощность, к которой отнесены полученные пределы устойчивости, принята установленная мощность генераторов станции $P_0 = 500$ МВт.

При исследовании оценивалась устойчивость нерегулируемого криотурбогенератора, ток возбуждения которого может изменяться лишь с небольшой скоростью при коррекции режима. Система возбуждения такого криотурбогенератора работает с нормальной мощностью в режимах питания сверхпроводящей обмотки возбуждения, медленно-

го изменения тока возбуждения, а также гашения поля. В нормальном режиме работы криотурбогенератора на выходе возбудительной системы создается напряжение, необходимое лишь для покрытия потерь в «теплой зоне» сверхпроводящей обмотки возбуждения. Применение быстрогодействующего регулирования возбуждения криотурбогенератора затруднено из-за потерь, возникающих в сверхпроводящей обмотке ротора при изменении в ней тока, а также по ряду других причин.

Нарушение статической устойчивости нерегулируемого криотурбогенератора носит аperiodический характер и определяется условием перехода через нуль синхронизирующей мощности $S_{E'q} = \frac{\partial P}{\partial \theta} \Big|_{E'_q = \text{const}} = 0$, где E'_q — проекция переход-

ной э. д. с. на ось q . Исследование показало, что предел статической устойчивости нерегулируемого криотурбогенератора приблизительно на 20% ниже предела устойчивости турбогенератора обычного исполнения, работающего с АРВ сильного действия, когда напряжение в начале линии поддерживается постоянным [Л. 5]. В рассматриваемом случае — при медленно действующей коррекции тока возбуждения криотурбогенератора с целью сохранения постоянным значения напряжения в начале линии электропередачи с изменением нагрузки — предельный режим для нормальной схемы линии характеризуется передаваемой мощностью $P_m = 0,96$ и углом $\theta = 105^\circ$ (пропускная способность линии равна 1,14). Во всем диапазоне изменения передаваемой мощности от холостого хода до предела статической устойчивости самораскачивания в системе не возникает (рис. 1), однако скорость затухания переходных процессов очень низка: ло-

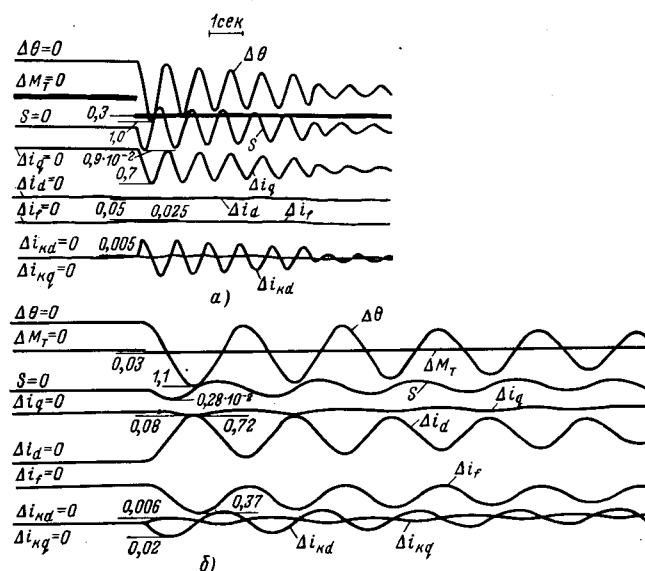


Рис. 1. Осциллограммы переходных процессов нерегулируемого криотурбогенератора.

а — $\theta = 0^\circ$, холостой ход; б — $\theta = 95^\circ$; θ — фазовый угол между осью ротора криотурбогенератора и вектором напряжения приемной энергосистемы; M_T — момент турбины; S — скольжение ротора криотурбогенератора; i_d, i_q, i_f — продольный, поперечный и ток возбуждения криотурбогенератора; i_{kd}, i_{kq} — токи в эквивалентных продольном и поперечном демпферных контурах.

гарифмический декремент затухания для обеих осциллограмм составляет 0,05. Большая колебательность процессов объясняется незначительным демпферным моментом криотурбогенератора, обусловленным только действием электромагнитного экрана ротора.

Пределы динамической устойчивости, определенные по первому вылету ротора криотурбогенератора при трехфазном, двухфазном на землю, двухфазном и однофазном коротких замыканиях длительностью 0,15 с в начале линии составили соответственно 0,66, 0,79, 0,81 и 0,93. Пределы динамической устойчивости криотурбогенератора ниже соответствующих пределов турбогенератора нормального исполнения с АРВ сильного действия. Снижение уровня устойчивости криотурбогенератора несмотря на более низкие значения его индуктивных сопротивлений объясняется отсутствием форсировки возбуждения и малым значением его механической инерционной постоянной. В частности, если допустить для криотурбогенератора двукратную форсировку возбуждения по току ротора при скорости его нарастания, соизмеримой со средней скоростью нарастания тока возбуждения в обычных турбогенераторах, то предел динамической устойчивости при трехфазном коротком замыкании увеличивается на 20%.

Основными отличительными особенностями мощного криотурбогенератора от обычного с точки зрения регулирования и устойчивости являются меньшая механическая инерционная постоянная, незначительный демпферный момент и невозможность быстрого изменения магнитного потока. Поэтому энергия, сообщенная его ротору в результате любого возмущения режима, рассеивается очень медленно и объект регулирования ведет себя практически как консервативное звено. Это приводит к длительным медленно затухающим колебаниям ротора и соответственно колебаниям параметров режима энергетической системы. Применение обычных средств повышения динамической устойчивости, таких, например, как электрическое торможение или программная аварийная разгрузка турбин, не может привести к ее повышению, так как все эти меры, являясь однонаправленными, увеличивающими только энергию торможения, приводят к увеличению размаха колебаний ротора и в результате к нарушению устойчивости в последующих циклах качаний.

Действенные меры повышения устойчивости криотурбогенератора и улучшения качества переходных процессов в энергосистеме должны обязательно включать в себя способы повышения демпфирующих свойств системы. Это могут быть специальные мероприятия по повышению демпферного момента криотурбогенератора, либо косвенное регулирование его электромагнитного момента путем регулирования тем или иным путем напряжения в начале линии электропередачи, либо, наконец, регулирование момента первичного двигателя.

Эффективность использования непрерывного регулирования паровой турбины с целью повышения устойчивости и улучшения качества динамических переходов криотурбогенератора была проверена

экспериментально на комплексной модели электроэнергетических систем. Поскольку возможности использовать физическую модель криотурбогенератора пока не было, он был представлен обычным модельным турбогенератором и автоматическим регулятором возбуждения сильного действия, причем последний использовался не для целей регулирования, а для целей моделирования. При этом были приняты меры к обеспечению достаточно близкого совпадения основных параметров криотурбогенератора и его модели.

С учетом различной физической природы оригинала и модели характеристики последней подбиралась таким образом, чтобы обеспечить:

1. Подобие внешних характеристик $U_r = f(P_r)$ оригинала и модели. Для этого использовался канал в АРВ, по которому осуществляется пропорциональное регулирование по напряжению генератора, причем коэффициент усиления этого канала был значительно уменьшен. Что касается внешней характеристики криотурбогенератора, то она была получена расчетным путем [Л. 5].

2. Приблизительное постоянство потокосцепления обмотки возбуждения в переходных режимах ($E'_q = \text{const}$). В этом случае ток возбуждения модельного генератора должен отображать изменения тока статора без заметного запаздывания, для чего было установлено минимально возможное значение постоянной времени T_{d0} .

3. Соответствие электромеханических переходных процессов, для чего демпфирующее влияние массива ротора модельного генератора снижалось путем введения в закон регулирования возбуждения сигнала по отклонению частоты напряжения генератора с обратным знаком, оказывающего раскачивающее действие. Коэффициент усиления по Δf был выбран таким образом, чтобы декременты затухания колебаний роторов оригинала и модели были одинаковыми.

Предполагалось, что криотурбогенераторы будут работать с современными паровыми турбинами, снабженными действующими системами регулирования. Поэтому в качестве оригинала при моделировании первичного двигателя была выбрана паровая турбина типа К-500-240, оснащенная электроприставкой к регулятору скорости. Моделирование было выполнено по методике [Л. 6] с помощью АВМ и двигателя постоянного тока. Регулятор модели турбины обеспечивал регулирование скорости со статизмом 4%, импульсную аварийную разгрузку и возможность непрерывного регулирования момента турбины через электроприставку и модель электрогидравлического преобразователя.

В качестве параметров регулирования паровых турбин с целью стабилизации переходных процессов в энергосистемах с криогенными турбогенераторами могут применяться производные частоты, активной мощности или активного тока, а также другие сигналы и их комбинации [Л. 7 и 8]. Целью настоящего исследования являлось показать принципиальную возможность улучшения качества переходных процессов криотурбогенератора при непрерывном регулировании момента турбины. Что же касается сравнения между собой различных

параметров стабилизации и выбора наилучшего из них, то это самостоятельная задача, которая должна решаться в дальнейшем, если непрерывное регулирование момента турбины будет признано целесообразным. Поэтому был рассмотрен только один вариант, а именно — регулирование момента турбины по изменению и первой производной частоты напряжения генератора.

В экспериментальной установке сигнал стабилизации режима подавался на дополнительный вход натурной электроприводки ЭПК-300 к системе регулирования скорости турбины, откуда через модель электрогидравлического преобразователя поступал в модель гидравлической части регулятора турбины. На входе этот сигнал суммировался с сигналами задания мощности и отклонения скорости агрегата. При этом оказалось необходимым функциональное преобразование стабилизирующего и промежуточного усилителей, являющихся аperiодическими звеньями первого порядка. Так как в первом приближении инерционностью суммирующего усилителя можно пренебречь, а передаточная функция промежуточного усилителя имеет вид $1/(1+pT)$, то целесообразно выбрать передаточную функцию функционального преобразователя в виде $Y(p) = 1 + pT$. Стабилизирующий сигнал через систему усилителей поступает одновременно на сервомоторы частей высокого и среднего давления, однако последние во всех исследуемых режимах в процессе регулирования момента турбины не участвуют, так как при нагрузке, составляющей 30 — 40% номинальной, они открыты полностью.

Характеристики канала стабилизации ($k_{\Delta f}$, k_f , T) подбирались экспериментально таким образом, чтобы обеспечивалось наиболее интенсивное демпфирование колебаний после отключения одной цепи линии электропередачи. Качество переходов оценивалось по величине колебательности $\xi = \frac{\Delta\theta_2}{\Delta\theta_1}$. Разделение влияния этих параметров было получено путем предварительного планирования трехфакторного эксперимента и последующей обработки опытных данных согласно методике, изложенной в [Л. 9]. Анализ зависимости $\xi(T)$ позволил выбрать передаточную функцию функционального преобразователя в виде $Y(p) = 1 + 0,2p$, а оптимальные значения коэффициентов регулирования $k_{\Delta f} = 0,5$ ед. момента/Гц и $k_f = 1$ ед. момента/(Гц/с) были выбраны после расчета областей статической устойчивости системы регулирования в нормальном и послеаварийном режимах. Указанное значение коэффициента регулирования $k_{\Delta f}$ по изменению частоты обеспечивается при обычном регулировании по скорости с общепринятым для паровых

турбин статизмом 4%, причем уменьшение его нецелесообразно. Принятое значение коэффициента регулирования k_f обеспечивает хорошее затухание переходных процессов и определяет настройку, лежащую в центре областей статической устойчивости.

В качестве расчетных аварий были рассмотрены отключение участка одной цепи линии электропередачи и трехфазное короткое замыкание длительностью 0,15 с в начале линии. Предел динамической устойчивости системы при коротком замыкании с последующим отключением участка одной цепи и регулировании турбины криотурбогенератора по скорости равен 0,67. Однократная аварийная разгрузка турбины не изменяет предела динамической устойчивости. При совместном действии аварийной разгрузки и стабилизации режима по производной частоты предел динамической устойчивости возрастает до 0,82.

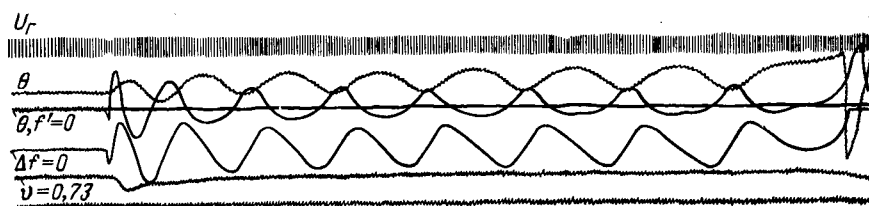
Анализ осциллограмм предельных режимов показывает, что при обычном регулировании турбины по скорости нарушение устойчивости происходит в результате большой колебательности процесса (не на первом качении ротора). Однократная импульсная разгрузка турбины, не изменяя колебательности, значительно снижает амплитуду первого вылета фазового угла (рис. 2) и отодвигает момент выпадения из синхронизма еще дальше. Значительное повышение предела динамической устойчивости достигается специальным регулированием момента турбины и аварийной ее разгрузкой (рис. 3). Разгрузка турбины позволяет сохранить устойчивость на первом колебании угла, а стабилизация послеаварийного режима поднимает предел динамической устойчивости до уровня предела статической устойчивости в послеаварийном режиме.

Таким образом, исследование электромеханических колебаний ротора криотурбогенератора показало принципиальную возможность эффективного их демпфирования с помощью специального регулирования момента турбины. В сочетании с импульсной аварийной разгрузкой турбины такое регулирование позволяет значительно повысить пределы динамической устойчивости электрической системы с криотурбогенераторами.

Выводы. 1. Переходные электромеханические процессы криотурбогенератора с медленнодействующим регулированием возбуждения характеризуются малым затуханием, так как его демпферный момент, обеспечиваемый действием электромагнитного экрана ротора, незначителен. Уровень статической устойчивости криогенного турбогенератора ниже уровня устойчивости обычного турбогенератора с АРВ сильного действия. Учитывая, од-

Рис. 2. Осциллограмма переходного процесса при аварийной разгрузке турбины криотурбогенератора.

U_r — напряжение на шинах криотурбогенератора; θ — фазовый угол между осью криотурбогенератора и вектором напряжения приемной энергосистемы; Δf , f' — отклонение и производная частоты напряжения криотурбогенератора; v — момент паровой турбины; ξ — перемещение регулирующего клапана части высокого давления турбины.



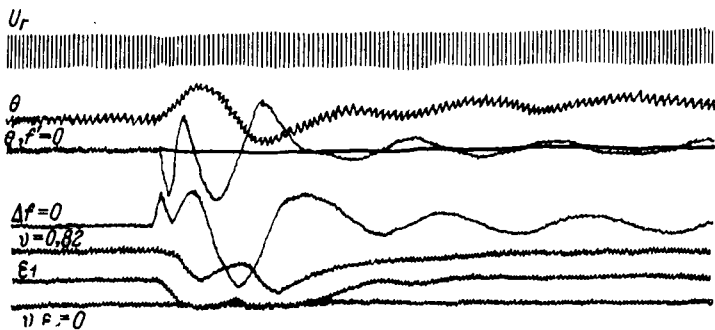


Рис. 3. Осциллограмма переходного процесса при специальном регулировании момента паровой турбины криотурбогенератора и аварийной разгрузке турбины.

нако, что турбогенераторы обычно располагаются недалеко от центра нагрузки и, как правило, работают с большими коэффициентами запаса по статической устойчивости, можно утверждать, что этот недостаток криотурбогенератора не может иметь решающего значения.

2. Криотурбогенератор имеет также более низкий уровень динамической устойчивости по сравнению с уровнем устойчивости обычного турбогенератора с АРВ сильного действия в силу отсутствия форсировки возбуждения, меньшей механической инерционной постоянной и незначительного демпферного момента. Обычные меры повышения динамической устойчивости, такие как программная аварийная разгрузка турбины, электрическое торможение и т. п., если при их применении не обеспечено демпфирование качаний ротора, не дают эффекта и, более того, могут приводить к снижению предела динамической устойчивости. Эти меры имеют односторонний характер и поэтому приводят к усилению размаха качаний и выпадению криотурбогенератора из синхронизма в последующих циклах качаний.

3. Демпфирование качаний ротора криотурбогенератора, осуществленное тем или иным путем, повышает уровень устойчивости, улучшает качество вырабатываемой электроэнергии и позволяет применять средства повышения динамической устойчивости. В частности, эффективное демпфирование качаний ротора криотурбогенератора может быть осуществлено путем непрерывного регулирования момента паровой турбины по параметрам режима энергосистемы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Нейман Л. Р. Использование сверхпроводимости — перспективный путь решения крупных проблем электроэнергетики. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 4.
2. Проблемы создания турбогенераторов большой мощности со сверхпроводящими обмотками возбуждения. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 4. Авт.: Г. Г. Борзов, И. А. Глебов, Л. П. Гнедин и др.
3. Einstein T. H. Generalized Representation of Generator Excitation Power Requirements. — «IEEE PAS», 1972, vol. 91, № 5, p. 1840—1847.
4. Einstein T. H. System Performance Characteristics of Superconducting Alternators for Electric Utility Power Generation. — «IEEE PAS», 1975, vol. 94, № 2, p. 310—319.
5. Кичаев В. В. Характеристика работы криогенного турбогенератора в энергетической системе. — В кн. Преобразовательные устройства и системы возбуждения синхронных машин. Л., «Наука», 1973.
6. Моделирование турбины с промежуточным перегревом пара как элемента электродинамической модели энергосистем. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1963, № 3. Авт.: В. В. Бувевич, Э. Е. Остроумов, Е. Н. Фомина и др.
7. Регулирование турбины как средство улучшения переходных процессов электрических систем. — «Электричество», 1967, № 2. Авт.: В. А. Чеников, Д. В. Никитина, В. А. Штробель, В. Б. Рубин.
8. Исследование некоторых способов управления вращающим моментом паровой турбины в аварийных режимах электропередачи. — В кн.: Автоматические и телеинформационные системы. М.—Л., «Наука», 1965. Авт.: В. Е. Каштелян, В. В. Бувевич, А. А. Юрганов и др.
9. Шенк Х. Теория инженерного эксперимента. М., «Мир», 1972.

[31.12.1974]



УДК 621.311.001.24

Применение системных методов для расчета стационарных режимов сложных электроэнергетических систем

ВОЛКОВ В. М., ДЕМИРЧЯН К. С., КАРТАШЕВ Е. Н.

Ленинград

Основу расчета стационарного режима электрической системы составляет процесс решения уравнений узловых напряжений. Вопросы скорости сходимости и сходимости методов решения уравнений узловых напряжений по-прежнему актуальны, особенно в задачах оптимизации и оптимального управления энергосистемами. Применяемые методы решения имеют существенный недостаток — отсутствие гарантий сходимости итерационных процессов с любых начальных приближений, а также

большие вычислительные затраты на поиск решения.

В статье предлагается для решения уравнений узловых напряжений использовать системные методы численного интегрирования [Л. 1 и 2], обеспечивающие резкое ускорение процесса поиска решения. Сходимость этого процесса при любых начальных условиях обеспечивается отрицательной определенностью матрицы Якоби системы уравнений узловых напряжений в точке решения [Л. 3].

Для рассматриваемой n -узловой схемы замещения электрической системы сформирована система уравнений узловых напряжений в виде

$$\mathbf{Y}\mathbf{U} + \mathbf{Y}_6\mathbf{U}_6 - \mathbf{P} \times (\mathbf{U})^{-1} = \mathbf{F}_1(\mathbf{U}', \mathbf{U}'') + j\mathbf{F}_2(\mathbf{U}', \mathbf{U}'') = 0, \quad (1)$$

где $\mathbf{Y}$ — матрица комплексных узловых проводимостей размерностью $(n-1) \times (n-1)$; $\mathbf{Y}_6$ — вектор (матрица-столбец) комплексных проводимостей связей узлов с балансирующим узлом размерностью $(n-1) \times 1$; $\mathbf{U}_6$ — комплексное напряжение балансирующего узла; $\mathbf{P}$ — вектор (матрица-столбец) комплексных мощностей в узлах размерностью $(n-1) \times 1$; $\mathbf{U} = \mathbf{U}' + j\mathbf{U}''$ — вектор (матрица-столбец) комплексных напряжений $\mathbf{U}_i$ в узлах размерностью $(n-1) \times 1$; $(\mathbf{U})^{-1}$ — вектор (матрица-столбец) комплексов $(\mathbf{U})_i^{-1}$ размерностью $(n-1) \times 1$, $(\mathbf{U})_i^{-1} = \frac{1}{\mathbf{U}_i}$, $\mathbf{U}_i$ — сопряженный комплекс $\mathbf{U}_i$.

В качестве исходных задаются $\mathbf{Y}$, $\mathbf{Y}_6$, $\mathbf{U}_6$, $\mathbf{P}$, а определяется вектор узловых напряжений $\mathbf{U}$. Наиболее распространенными методами решения уравнения (1) являются методы типа Зейделя, к недостаткам которых следует отнести плохую надежность и медленную скорость сходимости. Применение методов типа Ньютона существенно повышает скорость сходимости, однако не дает достаточных гарантий сходимости. Кроме того, при решении плохообусловленных систем нарушается численная устойчивость этих методов. Обусловленность системы (1) определяется не только шириной спектра собственных чисел матрицы Якоби, но и параметрами режима ($\mathbf{P}$, $\mathbf{U}$) [Л. 4]. Поэтому даже при $|\lambda_{\max}|/|\lambda_{\min}| < 10$ (где $\lambda_{\max}$ и $\lambda_{\min}$ соответственно максимальное и минимальное собственные числа матрицы Якоби) система может иметь очень плохую обусловленность.

Более перспективным подходом с точки зрения надежности сходимости является моделирование системы алгебраических уравнений некоторой системой дифференциальных уравнений [Л. 5 и 6]. Действительно, система (1) эквивалентна задаче Коши для системы автономных дифференциальных уравнений

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = \tilde{\mathbf{F}}(\mathbf{x}) = -\mathbf{A}\mathbf{F}(\mathbf{x}), \quad \mathbf{x} = \text{colon}\{\mathbf{U}', \mathbf{U}''\}, \quad (2)$$

где $\mathbf{U}' = \text{Re}(\mathbf{U})$; $\mathbf{U}'' = \text{Im}(\mathbf{U})$; $\mathbf{F}(\mathbf{x}) = \text{colon}\{\mathbf{F}_1(\mathbf{U}', \mathbf{U}''), \mathbf{F}_2(\mathbf{U}', \mathbf{U}'')\}$; $\mathbf{A}$ — матрица порядка $(2n-2) \times (2n-2)$.

При $t \rightarrow \infty$ решение системы (2) асимптотически сходится к одному из множества решений (1) при условии, что вещественная часть собственных чисел матрицы Якоби в точке решения (1) меньше нуля [Л. 3]. Проблема обеспечения асимптотической устойчивости (2) глобально решается, если известно решение (1). Поскольку последнее неизвестно, то для данного класса задач устойчивость (2) можно обеспечить линейным преобразованием вида

$$\tilde{\mathbf{F}}(\mathbf{x}) = -\mathbf{A}\mathbf{F}(\mathbf{x}), \quad (3)$$

где $\mathbf{A}$ может быть:

а) единичная матрица $\mathbf{E}$, если в точке $\mathbf{x}_0 = \text{colon}\{\mathbf{U}'_n, \mathbf{U}''_n\}$ ($\mathbf{U}_n$ — номинальное базисное напряжение сети или другое более точное приближение) $\text{Re}(\lambda_e) > 0$, где λ_e — собственные числа матрицы Якоби вектор-функции $\mathbf{F}(\mathbf{x})$;

б) транспонированная матрица Якоби $\left[\frac{\partial \mathbf{F}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}}\right]^T$ вектор-функции $\mathbf{F}(\mathbf{x})$ в точке $\mathbf{x}_0 = \text{colon}\{\mathbf{U}'_n, \mathbf{U}''_n\}$;

в) обратная матрица Якоби $\left[\frac{\partial \mathbf{F}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}}\right]^{-1}$ вектор-функции в точке $\mathbf{x}_0 = \text{colon}\{\mathbf{U}'_n, \mathbf{U}''_n\}$.

Таким образом, если обеспечена асимптотическая устойчивость (2), то сходимость процесса интегрирования к решению (1) гарантирована с любых начальных условий, при которых $\mathbf{F}(\mathbf{x})$ определена [Л. 3].

В такой постановке задачи скорость решения уравнений узловых напряжений (1) будет определяться только возможностями (эффективностью) метода численного интегрирования системы автономных дифференциальных уравнений (2).

Основу численного интегрирования дифференциальных уравнений составляет процесс нахождения решений разностных уравнений, которые определенным образом (методом) аппроксимируют эти дифференциальные уравнения. Известны и широко применяются такие, уже ставшие классическими, методы интегрирования, как методы Рунге — Кутты, Адамса, Милна, Крылова и др. Сущность перехода от дифференциальных уравнений к разностным состоит в том, что непрерывная функция представляется дискретным множеством, отсюда и возникает основная и наиболее важная характеристика аппроксимации — шаг дискретизации, под которым понимается значение приращения независимой переменной. Применение малых шагов дискретизации (интегрирования) ведет к неоправданно большим вычислительным затратам, а следовательно, и времени решения.

Поскольку для решения системы алгебраических уравнений (1) необходимо интегрирование системы автономных дифференциальных уравнений (2) (так как рассматривается только состояние равновесия системы (2), а не весь переходный процесс), то необходимо выбирать метод, обеспечивающий наибольший шаг интегрирования при сохранении численной устойчивости. Иными словами, значение шага интегрирования должно быть возможно большим.

При использовании классических методов для численного интегрирования системы дифференциальных уравнений (2) невозможно резко увеличить шаг интегрирования из-за потери численной устойчивости разностных схем. Последнее обстоятельство объясняется тем, что при переходе к разностным уравнениям решение представляется в виде суммы, слагаемые которой есть частные суммы, аппроксимирующие экспоненциальные члены в решении дифференциальных уравнений. В разностных уравнениях в отличие от дифференциальных составляющие решения, соответствующие максимальным по модулю собственным значениям, уменьшаются мед-

ленно или вообще не уменьшаются, а при увеличении шага интегрирования могут стать очень большими. Их влияние на общее решение разностных уравнений при шаге интегрирования меньше критического остается малым за счет множителя, обратно пропорционального модулю максимального собственного значения.

Таким образом, независимо от начальных условий, т. е. независимо от того, существуют или отсутствуют экспоненциальные члены с большими собственными значениями, при переходе к разностным уравнениям, численная устойчивость методов, а следовательно, и шаг дискретизации определяется именно максимальными собственными значениями, т. е. не может быть привязан к определенному значению независимой переменной и гладкости решения.

С точки зрения значения допустимого шага интегрирования следует заметить, что классические методы, основанные на прогнозе и коррекции, позволяют увеличить шаг интегрирования в 2,5—5 раз по сравнению с шагом, определенным для метода Эйлера. Иным подходом к решению дифференциальных уравнений являются методы неявного интегрирования [Л. 7]. Эти методы позволяют проводить интегрирование с достаточно большим шагом, однако на каждом шаге интегрирования приходится решать систему нелинейных алгебраических уравнений, тем большего порядка, чем больше шаг интегрирования.

Представляется интересным использовать для решения систем алгебраических уравнений новые эффективные методы численного интегрирования [Л. 1 и 2], получившие название системных методов. Суть системных методов состоит во введении в разностные уравнения некоторой матрицы

$$\Psi = \int_0^{H/k} \exp \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \tau \right] d\tau, \quad (4)$$

где $\left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right]$ — матрица Якоби вектор-функции $\tilde{F}(x)$; H — шаг интегрирования системными методами; k — степень метода (по терминологии статьи [Л. 2]).

Такая матрица позволяет при переходе от дифференциальных уравнений к разностным учитывать влияние быстро затухающих экспоненциальных членов. Иными словами, присутствие этой матрицы в разностных уравнениях дает возможность (в случаях, когда заданы такие ненулевые начальные условия, что экспоненциальные составляющие с большими собственными значениями пренебрежимо малы, и решение представляет собой медленно меняющуюся функцию) шаг интегрирования выбирать по меньшим собственным значениям, соответствующим экспоненциальным членам, определяющим медленно изменяющуюся функцию. Кроме того, последовательно исключая влияние и этих членов, можно в процессе интегрирования постепенно увеличить шаг. Численная устойчивость процессов при этом сохраняется.

В общем случае вычисление матрицы стабилизации является сложной задачей и рассматривается в [Л. 1]. Однако используя оригинальный подход, в [Л. 1] получены рекуррентные соотношения для быстрого и эффективного вычисления матрицы стабилизации и ее начального приближения.

Используя предложенную в [Л. 2] методику численного интегрирования систем дифференциальных уравнений, процесс решения системы (2) можно представить следующим образом:

1. Определяется начальное приближение для матрицы:

$$\Psi_0 = h \sum_{\gamma=0}^s \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right]^{\gamma} \frac{h^{\gamma}}{(\gamma+1)!}, \quad (5)$$

где $h=2^{-N}H$; $s=1, 2, \dots, s \geq k$; N — число пересчетов матрицы Ψ .

Практика расчетов показывает, что аппроксимация Ψ_0 выражением (5) с членами, большими, чем при $s=3, 4$, не приводит к заметному сокращению числа итераций вследствие появления больших ошибок округления, а лишь увеличивает вычислительные затраты.

2. Уточняется матрица

$$\Psi_{q+1} = \Psi_q \left(2E + \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right] \Psi_q \right), \quad (6)$$

где E — единичная матрица; $q=0, 1, 2, \dots, N-1$.

3. Находится решение системы дифференциальных уравнений по итерационной формуле: для метода первой степени

$$x_{i+1} = x_i + \Psi_N \tilde{F}(x); \quad (7)$$

для метода второй степени

$$x_{i+1} = x_i + \Psi_N \left[2\tilde{F}(x_i + \Psi_N \tilde{F}(x_i)) - \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right] \Psi_N \tilde{F}(x_i) \right]; \quad (8)$$

для метода третьей степени

$$x_{i+1} = x_i + \frac{3}{4} \Psi_N \left\{ 3k_{3i} + k_{1i} - \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right] \Psi_N \left[3k_{2i} - k_{1i} - \frac{4}{3} \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right] \Psi_N k_{1i} \right] \right\}; \quad (9)$$

$$k_{1i} = \tilde{F}(x_i), \quad k_{2i} = \tilde{F}(x_i + \Psi_N k_{1i});$$

$$k_{3i} = \tilde{F} \left(x_i + \Psi_N \left[2k_{2i} - \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right] \Psi_N k_{1i} \right] \right),$$

где $\left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \right]$ — матрица Якоби вектор-функции $\tilde{F}(x)$, определенная в точке $x_0 = \text{colon} \{U'_n, U''_n\}$.

Умножая (6) слева на $\left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x}\right]$ и прибавляя к обеим частям уравнения единичную матрицу E , находим:

$$\Psi_{q+1} = \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x}\right]^{-1} \left[\left(E + \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x}\right] \Psi_q \right)^2 - E \right], \quad (10)$$

следовательно

$$\Psi_N = \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x}\right]^{-1} \left[\left(E + \left[\frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x}\right] \Psi_0 \right)^{2^N} - E \right]. \quad (11)$$

Нетрудно заметить, что предельным для системного метода первой степени (7) является модифицированный метод Ньютона [Л. 4]. Действительно, если выбором начального приближения матрицы Ψ_0 обеспечено $|\lambda_{\max}| < 1$ (здесь $\lambda_{\max}$ — наибольшее собственное

число матрицы $\left[E + \frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \Psi_0 \right]$), то при

$$N \rightarrow \infty; \quad \left[E + \frac{\partial \tilde{F}(x)}{\partial x} \Psi_0 \right]^{2^N} \rightarrow 0,$$

следовательно,

$$\Psi_N \rightarrow - \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]^{-1},$$

при этом (7) есть итерационная формула модифицированного метода Ньютона. Модифицированный метод Ньютона не гарантирует сходимость итерационного процесса с любого начального приближения вследствие того, что учитывает лишь локальные свойства системы уравнений. Системные методы посредством пересчета матрицы Ψ позволяют учесть глобальные свойства системы, что дает возможность резко ускорить сходимость итерационного процесса. В отличие от классических явных методов численного интегрирования шаг интегрирования $H = 2^N h$ при применении системных методов определяется только точностью аппроксимации функции на этом отрезке и не зависит от устойчивости разностных уравнений.

Экспериментальные исследования и анализ рекуррентной формулы (6) показали, что для широкого класса задач целесообразно величину h определять как обратную величину нормы матрицы Якоби, а верхнюю границу для N принимать не более 15 вследствие ограниченности разрядной сетки ЦВМ.

Если отношение максимального и минимального собственных значений $|\lambda_{\max}|/|\lambda_{\min}|$ равно 10^4 — 10^6 , тогда достаточно вычислить матрицу при $N \leq 20$, а затем воспользоваться итерационной формулой (7), где шаг интегрирования будет в 2^N раз больше начального h , при котором обеспечивается численная устойчивость классических методов интегрирования. Если оценены величины $\lambda_{\max}$ и $\lambda_{\min}$, то можно воспользоваться следующей эмпирической формулой для выбора N :

$$N \approx \log_2 \frac{|\lambda_{\max}|}{|\lambda_{\min}|}. \quad (12)$$

В общем случае N можно выбрать из соотношения

$$\|\Psi_{N+1} - \Psi_N\| \leq \varepsilon, \quad (13)$$

где ε — заданная величина приращения нормы разности матриц, определяемая исходя из минимума вычислительных затрат при определении решения дифференциальных уравнений.

Для повышения эффективности методов численного интегрирования при решении систем алгебраических уравнений необходимо сузить спектр собственных чисел матрицы Якоби уравнения (1). Одним из возможных путей является умножение уравнения (1) на обратную матрицу Якоби. Кроме того, в этом случае матричные выражения (5) и (6) превращаются в скалярные, а отношение $|\lambda_{\max}|/|\lambda_{\min}|$ становится равным единице. Последнее обстоятельство можно использовать следующим образом. Пусть вычисление поправок производится по формуле

$$\Psi_N \tilde{F}(x_i) = - \Psi_N \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]_{x=x_i}^{-1} F(x_i), \quad (14)$$

что для системного метода первой степени аналогично методу Ньютона — Рафсона, т. е. задача о нахождении поправок на каждой итерации сводится к задаче нахождения решения системы линейных алгебраических уравнений методом Зейделя, релаксации или итераций (8) в виде

$$- \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]_{x=x_i} \tilde{F}(x_i) = F(x_i). \quad (15)$$

Тогда итерационная формула системного метода первой степени

$$x_{i+1} = x - \Psi_N \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]_{x=x_i}^{-1} F(x_i) \quad (16)$$

аналогична формуле метода по параметру [Л. 8—10]

$$x_{i+1} = x_i - \alpha_i \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]_{x=x_i}^{-1} F(x_i). \quad (17)$$

В (17) для оценки параметра α_i на каждой итерации используются вторые производные от вектор-функции $F(x)$, что в вычислительном аспекте значительно сложнее, чем вычисление скаляра Ψ_N по (5) и (6).

Вопрос о гарантии получения решения (1) при использовании численных методов интегрирования определяется в основном надежностью обеспечения устойчивости (2). Случаи, когда приведенные преобразования (3) не обеспечивают асимптотической устойчивости (2) в точке решения (1), соответствующей невыполнению условий сходимости метода итераций ($A = E$) и модифицированного метода Ньютона ($A = \left[\frac{\partial F(x)}{\partial x} \right]^{-1}$) для системы (1) при начальном приближении U_n . Применение методов численного интегрирования (например, метода Эйлера или системного метода первой степени) для решения систем алгебраических уравнений заключается в трансформации исходной системы с помощью некоторого дополнительного оператора (соответствен-

но шага интегрирования или матрицы Ψ_N) и последующем применении метода итерации к трансформированной системе. Поэтому выбором этого дополнительного оператора можно обеспечить не только условия сходимости метода итераций (или модифицированного метода Ньютона), т. е. устойчивость (2), но и быструю сходимость метода итераций (модифицированного метода Ньютона).

При таком подходе системные методы имеют очевидные преимущества перед другими методами численного интегрирования, так как позволяют трансформировать систему не скаляром, а матрицей. Такая регуляризация исходной системы дает возможность эффективно применять в последующем метод итерации (системный метод первой степени).

На основе приведенного алгоритма составлена программа расчета стационарных режимов сложных электрических систем. Проведены сравнительные расчеты электрических систем различными методами с одной и той же точностью. Так, для системы, описанной в [Л. 11], метод Гаусса—Зейделя с ускорением сходил к решению за 29 итераций. Системным методом первой степени (в качестве матрицы A была принята обратная матрица Якоби) решение достигается за 6 итераций, второй степени—за 5 итераций, третьей степени—за 4 итерации. Причем, время одной итерации по Гауссу—Зейделю и методом первой степени—одинаково. Метод Ньютона для указанной задачи сходится за 4 итерации, однако общие затраты по времени вследствие больших вычислительных затрат на каждой итерации в 2 раза больше, чем системного метода первой степени.

Для электрической системы в 30 узлов и 38 ветвей вычислительные затраты на поиск решения методом первой степени в 2 раза меньше, чем методом Гаусса—Зейделя с ускорением, и в 4 раза, чем методом Ньютона.

Как показала практика, интегрирование дифференциальных уравнений с большим разбросом собственных значений системными методами дает значительное уменьшение вычислительных затрат по

сравнению с классическими методами интегрирования при одной и той же заданной точности.

Вывод. Для рассматриваемого класса задач системные методы интегрирования обеспечивают безусловную и более быструю сходимость по сравнению с модифицированным методом Ньютона, а по сравнению с методом Ньютона—Рафсона и методом по параметру выигрыш в вычислительных затратах в 2—5 раз.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ракитский Ю. В. Методика последовательного удвоения шага численного интегрирования систем обыкновенных дифференциальных уравнений. — «ДАН СССР», 1972, № 4, т. 207, с. 793—795.
2. Ракитинский Ю. В. Новые численные методы решения систем обыкновенных дифференциальных уравнений. «Труды ЛТИ», 1973, № 332, с. 88—97.
3. Демидович Б. П. Лекции по математической теории устойчивости. М., «Наука», 1967. 472 с.
4. Бахвалов Н. С. Численные методы. М., «Наука», 1973. 632 с.
5. Лоханин Е. К. Основные положения динамического метода расчета установившегося режима сложной энергосистемы. — «Труды ВНИИЭ», 1967, т. XXX, с. 122—151.
6. Бартоломей П. И., Ерохин П. М. Использование принципа непрерывности при расчетах установившихся режимов электрической системы. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1975, № 2, с. 16—23.
7. Брайтон Р., Густафсон Ф., Хэчтел Г. Новый эффективный алгоритм решения алгебраических систем дифференциальных уравнений, основанный на использовании формул, численного дифференцирования уравнения в неявном виде разностями назад. — «Труды Института инженеров по электротехнике и радиоэлектронике», 1972, № 1, т. 60. М., «Мир», 1972, с. 136—148.
8. Идельчик В. И., Тарасов В. И. Экспериментальные исследования сходимости методов Ньютона по параметру при расчете установившегося режима сложных электрических систем. — «Труды ИПИ», 1971, вып. 72, с. 5—26.
9. Идельчик В. И., Крумм Л. А., Тарасов В. И. Экспериментальное исследование неоднозначности решения уравнений установившегося режима. — «Труды ИПИ», 1971, вып. 72, с. 27—46.
10. Идельчик В. И., Тарасов В. И. Исследование существования, неоднозначности и сходимости решения уравнений установившегося режима электрических систем. — «Электричество», 1974, № 4, с. 20—24.
11. Качанова Н. А. Электрический расчет сложных энергосистем на ЦВМ. Киев, «Техника», 1966. 274 с.

[6.1.1976]



УДК 621.311.016.35.001.24:681.142

К исследованию апериодической устойчивости сложных электроэнергетических систем

БАРИНОВ В. А.

ЭНИИ

Исследование статической устойчивости электроэнергетических систем по критерию сходимости итерационного процесса расчета установившегося режима упрощает задачу определения статической устойчивости, поскольку наличие или отсутствие статической устойчивости исследуемого режима определяется уже на этапе его установления. В [Л. 1] предложен итерационный метод расчета

установившегося режима, использующий определенным образом дифференциальные уравнения движения электроэнергетической системы в уравнениях процесса итераций, и показана связь условий сходимости этого итерационного процесса с условиями статической апериодической устойчивости.

Учет дифференциальных уравнений движения в уравнениях процесса итераций осуществляется

тем, что независимые переменные изменяются пропорционально небалансам определяющих параметров в узлах в направлении, устанавливаемом дифференциальными уравнениями. Так, например, углы сдвига роторов генераторов изменяются пропорционально небалансам мощностей на валах машин в направлении, определяемом уравнениями электромеханического движения роторов генераторов.

Одной из важных задач при использовании этого метода определения статической аperiodической устойчивости является выбор рациональных значений коэффициентов пропорциональности. Если эти значения заведомо слишком малы, то итерационный процесс сходится медленно, что увеличивает объем вычислений, требуемых для решения задачи. С другой стороны, если эти значения велики, то процесс итераций расходится как для статически неустойчивого, так и статически устойчивого состояния равновесия электроэнергетической системы и расходимость итерационного процесса однозначно не определяет неустойчивость. В программах для ЦВМ, реализующих предложенный в [Л. 1] метод определения статической аperiodической устойчивости, задача выбора рациональных значений коэффициентов пропорциональности решается экспериментально, что создает определенные трудности и увеличивает объем вычислений. Однако возможно автоматически выбирать рациональные значения коэффициентов пропорциональности и тем самым повысить эффективность использования этого метода исследования устойчивости. С этой целью рассмотрим применение модифицированного итерационного процесса.

В отличие от [Л. 1], где значение коэффициента пропорциональности K для всех узлов с синхронными машинами выбирается одинаковым и в процессе итераций не изменяется, значения коэффициентов пропорциональности будем определять по формуле:

$$K_i^{(s)} = \beta \frac{1}{\left| \frac{\partial P_i^{(s)}}{\partial \delta_i} \right|}, \quad (1)$$

где s — номер итерации; i — номер узла с i синхронным генератором; β — некоторый коэффициент, о его выборе будет сказано ниже.

Установим связь условий сходимости итерационного процесса расчета установившегося режима, предложенного в [Л. 1], с автоматическим выбором значений $K_i^{(s)}$ по формуле (1) с условиями статической аperiodической устойчивости. Для простоты анализа рассмотрим случай, когда нагрузка замещена постоянными проводимостями, а электрическая сеть представлена матрицей собственных и взаимных проводимостей между узлами с синхронными машинами.

При принятой в [Л. 1] идеализации линеаризованная система дифференциальных уравнений в матричной форме при наличии $(m-1)$ синхронных машин и шин неизменного напряжения и частоты имеет вид:

$$(A + p^2 E) X = 0, \quad (2)$$

где

$$A = \left\| \frac{1}{T_{ji}} \frac{\partial P_i}{\partial \delta_j} \right\|, \quad i, j = 1, 2, \dots, m-1;$$

$$X = \|\Delta \delta_1 \dots \Delta \delta_{m-1}\|^T.$$

Итерационный процесс расчета установившегося режима в соответствии с предложенным в [Л. 1] итерационным методом и с выбором значений $K_i^{(s)}$ по выражению (1) строится по формуле:

$$\delta_i^{(s+1)} = \delta_i^{(s)} + K_i^{(s)} (P_{Ti} - P_i)^{(s)} \quad i = 1, 2, \dots, m-1. \quad (3)$$

Линеаризация уравнений (3) дает

$$X^{s+1} = X^s - \beta \left\| \frac{1}{\frac{\partial P_i}{\partial \delta_i}} \right\| \cdot \left\| \frac{1}{T_{ji}} \right\|^{-1} A X^s = B X^s, \quad (4)$$

где $\left\| \frac{1}{\frac{\partial P_i}{\partial \delta_i}} \right\|$, $\left\| \frac{1}{T_{ji}} \right\|^{-1}$ — диагональные матрицы; эле-

менты матриц, входящих в (4), вычислены для установившегося режима.

Значения активной электрической мощности, выдаваемой i -м генератором в электрическую сеть, и частных производных по независимым переменным, входящих в элементы матрицы A , определяются следующими выражениями:

$$P_i = \frac{E_i^2}{Z_{ii}} \sin \alpha_{ii} + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{m-1} \frac{E_i E_j}{Z_{ij}} \sin (\delta_{ij} - \alpha_{ij}) + \frac{E_i E_m}{Z_{im}} \sin (\delta_i - \alpha_{im}); \quad (5)$$

$$\frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{m-1} \frac{E_i E_j}{Z_{ij}} \cos (\delta_{ij} - \alpha_{ij}) + \frac{E_i E_m}{Z_{im}} \cos (\delta_i - \alpha_{im}); \quad (6)$$

$$\frac{\partial P_i}{\partial \delta_j} = - \frac{E_i E_j}{Z_{ij}} \cos (\delta_{ij} - \alpha_{ij}), \quad (7)$$

где $\delta_{ij} = \delta_i - \delta_j$.

В выражениях (5) — (7) в качестве независимых переменных δ_i , δ_j взяты относительные углы между векторами модулей э. д. с. или напряжений генераторов и шинами неизменного напряжения и частоты, имеющих индекс m .

Вначале рассмотрим область статической аperiodической устойчивости G , координаты точек которой удовлетворяют неравенствам

$$|\delta_i - \alpha_{im}| \leq \frac{\pi}{2} - \gamma; \quad (8)$$

$$|\delta_{ij} - \alpha_{ij}| \leq \frac{\pi}{2} - \gamma, \quad (9)$$

где γ — малая величина; $i, j = 1, 2, \dots, m-1$. (Малая величина γ введена в (8) и (9) для того, чтобы получить замкнутую область G , граница которой сколь угодно близко приближается к границе, определяемой знаком равенства в (8) и (9) при условии $\gamma = 0$, но не совпадающей с этой границей.)

Покажем, что область G статически аperiodически устойчива. Из структуры матрицы A и зна-

чений ее элементов следует, что для всех режимов, лежащих в области G , справедливы следующие неравенства:

$$\frac{1}{T_{ji}} \frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} > 0; \quad (10)$$

$$\frac{1}{T_{ji}} \frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} > \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{m-1} \left| \frac{1}{T_{ji}} \frac{\partial P_i}{\partial \delta_j} \right|, \quad i = 1, 2, \dots, m-1. \quad (11)$$

Выполнение условий (10) и (11) означает, что все собственные значения матрицы A для любого режима $\delta \in G$ имеют положительные вещественные части. Это следует из теоремы Гершгорина, позволяющей дать оценку расположению собственных значений матрицы A [Л. 2 и 3], а именно: все собственные значения квадратной матрицы A находятся в области D , являющейся объединением кругов

$$|a_{ii} - \lambda| \leq R_i, \quad i = 1, 2, \dots, m-1, \quad (12)$$

где a_{ii} — диагональные элементы матрицы A ;

$$R_i = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{m-1} |a_{ij}|.$$

Из (10) и (11) следует, что для любого $\delta \in G$ все координаты центров кругов Гершгорина вещественны и положительны, а радиусы кругов меньше координат центров. Поэтому вся область Гершгорина D находится в комплексной плоскости справа от мнимой оси, а все собственные значения матрицы A для любого $\delta \in G$ имеют положительные вещественные части. Поскольку собственные значения матрицы A и корни характеристического уравнения линеаризованной системы дифференциальных уравнений связаны соотношением $p^2_i = -\lambda_i$ [Л. 4], то для аperiodической статической неустойчивости необходимо наличие хотя бы одного отрицательного вещественного собственного значения матрицы A , обуславливающего наличие положительного вещественного корня, определяющего аperiodическую неустойчивость. Так как в области G нет ни одного режима, для которого существовало бы отрицательное вещественное собственное значение, определяющее аperiodическую неустойчивость этого режима, то область G является областью статически аperiodически устойчивых режимов. Во всей области G свободный член характеристического уравнения линеаризованной системы дифференциальных уравнений, равный произведению всех собственных значений матрицы A , положителен.

Из того факта, что область G статически аperiodически устойчива, следует, в частности, что определение наличия аperiodической статической устойчивости установившихся режимов, лежащих в области G , может быть сведено к легко выполнимой проверке принадлежности этих режимов области G , т. е. проверке выполнения условий (8) и (9).

В силу теоремы Гершгорина все собственные значения матрицы

$$A^* = \left\| \frac{1}{\frac{\partial P_i}{\partial \delta_i}} \right\| \cdot \left\| \frac{1}{T_{ji}} \right\|^{-1} A \quad (13)$$

так же, как и матрицы A , имеют положительные вещественные части в области G , поскольку все элементы какой-либо строки матрицы A умножаются при этом на одинаковый положительный множитель.

Область Гершгорина D_B матрицы B при значении $\beta=1$ является объединением кругов с одинаковой координатой центра, равной нулю, и радиуса-

$$\sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^{m-1} \left| \frac{\partial P_i}{\partial \delta_j} \right|$$

ми, равными $\frac{\left| \frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} \right|}{\left| \frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} \right|}, \quad i = 1, \dots, m-1.$

Поскольку радиусы всех кругов меньше единицы, то все собственные значения матрицы B также по модулю меньше единицы. Последнее означает, что необходимые и достаточные условия сходимости [Л. 5] процесса итераций (4) выполняются. Поэтому рассмотренный итерационный процесс при малых отклонениях определяющих параметров от заданных значений в состоянии равновесия электрической системы сходится для всех режимов, лежащих в области G .

Рассмотрим условие сходимости итерационного процесса при больших начальных отклонениях определяющих параметров от заданных значений.

В матричной форме уравнения (3) могут быть записаны в виде:

$$\delta^{s+1} = \Phi(\delta^s). \quad (14)$$

Теорема сходимости итерационного процесса, описываемого уравнением (14), устанавливает, что если функции $\Phi(\delta)$ и $\Phi'(\delta)$ непрерывны в области G , причем в G выполнено неравенство

$$\|\Phi'(\delta)\|_1 \leq q < 1, \quad (15)$$

где q — некоторая правильная дробь, и если последовательные приближения

$$\delta^{s+1} = \Phi(\delta^s), \quad s = 0, 1, 2, \dots \quad (16)$$

не выходят из области G , то процесс итерации (16) сходится, и предельный вектор $\delta^* = \lim_{s \rightarrow \infty} \delta^{(s)}$ является

в области G единственным решением нелинейной системы $\delta = \Phi(\delta)$ [Л. 5].

При этом норма

$$\|\Phi'(\delta)\|_1 = \max_{\delta \in G} \|\Phi'(\delta)\|_1, \quad (17)$$

где

$$\|\Phi'(\delta)\|_1 = \max_i \sum_{j=1}^{m-1} \left| \frac{\partial \Phi_i(\delta)}{\partial \delta_j} \right|. \quad (18)$$

При доказательстве теоремы сходимости в [Л. 5] предполагается, что G является выпуклой, ограниченной, замкнутой областью. Как известно [Л. 6], область G , координаты точек которой удовлетворяют неравенствам (8) и (9), является выпуклым многогранником, представляющим собой часть пространства, высеченную гиперплоскостями,

уравнения которых определяются равенствами (8) и (9). Этот выпуклый многогранник является замкнутым ограниченным. Поэтому для области G могут быть применены условия приведенной теоремы сходимости.

Условие теоремы сходимости (15) выполняется, если для всех $\delta \in G$ справедливы следующие неравенства:

$$\sum_{j=1}^{m-1} \left| \frac{\partial \varphi_i(\delta)}{\partial \delta_j} \right| < 1, \quad i = 1, 2, \dots, m-1. \quad (19)$$

Для любого значения $\delta \in G$, как это следует из значений частных производных (6) и (7), выполняется условие

$$\frac{\sum_{j=1, j \neq i}^{m-1} \left| \frac{\partial P_i}{\partial \delta_j} \right|}{\left| \frac{\partial P_i}{\partial \delta_i} \right|} < 1, \quad i = 1, 2, \dots, m-1. \quad (20)$$

Элементы матрицы $\left\| \frac{\partial \varphi_i(\delta)}{\partial \delta_j} \right\|$ являются элементами матрицы $\mathbf{B}$, вычисленными для данного режима, характеризуемого вектором δ . При $\beta=1$, как это следует из структуры матрицы $\mathbf{B}$ (4), условия (19) и (20) эквивалентны и поэтому условие сходимости процесса итераций (15) выполняется. Кроме этого функции $\varphi(\delta)$ и $\varphi'(\delta)$ являются непрерывными, периодическими функциями. Таким образом, условия теоремы сходимости выполняются.

Следовательно, рассмотренный итерационный процесс, использующий дифференциальные уравнения движения электрической системы в форме (3), в области G , которая статически аperiodически устойчива, сходится к единственному статически аperiodически устойчивому установившемуся режиму, соответствующему заданным определяющим параметрам, при любом начальном приближении, лежащем в области G , если последовательные приближения не выходят из области G .

Рассмотрим теперь, каким образом наличие статической аperiodической устойчивости может быть определено вне области G . Эта область статической аperiodической устойчивости определяется условиями наличия i :

$$|\delta_i - \alpha_{im}| > \frac{\pi}{2} - \gamma; \quad (21)$$

$$|\delta_{ij} - \alpha_{ij}| > \frac{\pi}{2} - \gamma; \quad (22)$$

$$\operatorname{Re} \lambda_i > 0, \quad i, j = 1, 2, \dots, m-1. \quad (23)$$

Граница аperiodической статической устойчивости системы определяется условием наличия $\lambda_i = 0$ при остальных λ_j с положительной вещественной частью, при этом свободный член характеристического уравнения линеаризованной системы, равный определителю матрицы $\mathbf{A}$, равен нулю.

Как известно, [Л. 1], сходимость итерационного процесса, описываемого (4), определяется величиной собственных значений η_j матрицы $\mathbf{B}$, связан-

ных с собственными значениями λ^*_j матрицы $\mathbf{A}$ соотношением

$$\eta_j = 1 - \beta \lambda^*_j. \quad (24)$$

Если исследование статической аperiodической устойчивости проводить, начиная с заведомо статически аperiodически устойчивой области G , в которой итерационный процесс сходится, то, как следует из (24), сохранение сходимости итерационного процесса (необходимым и достаточным условием наличия сходимости является условие $|\eta_j| < 1$, $j = 1, 2, \dots, m-1$) при постепенном изменении определяющих параметров в направлении приближения к величинам, соответствующим исследуемому по статической устойчивости режиму, или при последовательном утяжелении при определении запаса статической устойчивости означает наличие статической аperiodической устойчивости исследуемых режимов, так как при этом вещественные части всех λ^*_j положительны, а значит положительны и знак свободного члена характеристического уравнения, поскольку

$$\operatorname{sign} \det \mathbf{A} = \operatorname{sign} \det \mathbf{A}^*.$$

Из (24) следует, что граница сходимости итерационного процесса, определяемая наличием наибольшего по модулю вещественного собственного значения матрицы $\mathbf{B}$, равного единице, совпадает с границей аperiodической статической устойчивости системы, поскольку при этом имеется $\lambda^*_i = 0$ свободный член характеристического уравнения линеаризованной системы равен нулю. Поэтому прекращение сходимости при переходе к новым значениям определяющих параметров, связанное с переходом через единицу наибольшего по модулю вещественного собственного значения η_j матрицы $\mathbf{B}$, является критерием статической аperiodической неустойчивости, поскольку соответствует переходу через нуль свободного члена характеристического уравнения.

Наибольшее по модулю вещественное собственное значение $\eta_{\max}$ итерационной матрицы $\mathbf{B}$ можно определить, используя методику, изложенную в [Л. 7]. При этом дополнительные вычисления, связанные с определением $\eta_{\max}$, очень малы, так как построения дополнительной последовательности итераций для определения $\eta_{\max}$ при использовании этой методики не требуется. При вычислении $\eta_{\max}$ критерием наличия статической аperiodической устойчивости последовательно утяжеляемы режимов является условие, чтобы значение $\eta_{\max}$ для этих режимов было меньше единицы. Критерием границы аperiodической статической устойчивости является условие равенства $\eta_{\max}$ единице.

Если при утяжелении исходного режима, нарушение сходимости итерационного процесса возникает не из-за достижения единицы наибольшего по модулю вещественного собственного значения матрицы $\mathbf{B}$, а из-за появления пары комплексно-сопряженных собственных значений матрицы $\mathbf{A}$ с отрицательной вещественной частью, хотя следует отметить, что в практических расчетах реальных энергосистем такие случаи не наблюдались, то предельное по статической аperiodической устойчивости значение утяжеляемого параметра может

быть найдено экстраполяцией зависимости $\eta_{\max}$ от значения утяжеляемого параметра.

Если нарушение сходимости итерационного процесса вне области G происходит из-за того, что может быть установлено по характеру процесса итераций [Л. 4] (следует также отметить, что такие случаи в практических расчетах реальных энергосистем не наблюдались), то значение β можно уменьшить, при этом целесообразно использовать алгоритм выбора значения β путем последовательных приближений, предложенный в работе [Л. 8], либо, как сказано выше, использовать экстраполяцию зависимости $\eta_{\max}$ от значения утяжеляемого параметра.

Экстраполяция зависимости $\eta_{\max}$ от величины утяжеляемого параметра может быть также использована для более быстрого отыскания границы статической аperiodической устойчивости системы.

Все сказанное выше доказано для случая замещения нагрузок постоянными проводимостями и представления электрической сети матрицей собственных и взаимных проводимостей. Однако, как показывают практические расчеты реальных энергосистем, введение предлагаемого выбора коэффициентов пропорциональности для генераторов и в случае учета статических характеристик нагрузок, значительно повышает эффективность применения критерия сходимости специального итерационного процесса в качестве критерия аperiodической статической устойчивости. При этом значительно ускоряется расчет статической аperiodической устойчивости и ее запаса в сложных электроэнергетических системах и автоматически решается трудоемкая проблема выбора рациональных коэффициентов пропорциональности в расчетной практике.

На основе рассмотренного метода разработана программа для ЦВМ «БЭСМ-4», позволяющая проводить расчеты статической аperiodической устойчивости и ее запаса в сложных электроэнергетических системах, имеющих число узлов сети до 250, число ветвей до 450.

Выводы. 1. Предлагаемый итерационный метод позволяет значительно ускорить расчеты статической аperiodической устойчивости и ее запаса в сложных электроэнергетических системах, а также автоматически решает проблему выбора рациональных коэффициентов пропорциональности в расчетной практике при использовании критерия сходимости специального процесса итераций в качест-

ве критерия статической аperiodической устойчивости и тем самым позволяет значительно повысить эффективность этого метода исследования статической устойчивости.

2. Все установившиеся режимы, лежащие в области G , статически аperiodически устойчивы. Определение наличия статической аperiodической устойчивости этих режимов может быть сведено к простой проверке принадлежности этих режимов области G . Заданным определяющим параметрам в области G удовлетворяет единственный статически аperiodически устойчивый установившийся режим. В области G предлагаемый итерационный метод сходится при любых начальных приближениях, лежащих в области G , к единственному аperiodически статически устойчивому установившемуся режиму, удовлетворяющему заданным определяющим параметрам, если последовательные приближения не выходят из области G .

3. Критерием наличия статической аperiodической устойчивости последовательно утяжеляемых установившихся режимов является условие, чтобы наибольшее по модулю вещественное собственное значение итерационной матрицы, определенное для этих режимов, было меньше единицы. Критерием достижения границы аperiodической статической устойчивости в процессе последовательного утяжеляния является равенство наибольшего по модулю вещественного собственного значения итерационной матрицы единице.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Маркович И. М., Барinov В. А. О критерии статической устойчивости, базирующемся на сходимости итерационного процесса установления исследуемого режима. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1970, № 5.
2. Фаддеев Д. К., Фаддеева В. Н. Вычислительные методы линейной алгебры. М., Физматгиз, 1960.
3. Пароди М. Локализация характеристических чисел матриц и ее применение. М., Изд-во иностр. лит., 1960.
4. Барinov В. А. Анализ сходимости итерационного процесса расчета установившегося режима и ее связи со статической аperiodической устойчивостью электрической системы. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 6.
5. Демидович Б. П., Марон И. А. Основы вычислительной математики. М., Физматгиз, 1970.
6. Ефимов Н. В., Розендорн Э. Р. Линейная алгебра и многомерная геометрия. М., «Наука», 1970.
7. Барinov В. А. Определение запаса статической аperiodической устойчивости сложных электрических систем. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1971, № 5.
8. Барinov В. А., Литвиненко Е. А. Расчет запаса статической аperiodической устойчивости сложных электроэнергетических систем. — В кн.: Доклады III Всесоюзного научно-технического совещания по устойчивости и надежности энергосистем СССР. Л., «Энергия», 1973.

[16.12.1974]



Исследование параллельных феррорезонансных контуров токовых выпрямительных блоков питания

ВАРГАНОВ Г. П., ГЕЛЬФАНД Я. С.

Чебоксары, Москва

Наибольшее распространение в настоящее время получили феррорезонансные токовые выпрямительные блоки, представляющие собой промежуточный насыщающийся трансформатор (ПНТ) со вторичной обмоткой, включенной на конденсатор. На этом принципе выполняются не только серийные феррорезонансные токовые блоки питания типов БПТ-11, БПЗ-402 и БПТ-1002 [Л. 1], но и ряд токовых блоков питания, встраиваемых в комплектные устройства релейной защиты и отдельные реле.

Анализ поведения феррорезонансных токовых блоков питания при относительно небольших входных токах проводится, как правило, по вольт-амперным характеристикам ПНТ и RLC -контура и учитывает только основные гармоники токов и напряжений. Однако при больших кратностях входного тока искажение формы кривой токов и напряжений в контуре настолько велико, что учет высших гармоник приведет к недопустимо большим погрешностям. Кроме того, при увеличении тока, как известно, возможно появление феррорезонансных колебаний на частотах, отличных от основной, причем в ряде случаев они сопровождаются значительным повышением напряжения на контуре.

Поэтому исследования феррорезонансных контуров в условиях глубокого насыщения сердечника ПНТ должны проводиться с применением других методов. Так, условия устойчивости феррорезонансных колебаний были подробно исследованы в [Л. 2], а применительно к параллельным феррорезонансным контурам, включаемым на источник тока, — в [Л. 3] на базе аппроксимации характеристики намагничивания кубической параболой $H = A\Psi^3$, где H — напряженность магнитного поля, а Ψ — потокосцепление. В связи с тем, что действительная характеристика намагничивания существенно отличается от принятой, исследования [Л. 3] позволили получить только качественную картину явлений. Границы устойчивости определялись недостаточно четко и, кроме того, анализ не давал возможности оценить степень стабилизации выходного напряжения в зависимости от выбираемых параметров схемы. Поэтому количественный анализ проводился путем математического моделирования на аналоговой вычислительной машине с последующей проверкой выпрямительных токовых блоков на установке, позволяющей получать большие кратности токов.

Такой путь анализа при новых разработках является достаточно трудоемким. Поэтому были предприняты попытки найти методы исследования феррорезонансных контуров, позволяющие упростить расчет выпрямительных токовых блоков питания или аналогичных им устройств. Одним из возможных направлений является использование какой-либо другой аппроксимации характеристики

намагничивания по сравнению с примененной в [Л. 2].

Поскольку рабочий диапазон индукций сердечника ПНТ находится в области глубокого насыщения, а характеристики намагничивания современных электротехнических сталей имеют достаточно крутой перегиб вблизи границы насыщения, может быть рассмотрена аппроксимация в виде идеальной характеристики намагничивания, называемой чаще в литературе по технике релейной защиты прямоугольной характеристикой намагничивания (ПХН). Этот метод аппроксимации применяется в теории магнитных усилителей [Л. 4], а также при исследовании погрешностей трансформаторов тока при глубоком насыщении их сердечников [Л. 5].

Поскольку параллельные феррорезонансные контуры токовых блоков питания можно рассматривать как глубоко насыщенные трансформаторы тока с активно-индуктивно-емкостной нагрузкой, то правомерно ожидать, что прямоугольная аппроксимация характеристики намагничивания сердечника трансформатора может быть использована и для их анализа. В статье показана возможность использования метода ПХН для исследования феррорезонансных контуров токовых блоков питания. Полученные результаты дают хорошее совпадение с данными опыта и позволяют разработать достаточно простую методику расчета феррорезонансных контуров при больших кратностях тока.

Установившийся процесс в феррорезонансном контуре без потерь. Схема контура приведена на рис. 1, а, где L'_1 — приведенная индуктивность рассеяния первичной обмотки; L — результирующая индуктивность цепи вторичной обмотки ПНТ; r — результирующее активное сопротивление вторичной цепи; C — конденсатор феррорезонансного контура.

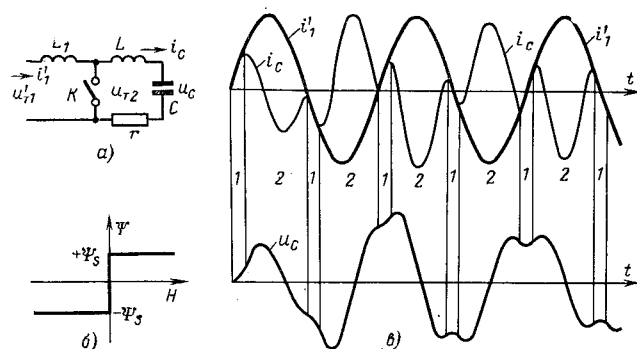


Рис. 1. Схема замещения феррорезонансного контура без потерь (а) при прямоугольной безгистерезисной характеристике намагничивания ПНТ (б) и осциллограмма токов и напряжений (в).

1 — ПНТ не насыщен; 2 — ПНТ насыщен.

Принятая аппроксимация характеристики намагничивания предполагает, что сопротивление ветви намагничивания либо бесконечно (при $\Psi < \Psi_s$), либо равно нулю (при $\Psi = \Psi_s$), где Ψ_s — потокосцепление обмотки сердечника при насыщении, рис. 1,б. Поэтому ветвь намагничивания показана в виде ключа K . Сопротивление r считается пренебрежимо малым и в дальнейшем анализе, не учитывается.

Будем подавать на контур синусоидальный ток. При отсутствии потерь и ненасыщенном ПНТ э. д. с. (напряжение на ключе K) также синусоидальна. Если емкостное сопротивление вторичной цепи x_c больше, чем индуктивное x_L , что является обычным для феррорезонансных токовых блоков и стабилизаторов, то напряжение на ключе, так же как на конденсаторе отстает от тока.

Рост напряжения на ключе будет происходить до тех пор, пока его среднее значение не достигнет значения $U_{\text{то ср}} = 4f\Psi_s$, где f — частота синусоидального тока¹. Если после этого увеличить ток на очень малое значение, то в контуре начнется процесс феррорезонанса. На рис. 1,в показаны осциллограммы кривых токов и напряжений контура при наступлении феррорезонанса. В интервалы времени, когда ПНТ не насыщен, начальное значение вынужденного напряжения на конденсаторе соответствует напряжению свободных колебаний LC -контура в момент выхода ПНТ из насыщения. Постепенно устанавливается режим, характеризующийся тем, что формы кривых токов и напряжений в смежные полупериоды становятся одинаковыми — установившийся режим феррорезонанса на основной гармонике. В интервалы времени, когда ПНТ не насыщен, напряжение на конденсаторе представляет собой часть синусоиды, смещенной в сторону противоположной полярности, а в интервалы времени, когда ПНТ насыщен, имеет место переходный процесс с частотой свободных колебаний $\omega_{\text{св}} = \frac{1}{\sqrt{LC}}$, при котором изменяется полярность напряжения на конденсаторе.

Поскольку рассматриваемый контур без потерь, то все кривые токов и напряжений симметричны. Так как ток намагничивания ПНТ до насыщения отсутствует, то значение тока I'_{10} , соответствующего наступлению феррорезонанса может быть найдено по выражению

$$I'_{10 \text{ ср}} = \frac{4f\Psi_s}{\frac{1}{\omega C} - \omega L} = \frac{4\omega\Psi_s f C}{1 - \frac{\omega^2}{\omega_{\text{св}}^2}}.$$

Напряжение на конденсаторе при этом токе (до наступления феррорезонанса)

$$U_{C0} = \frac{I'_{10}}{\omega C}.$$

При установившемся феррорезонансе на основной гармонике и первичном токе I'_{10} среднее значение э. д. с. останется без изменения, а напряжение на конденсаторе повысится за счет напряжения свободного колебательного процесса. При увеличе-

нии тока длительность интервалов времени, соответствующих ненасыщенному состоянию ПНТ падает ($U_{\text{то ср}} = \text{const}$) и соответственно увеличивается длительность периодического переходного процесса в LC -контуре.

При уменьшении тока до значения, меньшего I'_{10} , феррорезонанс на основной гармонике может сохраняться в пределе до тока $I'_1 = 0$ (при прямоугольной характеристике намагничивания и отсутствии потерь). Поскольку при токах от нуля до I'_{10} феррорезонанс отсутствует при плавном нарастании тока и имеет место при плавном снижении тока от значений, больших I'_{10} , в этой области феррорезонанс на основной гармонике можно считать неустойчивым. Выше отмечалось, что неустойчивость феррорезонанса на основной гармонике наблюдается и при повышении тока, когда некоторому значению тока I'_1 может соответствовать как феррорезонанс на основной гармонике, так и феррорезонанс на высших гармониках.

Для оценки стабилизирующих свойств схемы и определения устойчивости работы параллельного феррорезонансного контура, включаемого в цепь вынужденного тока, рассмотрим связь между вынужденными и свободными составляющими токов и напряжений контура.

Анализ характеристик стабилизации феррорезонансного токового блока. На рис. 2,а более подробно показаны кривые токов и напряжений в феррорезонансном контуре без потерь. Проведем расчет для случая заданного значения емкости конденсатора C и изменяющейся индуктивности L .

Обозначив отношение частот $\frac{\omega}{\omega_{\text{св}}} = k$, получим:

$$I'_{10 \text{ ср}} = \frac{4\omega\Psi_s f C}{1 - k^2}; \quad U_{\text{то ср}} = \frac{2I'_{10 \text{ ср}}(1 - k^2)}{\pi\omega C}. \quad (1)$$

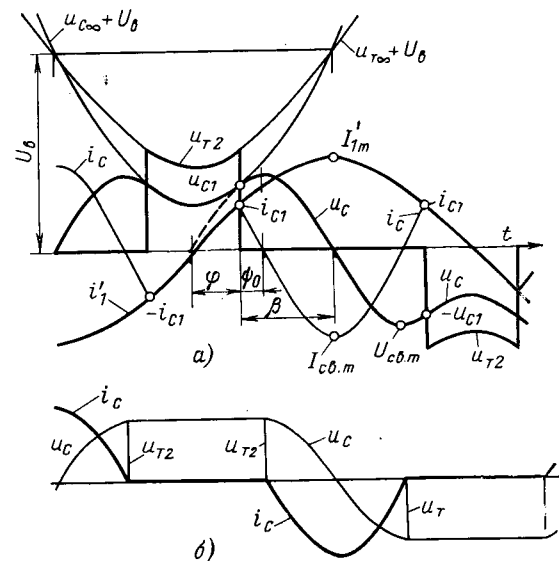


Рис. 2. Кривые токов и напряжений в феррорезонансном контуре при $I'_1 > I'_{10}$ (а) и при $I'_1 \rightarrow 0$ (б).

$$U_{C0} = -\frac{I'_{1m}}{\omega C} \cos \omega t; \quad U_{T0} = U_{C0} + I'_{1m} \omega L \cos \omega t.$$

¹ Здесь и далее индекс 0 показывает, что величина соответствует точке наступления резонанса.

Введем в расчет вспомогательную величину U_B , представляющую собой смещение нулевой линии вынужденных синусоидальных напряжений на конденсаторе и ключе, соответствующих работе ПНТ без насыщения. Если за начало отсчета времени выбрать момент перехода кривой напряжения u_C через нуль, то в момент насыщения напряжение на конденсаторе

$$u_{C1} = U_B - \frac{I'_{1m}}{\omega C} \sin \beta. \quad (2)$$

Вторичный ток ПНТ в момент насыщения

$$i_{C1} = I'_{1m} \cos \beta. \quad (3)$$

По начальным условиям переходного процесса, начинающегося при замыкании ключа K , можно определить начальную фазу колебаний (при частоте ω/k):

$$\varphi = \arctg \frac{k i_{C1}}{\omega C u_{C1}}.$$

Связь между углами β и φ может быть найдена из рис. 2, а. Поскольку $\psi_0 = \frac{\pi}{2} - \varphi$, то

$$\psi_0 = \arctg \frac{k I'_{1m} \cos \beta}{\omega C U_B - I'_{1m} \sin \beta}; \quad (4)$$

$$\beta = k \left(\frac{\pi}{2} + \psi_0 \right); \quad \psi_0 = \frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2}. \quad (5)$$

Насыщение сердечника наступит в тот момент, когда среднее значение напряжения u_{T2} будет равно $U_{T0 \text{ ср}}$:

$$\begin{aligned} \frac{U_B}{\pi} (\pi - 2\beta) - \frac{1}{\pi} (1 - k^2) I'_{1m} / \omega C \int_{\beta}^{\pi-\beta} \sin \alpha d\alpha = \\ = \frac{2 I'_{10m} (1 - k^2)}{\pi \omega C}, \end{aligned}$$

откуда

$$U_B = \frac{2(1 - k^2) (I'_{10m} + I'_{1m} \cos \beta)}{(\pi - 2\beta) \omega C}. \quad (6)$$

Решив совместно систему уравнений (4)–(6), получим

$$\frac{I'_{10m}}{I'_{1m}} = \frac{k(\pi - 2\beta) \cos \beta}{2(1 - k^2) \operatorname{tg} \left(\frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2} \right)} + \frac{(\pi - 2\beta) \sin \beta}{2(1 - k^2)} - \cos \beta. \quad (7)$$

Определив $I'_{1m} = f_1(\beta, I'_{10m})$ и $U_B = f_2(\beta, I'_{10m})$ можно найти по (2) и (3) начальные условия переходного процесса, а следовательно, и амплитуды свободных составляющих:

$$I_{CBM} = \frac{I'_{1m} \cos \beta}{\sin \left(\frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2} \right)}; \quad (8)$$

$$U_{CBM} = \frac{U_B - \frac{I'_{1m}}{\omega C} \sin \beta}{\cos \left(\frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2} \right)}. \quad (9)$$

Величина U_{CBM} согласно рис. 2, а определяет наибольшее значение напряжения на конденсаторе, т. е. амплитуду напряжения на выходе токового блока питания. Среднее значение напряжения можно определить, зная U_B , β , U_{CBM} :

$$\begin{aligned} U_{Ccp} = \frac{1}{\pi} \left[U_B (\pi - 2\beta) - \frac{2 I'_{1m}}{\omega C} \cos \beta + \right. \\ \left. + 2k U_{CBM} \left(1 - \cos \frac{\beta}{k} \right) \right]. \quad (10) \end{aligned}$$

Выражение (10) справедливо лишь в случае, если $U_B > \frac{I'_{1m}}{\omega C}$, т. е. если кривая u_C пересекает нулевую только на границах полупериодов частоты вынужденных колебаний. Однако это практически всегда выполняется, если обеспечена стабильность выходного напряжения.

Наибольшее напряжение на ветви намагничивания ПНТ составит (в момент замыкания или размыкания ключа K)

$$u_{T2} = U_B - \frac{(1 - k^2) I'_{1m}}{\omega C} \sin \beta. \quad (11)$$

Если известна индуктивность рассеяния L_1 первичной обмотки ПНТ, то наибольшее напряжение на входе ПНТ, приведенное к стороне вторичной обмотки

$$u'_{T1} = u_{T2} + I'_{1m} \omega L_1 \sin \beta. \quad (12)$$

Необходимо, однако, отметить, что при глубоком насыщении ($\beta \rightarrow \frac{\pi}{2}$) расчет контура без потерь при

водит к значительным погрешностям в определении u'_{T1} и u_{T2} из-за большой скорости перемагничивания сердечника. Применительно к схеме замещения ПНТ это вызвано тем, что кратность наибольших значений u_T по сравнению с его средним значением настолько велика, что ток, обусловленный сопротивлением потерь, становится соизмеримым с током в момент насыщения сердечника ПНТ.

При снижении тока I'_1 до нуля, рис. 2, б, начальный ток i_{C1} стремится к нулю и, следовательно, $\psi_0 \rightarrow 0$. Тогда по (5) $\beta = k \frac{\pi}{2}$, т. е. интервал работы

ПНТ без насыщения стремится к $\pi - 2\beta = (1 - k)\pi$. В этом интервале времени напряжение $u_{T2} = u_C = U_{T2}$ и в соответствии с (1)

$$\frac{(1 - k)\pi}{\pi} U_{T2} = \frac{2 I'_{10m} (1 - k^2)}{\pi \omega C},$$

т. е.

$$U_{T2} = \frac{2 I'_{10m} (1 + k)}{\pi \omega C}, \quad (13)$$

а амплитуды свободных составляющих

$$U_{CBM} = U_{T2}; \quad I_{CBM} = \frac{2 I'_{10m} (1 + k)}{\pi k}. \quad (14)$$

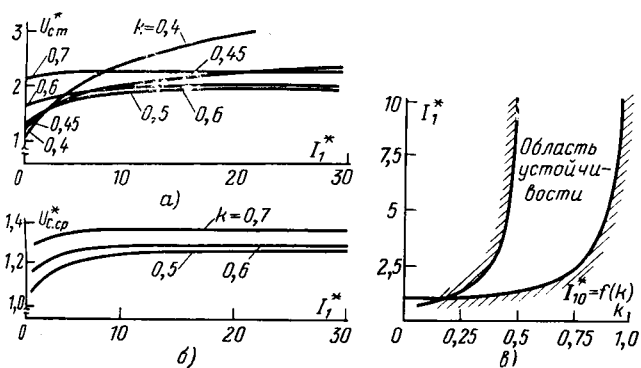


Рис. 3. Расчетные характеристики феррорезонансного контура без потерь.

Среднее значение напряжения u_c в этих условиях составит:

$$U_{c,cp} = \frac{2I'_{10} m (1 - k^2)}{\pi \omega C} + \frac{2I'_{10} m k}{\pi \omega C} = \frac{2I'_{10} m}{\pi \omega C} (1 + k - k^2). \quad (15)$$

На рис. 3, а, б приведены зависимости амплитудного и среднего значения напряжения на конденсаторе феррорезонансного контура при различных значениях k .

С точки зрения стабильности выходного напряжения более предпочтительны феррорезонансные контуры с $k > 0,5$. Однако следует отметить, что согласно (1) величина тока наступления феррорезонанса с ростом k увеличивается и при $k > 0,6$ этот рост довольно резкий (см. рис. 3, в). Кроме того, увеличение k достигается с ростом индуктивности L , а это, в свою очередь, приводит к увеличению потери напряжения в блоке в режиме нагрузки как за счет индуктивности L , так и за счет активного сопротивления обмоток R , поскольку добротность катушки, т. е. отношение $\frac{\omega L}{R}$ обычно не превышает 5—10 и рост индуктивности сопровождается практически пропорциональным ростом активного сопротивления.

Устойчивость феррорезонансных колебаний на основной гармонике. Все характеристики рис. 3, а, б построены в предположении, что сохраняется симметрия токов и напряжений контура во всем диапазоне изменения первичного тока. Выше уже отмечалось, что это не всегда так. При токах, меньших, чем I'_{10} резонанс неустойчив, так как предложенное возмущение может привести к выходу системы из состояния феррорезонанса. При больших кратностях тока симметрия полупериодов напряжения на конденсаторе может при известных условиях нарушиться и в это время, как правило, наблюдается повышение напряжения на выходе контура. Поэтому необходимо определить границу возможности существования феррорезонансных колебаний с неодинаковыми полупериодами напряжения. Токи, соответствующие этой границе, можно считать предельно допустимыми для феррорезонансных токовых блоков питания.

При анализе принято допущение, что угол, соответствующий длительности интервала времени,

в течение которого ПНТ не насыщен, в один из полупериодов уменьшается на 2η , а в другой — увеличивается на ту же самую величину (см. рис. 4), где η — бесконечно малый угол.

Пользуясь методикой, описанной выше, можно найти значения $U'_в$, u'_{c1} и i'_{c1} , соответствующие уменьшенной длительности напряжения на ПНТ ($\pi - 2\beta - 2\eta$). Зная начальную фазу свободных колебаний, можно получить значение свободного тока в конце переходного процесса, заканчивающегося по условию при угле $\beta - \eta$, т. е. через интервал времени $t = \frac{2\beta}{\omega} = \frac{2\beta}{k\omega_{св}}$. Исследуя полученные выражения (см. приложение), можно найти уравнение для границы устойчивости:

$$\operatorname{tg} \frac{\beta}{k} = \frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2k}. \quad (16)$$

Если из (16) найти β , соответствующие различным значениям k , то по (7) легко определить искомое отношение I'_{10m}/I'_{1m} , характеризующее границу устойчивости.

Граничные кривые области устойчивости показаны на рис. 3, в. При $k > 0,5$ феррорезонанс на основной гармонике устойчив при всех значениях $I'_1 > I'_{10}$ и таким образом характеристики рис. 3, б, в справедливы во всем диапазоне токов.

Результаты расчета по предложенной методике с точностью до 10—15% совпадают с данными испытаний серии феррорезонансных блоков питания при больших кратностях токов несмотря на то, что в обмотках и сердечнике ПНТ имеются потери мощности. Оценка влияния потерь, а также влияния формы характеристики намагничивания сердечника ПНТ на параметры феррорезонансного токового блока осуществлялась с помощью математического моделирования на ЦВМ. Начальная характеристика намагничивания задавалась таблицей (петля гистерезиса и ее частные циклы не учитывались), а в алгоритме расчета использовался метод итераций. При моделировании всех видов потерь путем включения последовательно с L активного сопротивления было выявлено, что область устойчивости феррорезонанса и стабильность выходного напряжения близки к расчетным при отношении индуктивности к активному сопротивлению в пределах до 0,010—0,015 с, что соответствует добротности дросселя на частоте 50 Гц около 3—4,5, т. е. существенно более низкой, чем имеет место

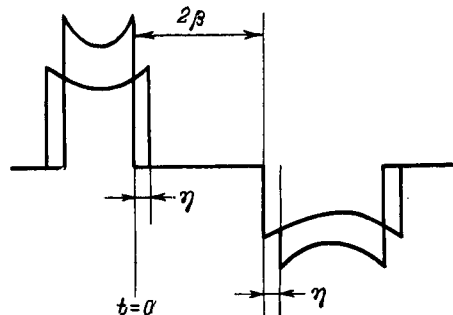


Рис. 4. Форма кривой токов и напряжений на верхней границе устойчивости.

За единицу принят ток $I'_{10} = 4\omega\Psi_s/C$.

в ПНТ. Влияние формы характеристики намагничивания сказывается при малой напряженности поля. Форма кривой напряжения u_c при наличии потерь отличается от расчетной, во-первых, за счет сдвига по фазе вынужденной составляющей напряжения на конденсаторе и, во-вторых, за счет затухания колебательного процесса при насыщении ПНТ. На рис. 5 показана характерная форма кривой напряжения u_c при наличии потерь. Частота свободных колебаний остается практически такой же, как в феррорезонансном контуре без потерь.

Несмотря на упрощенное моделирование характеристики намагничивания, погрешность расчета на ЦВМ, как показало сравнение с опытными данными, не превышала 10—15%. Это в большой степени объясняется тем, что в установившемся режиме перемангнивание сердечника ПНТ происходит между точками глубокого насыщения и влияние петли гистерезиса невелико.

При токах, близких к I'_{10} , погрешность предлагаемого метода будет тем меньше, чем выше индукция в сердечнике реального ПНТ при наступлении феррорезонанса. Это, однако, при прочих равных условиях приводит к увеличению тока I'_{10} . Поэтому в реальных блоках питания индукция при наступлении феррорезонанса составляет около 1,6—1,7Т и в этом режиме, как уже упоминалось выше, целесообразно проводить графоаналитический расчет по основным гармоникам токов и напряжений. Такой подход к расчету аналогичен принятому при анализе трансформаторов тока [Л. 5], где при небольших кратностях учитываются только основные гармоники токов, а при глубоком насыщении — метод ПХН.

Выводы. 1. Применение метода ПХН для анализа параллельных феррорезонансных контуров, включаемых в цепи тока, дает возможность получать достаточно простые расчетные выражения, определяющие установившийся режим контура и его устойчивость.

2. Проверка предлагаемого метода, проведенная при математическом моделировании на ЦВМ и испытаниях феррорезонансных блоков, показала хорошее совпадение с результатами расчета в области больших кратностей первичного тока.

Приложение. Устойчивость феррорезонанса на основной гармонике. Вывод выражения, характеризующего устойчивость феррорезонанса на основной гармонике, проводится в предположении, что на границе устойчивости изменяется только ширина полупериодов напряжений u_c , а интервал между ними остается без изменений.

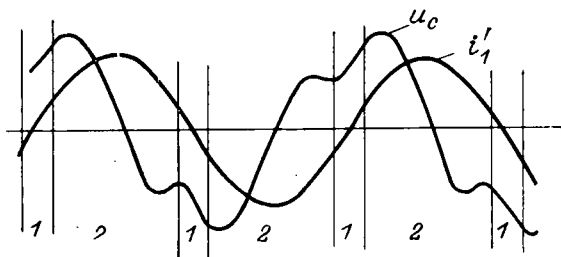


Рис. 5. Форма кривой напряжения на конденсаторе при наличии потерь.

1 — ПНТ не насыщен; 2 — ПНТ насыщен.

Для полупериода с меньшей шириной $\pi - 2\beta - 2\eta$ можно аналогично (6) записать:

$$U'_B = \frac{2(1-k^2)[I'_{10m} + I'_{1m} \cos(\beta + \eta)]}{(\pi - 2\beta - 2\eta)\omega C}. \quad (17)$$

В соответствии с (2) и (3) найдем напряжение на конденсаторе u'_{c1} и ток в момент насыщения ПНТ i'_{c1} :

$$\left. \begin{aligned} u'_{c1} &= U'_B - \frac{I'_{1m}}{\omega C} \sin(\beta + \eta); \\ i'_{c1} &= I'_{1m} \cos(\beta + \eta). \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Свободный ток можно представить как сумму двух составляющих

$$i'_{cb} = i'_{c1} \cos \omega_{cb} t - u'_{c1} \omega_{cb} C \sin \omega_{cb} t. \quad (19)$$

Периодические феррорезонансные колебания с неодинаковыми полупериодами могут возникнуть в том случае, если в момент выхода ПНТ из насыщения через время, равное $t = \frac{2\beta}{\omega}$ после насыщения при $t=0$ свободный ток, подсчитанный по (19), будет равен вынужденному первичному току, т. е. в соответствии с рис. 4

$$i'_{c1} \cos \frac{2\beta}{k} - \frac{u'_{c1}}{k} \omega C \sin \frac{2\beta}{k} = I'_{1m} \cos(\beta - \eta). \quad (20)$$

Если решить совместно систему уравнений (17), (18) и (20), то при бесконечно малом η получим следующее выражение:

$$\begin{aligned} \frac{I'_{10m}}{I'_{1m}} &= \frac{(\pi - 2\beta) \sin \beta}{2(1-k^2)} + \frac{k \cos \beta (\pi - 2\beta)}{2(1-k^2) \operatorname{tg} \left(\frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2} \right)} - \\ &- \cos \beta + \frac{\eta}{2(1-k^2) \sin \frac{2\beta}{k}} \left[2k \sin \frac{\beta}{k} + \right. \\ &\left. + (\pi - 2\beta) \cos \frac{\beta}{k} \right] \left(2 \cos \beta \sin \frac{\beta}{k} - 2k \sin \beta \cos \frac{\beta}{k} \right). \quad (21) \end{aligned}$$

Уравнение (21) удовлетворяется в том случае, если последний член правой части равен нулю, так как левая часть согласно (7) равна трем первым членам правой части. Последний член правой части может равняться нулю в трех случаях:

1) если $\eta = 0$, т. е. при одинаковой длительности полупериодов;

2) при $2 \cos \beta \sin \frac{\beta}{k} = 2k \sin \beta \cos \frac{\beta}{k}$, т. е. при $\operatorname{tg} \frac{\beta}{k} = k \operatorname{tg} \beta$, что невозможно, так как при $I'_1 > 0$ $\operatorname{tg} \beta > 0$, а $\operatorname{tg} \frac{\beta}{k} < 0$;

3) при $2k \sin \frac{\beta}{k} + (\pi - 2\beta) \cos \frac{\beta}{k} = 0$. Последнее условие и определяет верхнюю границу устойчивости феррорезонансных колебаний на основной гармонике:

$$\operatorname{tg} \frac{\beta}{k} = \frac{\beta}{k} - \frac{\pi}{2k}.$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гельфанд Я. С., Голубев М. Л., Царев М. И. Релейная защита и электроавтоматика на переменном оперативном токе. М., «Энергия», 1973. 280 с.
2. Хаяси Т. Нелинейные колебания в физических системах. М., «Мир», 1968. 292 с.
3. Гельфанд Я. С. Исследование вынужденных колебаний в параллельных феррорезонансных контурах, включаемых в источник тока. — «Труды ВНИИЭ», 1961, вып. 11, с. 237—250.
4. Розенблат М. А. Магнитные усилители. М., «Советское радио», 1960.
5. Метод расчета токовой и угловой погрешностей трансформаторов тока при глубоком насыщении сердечника. — «Электричество», 1967, № 12, с. 39—43. Авт.: К. С. Дмитриев, В. Е. Казанский, Е. П. Королев и др.

[24.7.1975]

Быстродействующее измерительное реле сопротивления

Инженеры БАБЫКИН В. В., БАСС Э. И., БУДКИН В. В., кандидаты техн. наук
ДОРОГУНЦЕВ В. Г., ОВЧАРЕНКО Н. И., ЛЕБЕДЕВ О. В., инж. ТЕМКИНА Р. В.,
Москва, Иваново

К устройствам релейной защиты линий электропередач (ВЛ) высокого и сверхвысокого напряжения предъявляется требование быстродействия: время срабатывания защиты на отключение не должно превышать длительности одного периода промышленной частоты. С другой стороны, осуществление быстродействующих измерительных реле защиты связано с обеспечением правильности их работы в условиях интенсивных и длительных электромагнитных переходных процессов коротких замыканий на ВЛ с распределенными постоянными.

В результате исследований принципиальных и практических возможностей технического решения указанных двух основных по существу противоречивых проблем разработано быстродействующее и правильно работающее при электромагнитных переходных процессах направленное реле сопротивления. Основной принципиальной предпосылкой разработки быстродействующего измерительного реле явилось представление о том, что носителями информации о месте короткого замыкания являются принужденные составляющие напряжений и токов короткого замыкания. Свободные составляющие вносят дезинформацию и поэтому квалифицируются как помехи. Это позволило по отдельности решать проблемы обеспечения правильной работы реле и его быстродействия.

Правильная работа измерительного реле обеспечивается выделением принужденных составляющих напряжений и токов короткого замыкания частотно-избирательными схемами. Быстродействие реле достигается уменьшением длительности собственных переходных процессов в частотно-избирательных схемах путем обеспечения нулевых начальных условий переходных процессов.

При использовании информации, носителями которой являются принужденные составляющие напряжений и токов короткого замыкания, измерительное реле осуществляется на основе общей теории измерительных органов релейной защиты [Л. 1 и 2]. Из двух основных принципов сравнения сигналов для осуществления реле принят принцип сравнения гармонических электрических величин по фазе в связи с некоторыми его преимуществами, в частности, относительно простотой формирования различных характеристик срабатывания реле в комплексной плоскости сопротивлений.

Сравнение по фазе реализуется импульсной магнитной схемой сравнения, при которой используется импульсная форма дискретного представления входных сигналов, а выходной сигнал схемы сравнения имеет кодоимпульсное представление. Схема сравнения фаз может быть выполнена и на полупроводниковых элементах, в том числе унифицированных в интегральном исполнении.

Структурная схема однофазного быстродействующего направленного реле сопротивления содержит (рис. 1) измерительную часть (орган) ИО, пусковой орган ПО, блок автоматического

управления измерительной частью БАУ и исполнительный элемент ИЭ. Реле действует по принципу сравнения фаз синусоидальных $\dot{U}_1$, $\dot{U}_2$ напряжений, являющихся функциями принужденных составляющих $\dot{U}_p$, $\dot{I}_p$ напряжения u_p и тока i_p , подводимых к реле [Л. 2]:

$$\dot{U}_1 = k_1 \dot{U}_p; \quad \dot{U}_2 = k_2 e^{-j90} (\dot{U}_p - Z_y \dot{I}_p). \quad (1)$$

Измерительная часть реле состоит из элементов ФЭ, формирующих э. д. с. e_1 , e_2 , частотно-избирательных схем в виде частотных фильтров ЧФ1, ЧФ2, выделяющих синусоидальные принужденные составляющие величин e_1 , e_2 и схемы сравнения напряжений $\dot{U}_1$ и $\dot{U}_2$ по фазе ССФ. В схему сравнения входят аналого-дискретные преобразователи АДП фаз напряжений $\dot{U}_1$, $\dot{U}_2$ [Л. 7] в импульсные сигналы и магнитная четырехтактная двухимпульсная схема МИС, определяющая порядок следования импульсов [Л. 4 и 5]. Схема имеет рабочий и тормозной выходы, импульсные сигналы которых соответствуют срабатыванию и несрабатыванию реле. Импульсы рабочего выхода схемы сравнения преобразуются тиристорным исполнительным элементом ИЭ [Л. 6] в дискретно-потенциальное отключающее воздействие.

Пусковой орган ПО реле служит для запуска блока автоматического управления БАУ измерительной частью реле. Блок автоматического управления реализует определенный алгоритм управления цепями частотного фильтра ЧФ2 и цепями схемы сравнения. Частотные фильтры в цепях сравниваемых величин, пусковой орган и блок автоматического управления обеспечивают правильность работы и быстродействие реле в условиях электромагнитных переходных процессов короткого замыкания.

Частотные фильтры представляют собой: в цепи поляризующего напряжения $\dot{U}_1$ реле RLC-полосовой фильтр, а в цепи рабочего напряжения $\dot{U}_2$ —LC-фильтр нижних частот типа m (рис. 2). Частотные характеристики использованных в реле частотных фильтров приведены на рис. 3.

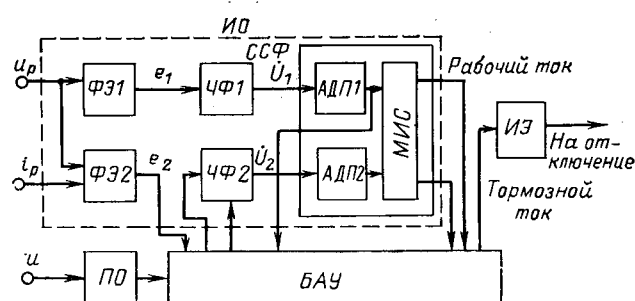


Рис. 1. Структурная схема быстродействующего однофазного направленного реле сопротивления.

Частотные фильтры имеют параметры, обеспечивающие:

гармонический с частотой, равной промышленной, характер собственного переходного процесса; минимально возможное отличие фаз принужденной и свободной составляющей собственного переходного процесса;

минимально возможные постоянные времени; независимость аргумента коэффициента передачи от нелинейного сопротивления нагрузки.

Указанными свойствами фильтры обладают, если резонансная частота ω_0 полосового фильтра и граничная частота ω_c фильтра нижних частот связаны с промышленной частотой ω_n соотношениями [Л. 3]:

$$\omega_0 = \frac{\omega_n}{\sqrt{1 - \frac{1}{Q^2}}}; \quad (2)$$

$$\omega_c = \omega_n \sqrt{1 + m^2} \quad (3)$$

и если выполняется равенство

$$k_n + k_{вн} = \frac{3}{Q} \quad (4)$$

или

$$\frac{(1 + m^2)^{\frac{3}{2}} (k_n + k_{вн})}{4m} = \frac{(1 + m^2) k_n k_{вн} - (3 - m^2)}{\sqrt{(1 + m^2) k_n k_{вн} - (4 - m^2)}}, \quad (5)$$

где $Q = \frac{\omega_n L}{R_L}$ — добротность дросселя полосового фильтра; $k_n = \frac{R}{R_n}$; $k_{вн} = \frac{R}{R_{вн}}$; $R = \sqrt{\frac{L}{C}}$ — характеристическое сопротивление фильтра.

Фильтр ЧФ1 жестко подключен к формирующему элементу ФЭ1 и одновременно выполняет функцию «памяти», исключая мертвую зону направленного реле сопротивления. Фильтр ЧФ2 в нормальном режиме отключен от формирующего элемента ФЭ2, и к его входу размыкающим контактом К1 одного из выходных реле БАУ подключен гасительный резистор R_r (рис. 2). При возникновении короткого замыкания замыкающий контакт К2 другого его реле подключает фильтр к э. д. с. e_2 , обеспечивая тем самым нулевые начальные условия

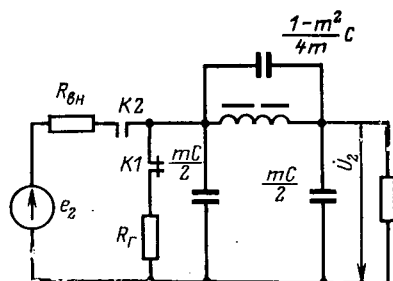


Рис. 2. LC-фильтр нижних частот типа m .

собственного переходного процесса в фильтре. При этом свободная составляющая выходного напряжения фильтра, не совпадающая по фазе с принужденной составляющей [Л. 3], обуславливает искажение фазы, которое в начальный момент в фильтре нижних частот может достигать до 90° . Однако уже через полпериода промышленной частоты искажение фазы в реальных фильтрах снижается примерно до 5° [Л. 7].

В течение указанного времени собственный переходный процесс в фильтре обуславливает ложное воздействие на схему сравнения фаз, которое может привести к неправильному срабатыванию реле. Поэтому должен производиться запрет прохождения выходного сигнала схемы сравнения в течение 10—12 мс. Указанное время является задержкой срабатывания реле, вносимой частотным фильтром при нулевых начальных условиях переходных процессов.

Пусковой орган предназначен для запуска блока автоматического управления. Основное требование к нему — быстродействие, поскольку время срабатывания реле определяется суммой времен срабатывания пускового органа и измерительной части. Пусковой орган является общим для всех трех реле первой ступени защиты. Известны и находят применение ряд способов осуществления пусковых органов дистанционных защит [Л. 1]. В рассматриваемом реле применяется простейший из них в виде бесконтактного фильтра-реле напряжения обратной последовательности.

Возможность применения такого пускового органа обуславливается алгоритмом управления измерительной частью, допускающим его запуск при отсутствии короткого замыкания вследствие повышенной несимметрии напряжений, обусловленной разными факторами режимов работы электроэнергетической системы. Последствием излишнего срабатывания пускового органа может явиться лишь некоторое не превышающее определенного значения замедление срабатывания реле в случае возникновения короткого замыкания в зоне действия в неблагоприятный момент времени после срабатывания пускового органа.

Пусковой орган состоит из трехфазного фильтра напряжения обратной последовательности ФНОП,

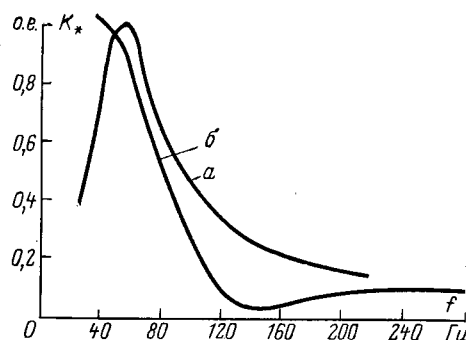


Рис. 3. АЧХ фильтров.

a — в поляризирующей цепи; b — в рабочей цепи.

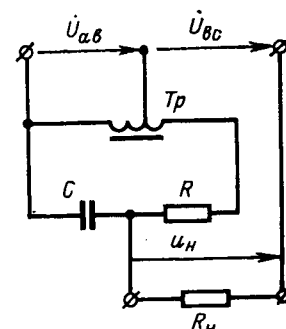


Рис. 4. Автотрансформаторный фильтр напряжения обратной последовательности.

трехфазной схемы сравнения абсолютного значения напряжения обратной последовательности с заданным ССА, нуль-индикатора НИ и элемента временной памяти ВП с инверсными выходами. Запоминание сигнала на выходе нуль-индикатора необходимо, как обычно, для срабатывания реле при трехфазных коротких замыканиях.

Инвертирование согласует действие пускового органа и блока автоматического управления; в нормальном режиме на выходах пускового органа имеется напряжение, которому соответствует «логическая единица». При срабатывании пускового органа напряжение на его выходах исчезает, чему ставится в соответствие сигнал «нуль», запускающий блок управления реле.

Основной задачей по обеспечению быстродействия пускового органа является выбор фильтра напряжения обратной последовательности. В реле применяется наименее инерционный автотрансформаторный фильтр (рис. 4), характеризующийся следующими соотношениями [Л. 8]:

$$k_{AT} = 2; \quad \omega_n RC = \sqrt{3}. \quad (6)$$

Операторное выходное сопротивление фильтра с учетом (6)

$$Z_{вых}(p) = \frac{R}{pRC + 1} = \frac{R}{\sqrt{3} \frac{p}{\omega_n} + 1}. \quad (7)$$

Напряжение на сопротивлении нагрузки $R^*_{н}$

$$U'^*_{н}(p) = \frac{U_{х.х}(p)}{Z(p)} = \frac{U_{х.х}(p) R^*_{н}}{Z_{вых}(p) + R^*_{н}}, \quad (8)$$

где

$$U_{х.х}(p) = 2U_{ab}(p) + U_{ca}(p) \left(\sqrt{3} \frac{p}{\omega_n} + 1 \right).$$

Решением характеристического уравнения $Z(p)=0$ с учетом (6) и (7) является выражение

$$p = -\frac{\omega_n}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{R}{R_{н}} \right), \quad (9)$$

из которого видно, что собственный переходный процесс в фильтре носит аperiодический характер. Постоянная времени затухания свободной аperiодической составляющей в зависимости от $R_{н}$ может изменяться от $\tau=5,5$ мс до нуля. В частности, при принятом $R_{н}=R/2$ постоянная времени $\tau=1,84$ мс. Трехфазный фильтр состоит из двух однофазных, соединенных по схеме неполного треугольника.

Блок автоматического управления обеспечивает быстродействие реле путем создания нулевых начальных условий собственных переходных процессов в частотном фильтре ЧФ2 рабочей цепи и повышает надежность несрабатывания реле, возможного из-за указанной выше конечной длительности переходного процесса в частотном фильтре и особенностей магнитной импульсной схемы сравнения фаз. Он представляет собой логическую схему, содержащую ряд логических элементов (рис. 5), отрабатывающих по сигналу от пускового органа ПО определенный алгоритм.

Нулевые начальные условия обеспечиваются, как указывалось, подключением частотного филь-

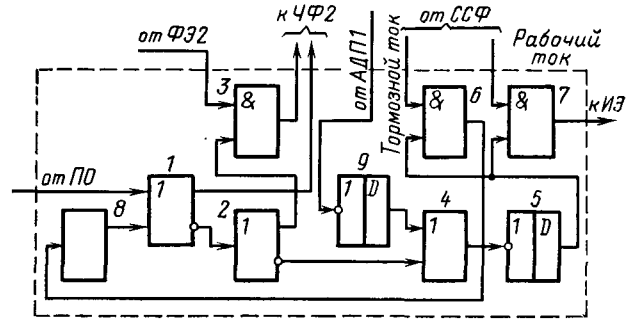


Рис. 5. Структурная схема блока автоматического управления измерительной частью реле.

тра ЧФ2 к формирующему элементу ФЭ2 только после возникновения короткого замыкания. Подключение фильтра ЧФ2 производится логическим элементом 3 (И), имеющим релейный выход по сигналу «нуль» пускового органа через инверсный выход элемента 1 (ИЛИ) и повторитель 2. При этом через реле-повторитель прямого выхода элемента 1 от входа фильтра отключается гасительный резистор R_r (см. рис. 2).

Второй важной операцией является запрет прохождения сигналов с выхода схемы сравнения на интервале 0—12 мс, перекрывающего длительность собственного переходного процесса в частотном фильтре и длительность стирания памяти о предшествующем короткому замыканию режиме в импульсной схеме сравнения фаз. Запрет производится двумя логическими элементами 6 и 7 (И), а время запрета устанавливается элементом задержки 5. На его инверсный вход через инверсный выход элемента 2 и элемент 4 (ИЛИ) поступает сигнал «нуль», который его запускает. По истечении времени задержки на входы элементов 6 и 7 поступает сигнал «единица» и разрешается прохождение импульсных сигналов с рабочего и тормозного выхода схемы сравнения.

Если короткое замыкание в защищаемой зоне, то первым импульсом рабочего выхода схемы сравнения открывается тиристор исполнительного элемента ИЭ, и реле срабатывает. Если короткое замыкание вне защищаемой зоны, то импульсом тормозного выхода схемы сравнения запускается одновибратор 8, работающий в ждущем режиме. Его выходным сигналом «единица» в виде импульса длительностью 10 мс через инверсный выход элемента 1 (ИЛИ) частотный фильтр ЧФ2 отключается от формирующего элемента ФЭ2. Через прямой выход элемента 1 ко входу частотного фильтра подключается гасительный резистор. Таким образом, по истечении времени, достаточного для срабатывания реле, в течение длительности импульса одновибратора 8 частотный фильтр снова приводится к нулевым начальным условиям.

Если короткое замыкание вне защищаемой зоны продолжает существовать, то действие блока автоматического управления циклически повторяется до тех пор, пока пусковой орган не вернется в исходное состояние.

Приведение частотного фильтра ЧФ2 к нулевым начальным условиям через время, достаточное для срабатывания реле, обеспечивает снижение до минимума возможных задержек срабатывания реле при наложении короткого замыкания в защищаемой зоне на предшествующее внешнее короткое замыкание или при переходе одного вида повреждения в другое.

Благодаря повторению цикла автоматического управления цепями частотного фильтра и схемы сравнения является допустимым, как указывалось, срабатывание пускового органа в ряде случаев при отсутствии коротких замыканий.

Элемент задержки 9 блока автоматического управления с инверсным входом служит для предотвращения возможных неправильных срабатываний реле вследствие конечной длительности собственного переходного процесса в частотном фильтре ЧФ1 поляризующей цепи реле. Такой процесс возникает при скачкообразном восстановлении напряжения u_p после отключения короткого замыкания на линиях в конце предыдущей или в начале отходящей от шин соседней ВЛ, сопровождающихся снижением напряжения u_p до нуля (короткое замыкание «за спиной»). В начале переходного процесса вследствие скачка вектора выходного напряжения фильтра имеет место, как указывалось, искажение фазы и первый импульс аналого-дискретного преобразователя АДП1 не является носителем информации о фазе поляризующего напряжения U_1 . Поэтому после снижения напряжения U_1 до нуля и исчезновения импульсов от АДП1 (на входе элемента 9 сигнал «ноль») через время задержки, несколько превышающее длительность половины периода промышленной частоты, на инверсный вход элемента 5 через элемент 4 поступает сигнал «единица». Элемент 5 выдает сигнал «ноль» на входы элементов 6 и 7 (И). Прохождение сигналов с выходов схемы сравнения запрещается.

После восстановления напряжения u_p под воздействием импульсов от АДП1 «единица» с выхода элемента 9 снимается. Прохождение выходных сигналов схемы сравнения разрешается после поступления первого импульса от АДП1 с задержкой элемента 6, если на его инверсный вход не поступает «единица» от элемента 3.

Осуществление рассмотренного алгоритма автоматического управления позволило применить в реле наиболее быстродействующий вариант магнитной импульсной схемы сравнения — двухимпульсную схему с временем действия 1—10 мс [Л. 5]. Непосредственное использование такой схемы невозможно ввиду ее недостаточной помехоустойчивости и некоторых других неблагоприятных особенностей. Алгоритм управления обеспечивает практически одновременное в течение времени запрета прохождение сигналов схемы сравнения, протекание собственных переходных процессов в частотных фильтрах и в схеме сравнения. В указанное время начинается и процесс определения порядка следования импульсов от аналого-дискретных преобразователей сравниваемых величин. Поэтому время $t_{ср}$ срабатывания реле меньше суммы времени срабатывания $t_{п.о}$ пускового органа, времени $t_{зап}$ запрета и собственного времени t_c действия схемы

сравнения фаз. При $t_{п.о}=2-3$ мс, $t_{зап}=12$ мс и $t_c=1-10$ мс наибольшее время срабатывания реле практически не превышает $t_{ср} \leq 20$ мс.

Лабораторный образец представлял собой быстродействующее направленное реле сопротивления с круговой характеристикой срабатывания в комплексной плоскости, проходящей через начало координат.

Испытания на электродинамической модели лабораторного образца трехфазного комплекта направленного реле сопротивления подтвердили указанное быстродействие и правильность действия при интенсивных переходных процессах коротких замыканий.

Моделировалась связь ТЭС и системы бесконечно большой мощности двумя ВЛ длиной соответственно $l_1=1000$ км и $l_2=100$ км. Отдельные участки

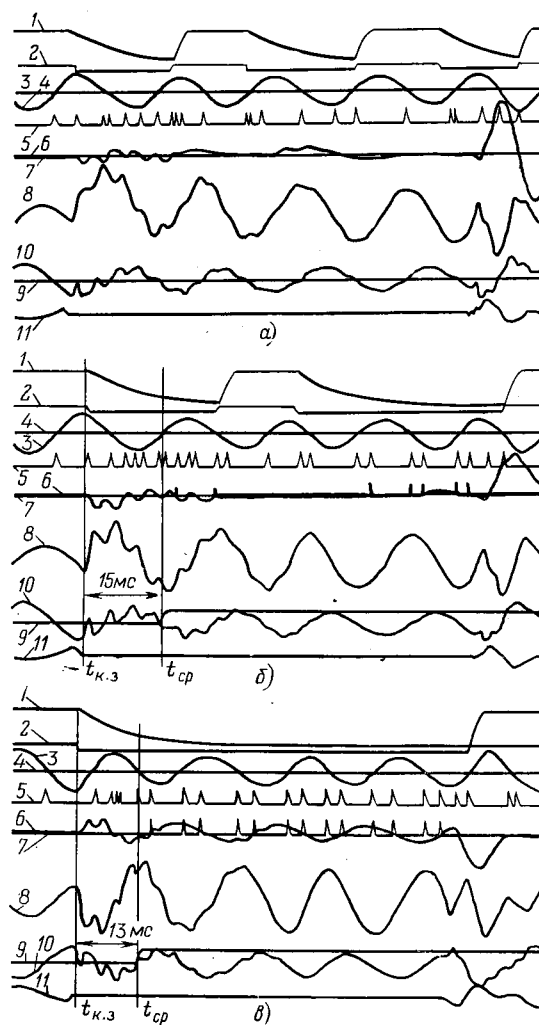


Рис. 6. Осциллограммы действия реле при коротких замыканиях:

а, б — на защищаемой ВЛ при $z_p=0,9z_y$ и $z_p=0,7z_y$; в — при внешних коротких замыканиях с $z_p=1,15z_y$; 1 — напряжение в контрольной точке элемента 5 блока автоматического управления; 2 — сигнал на инверсном выходе элемента 1 (подключение ЧФ2); 3 — напряжение поляризующей цепи реле; 4 — импульсы на тормозном выходе схемы сравнения; 5 — импульсы на выходах преобразователей АДП1 и АДП2; 6 — напряжение на выходе элемента формирования ФЭ2; 7 — импульсы на рабочем выходе схемы сравнения; 8 — ток I_p , подводимый к реле; 9 — напряжение на выходе реле (отключающее воздействие); 10 — напряжение u_p , подводимое к реле; 11 — напряжение линии в точке короткого замыкания.

Вид короткого замыкания	Расстояние от места короткого замыкания		$z'p = \frac{z_p}{z_y}$, при котором защита четко не срабатывает	Время срабатывания реле при $z_p = 0,9z_y$, мс			Время срабатывания реле при $z_p = 0,7z_y$, мс		
	до системы	до места установки защиты		наименьшее	наибольшее	среднее	наименьшее	наибольшее	среднее
Двухфазное ВС	500	400	1,05	13,5	21	16,7	13,5	20	17
	700	600	1,15	15,5	21	18	15	20	17
	900	800	1,10	13,5	19	16,6	14,5	20	17,2
$k^{(2)}$	500	400	—	—	—	—	13	16	14,2
$k_{BC}^{(2)}$	100	0	Реле срабатывает „по памяти“, время срабатывания 13—15 мс						

каждой ВЛ представлялись Г-образной схемой замещения линии длиной 100 км. В качестве системы бесконечной мощности использовалась система Мосэнерго. ТЭС моделировалась турбогенератором ТГ-20. Со стороны генератора к ВЛ подключались реакторы и нагрузка. Передаваемая по ВЛ мощность была близка к предельно допустимой по статической устойчивости.

Реле подключалось к электромагнитным трансформаторам напряжения и тока, установленным у шин промежуточной подстанции (между участками ВЛ). На защищаемой ВЛ осуществлялись многочисленные двухфазные и трехфазные короткие замыкания в произвольный момент времени. Основные результаты испытаний приведены в таблице. На рис. 6 приведены осциллограммы, соответствующие двухфазному короткому замыканию на расстоянии $l_{н.з.} = 400$ км от шин промежуточной подстанции.

Выводы. 1. Исследование возможностей разработки быстродействующих и правильно работающих при электромагнитных переходных процессах измерительных реле защиты линий сверхвысокого напряжения на основе использования принужденных составляющих напряжений и токов в качестве носителей информации о месте короткого замыкания позволило разработать реле сопротивления, удовлетворяющее требованиям, предъявляемым к измерительным реле защит ВЛ с распределенными постоянными (параметрами).

2. Разделение и самостоятельное решение проблем правильной работы и быстродействия реле технически реализовано в разработанном быстродействующем направленном реле сопротивления путем применения в цепях сравниваемых величин частотно-избирательных элементов в виде частотных фильтров и обеспечения нулевых начальных условий собственных переходных процессов в фильтрах.

3. Разработанный и технически реализованный алгоритм управления обеспечивает нулевые начальные условия собственных переходных процессов в частотных фильтрах, многократную циклическую

обработку информации и допускает запуск реле в ряде случаев в нормальном режиме работы линии, что существенно снижает требования к пусковому органу реле и позволяет в максимальной мере уменьшить его инерционность.

4. Лабораторный образец трехфазного комплекта направленных реле сопротивления выполнен в виде первой ступени быстродействующей дистанционной защиты линий. Испытания первой ступени быстродействующей дистанционной защиты на электродинамической модели подтвердили ее работоспособность в условиях интенсивных электромагнитных переходных процессов коротких замыканий.

Испытания (не менее тысячи коротких замыканий) позволяют считать, что лабораторный образец первой ступени дистанционной защиты обеспечивает отключение коротких замыканий на ВЛ длиной более 300 км за время, не превышающее длительности одного периода промышленной частоты при погрешности защищаемой зоны не более 10%.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Федосеев А. М. Основы релейной защиты. М., Госэнергоиздат, 1961.
2. Фабрикант В. Л. Основы теории построения измерительных органов релейной защиты и автоматики. М., «Высшая школа», 1968.
3. Будкин В. В. Параметры частотно-избирательных схем реле сопротивлений защит линий сверхвысокого напряжения. — «Электричество», 1971, № 6.
4. Лебедев О. В. Использование в устройствах релейной защиты энергетических систем магнитных дискретных элементов с прямоугольной петлей гистерезиса. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1965 (МЭИ).
5. Лебедев О. В. Дискретный способ сравнения электрических величин в измерительных органах устройств релейной защиты и автоматики энергосистем. — «Электричество», 1972, № 4.
6. Басс Э. И., Темкина Р. В. Применение тиристорных в выходных цепях защиты с импульсными реле сопротивления. — В кн.: Доклады научно-технической конференции. МЭИ, 1970.
7. Будкин В. В. Оптимальные параметры реле сопротивления защит линий. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1975 (МЭИ).
8. Фабрикант В. Л. Фильтры симметричных составляющих. М., Госэнергоиздат, 1962.

[9.6.1975]

Анализ и расчет установившихся режимов колебательных инверторов по частотным характеристикам

Кандидаты техн. наук БАЕВ А. В., ГЕЛЬМАН М. В., САВИНОВА Д. В.

Челябинский политехнический институт

Колебательные (резонансные) автономные инверторы находят все более широкое применение при повышенных частотах в источниках питания электротермических, ультразвуковых, электроэрозионных установок, в длинноволновых радиопередатчиках, в стабилизированных источниках питания с промежуточным звеном переменного тока и т. д.

При проектировании колебательных автономных инверторов, работающих, как правило, в режиме прерывистого тока, применяются приближенные инженерные методы расчета, основанные обычно на упрощающих допущениях о синусоидальности напряжения на нагрузке или суммарного напряжения на нагрузке и коммутирующей емкости [Л. 1—4]. Одним из наиболее общих и сложных видов колебательных инверторов являются последовательно-параллельные. Анализ таких инверторов, выполненный методом кусочно-линейной аппроксимации с припасовыванием интервалов¹, показал, что электрические величины — токи и напряжения сложно зависят от большого числа параметров [Л. 5]. Например, при учете потерь в последовательном колебательном контуре и активно-индуктивной нагрузке режим работы определяется пятью параметрами. Поэтому установление общих закономерностей и непосредственное использование численных результатов анализа, полученных с помощью ЦВМ, для создания инженерного метода расчета является практически неразрешимой задачей. Трудности еще более возрастают при усложнении схемы замещения нагрузки. С учетом изложенного необходим другой подход к представлению результатов точных расчетов и использованию их для создания инженерного метода. Перспективным подходом оказался метод, основанный на использовании частотных характеристик цепи инвертора.

Суть предлагаемого графоаналитического метода состоит в представлении численных результатов, полученных при расчете точным методом в функции параметров, определяемых по частотным характеристикам цепи инвертора. По полученным номограммам определяются угол проводимости, угол, предоставляемый на выключение, и амплитуда прямого напряжения на вентиле. Дальнейший расчет выполняется аналитически с учетом полученного значения угла проводимости.

Расчет выполняется при принятии в преобразовательной технике допущения об идеальности вентилей и источника питания, а также линейности нагрузки. При выводе некоторых формул дополнительно используется допущение о синусоидальности тока через вентиль.

На рис. 1, а приведена схема инвертора с разделенными источниками питания (полумостовая).

¹ В дальнейшем для краткости этот метод будет называться точным.

Если перенести коммутирующие индуктивности в диагональ инвертора, то форма тока в прерывистом режиме не изменится. На рис. 1, б изображена схема инвертора, в которой сопротивление включенное в диагональ, представляет сумму сопротивлений нагрузки Z_n , коммутирующей емкости C_k и коммутирующей индуктивности L_k . Эта схема может быть преобразована в схему с симметричным вентилем и прямоугольным входным напряжением (рис. 1, в). К такой же схеме замещения могут быть приведены инверторы, выполненные мостовой или нулевой схемой, т. е. она является достаточно общей. Нелинейную цепь рис. 1, в можно свести к линейной, на входе которой действует линейный источник э. д. с., либо источник тока неизвестной формы [Л. 6]. На рис. 1, г на входе включен источник э. д. с. u , которую можно представить в виде гармонического ряда

$$u_* = \sum_{n=1, 3, 5, \dots}^{\infty} [a_{*n} \cos n\omega t + b_{*n} \sin n\omega t],$$

где ω — частота управления; a_{*n} и b_{*n} — коэффициенты разложения в ряд Фурье напряжения источника, которые неизвестны; n принимает только нечетные значения, так как функция обладает симметрией третьего рода. Здесь и в дальнейшем с индексом (*) записываются величины в отн. к При этом за базовые принимаются напряжение источника питания E , волновое сопротивление последовательного контура Z_6 , ток I_6 , частота ω_6 :

$$Z_6 = \sqrt{L_k/C_k}; \quad I_6 = \frac{E}{Z_6}; \quad \omega_6 = 1/\sqrt{L_k C_k}.$$

Зная частотную характеристику двухполюсника Z , т. е. сопротивление z_{*n} и угол сдвига между током и напряжением φ_n для n -й гармоники частоты управления, можно записать входной ток

$$i_* = \sum_{n=1, 3, 5, \dots}^{\infty} \left[\frac{a_{*n}}{z_{*n}} \cos(n\omega t - \varphi_n) + \frac{b_{*n}}{z_{*n}} \sin(n\omega t - \varphi_n) \right]. \quad (2)$$

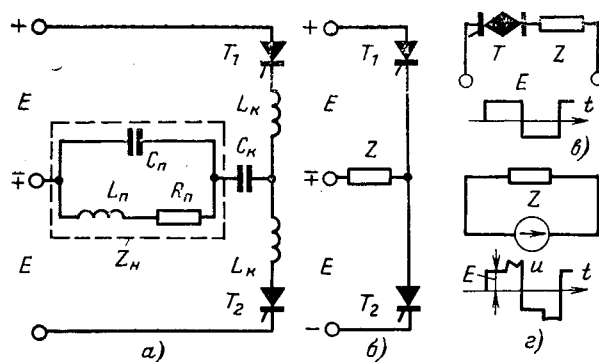


Рис. 1. Схема инвертора и ее преобразование.

Функции u_* и i_* определены на части полупериода

$$u_* = 1 \text{ при } 0 < \omega t < \vartheta_1, \quad (3)$$

$$i_* = 0 \text{ при } \omega t = 0 \text{ и } \vartheta_1 \leq \omega t \leq \pi. \quad (4)$$

Здесь ϑ_1 — угол проводимости.

Неизвестные коэффициенты a_{*n} и b_{*n} могут быть определены из уравнений (3) и (4) с учетом (1) и (2) с любой требуемой точностью, например, методом точек [Л. 6]. Таким образом, как видно из выражений (1)–(4), входной ток i_* , напряжение u_* и угол проводимости определяются только частотной характеристикой цепи инвертора (двухполюсника Z). Поэтому можно считать, что два инвертора эквивалентны по входному току, если они имеют одинаковые частотные характеристики при фиксированных частотах, соответствующих частоте управления и ее гармоникам [Л. 7].

На рис. 2 приведен пример амплитудно-фазовой характеристики последовательно-параллельного инвертора (кривая А) при следующих соотношениях параметров (рис. 1):

$$b = \frac{C_{\pi}}{C_{\kappa}} = 5; \quad a = \frac{L_{\pi}}{L_{\kappa}} = 0,345; \quad d_{\pi} = \frac{R_{\pi}}{\sqrt{L_{\pi}/C_{\pi}}} = 0,1$$

Характеристика имеет петлю, обусловленную резонансом в параллельном контуре. Поскольку инвертор может работать в колебательном режиме, если ток опережает напряжение, то область возможной работы инвертора находится ниже оси действительных чисел. Поэтому амплитудно-фазовая характеристика позволяет определить области, где инвертор не может работать в режиме прерывистого тока, а также найти число граничных режимов [Л. 8], которое определяется числом пересечений амплитудно-фазовой характеристикой нулевой линии. Однако, как показал анализ, число граничных режимов может быть больше одного и в случае, если амплитудно-фазовая характеристика имеет петлю в отрицательной полуплоскости и пересекает нулевую линию только 1 раз. Следовательно, наличие петли является необходимым условием существования нескольких граничных режимов.

Существующие методы приближенного расчета используют замену нагрузки или всей диагонали инвертора на эквивалентное по 1-й гармонике сопротивление, а затем рассматривается эквивалентный последовательный или параллельный инвертор [Л. 3, 4, 9 и 10]. Таким образом, по существу частотная характеристика последовательно-параллельного инвертора аппроксимируется частотной характеристикой эквивалентного по 1-й гармонике последовательного или параллельного инвертора. Из уравнений (1) и (2) видно, что важна не вся частотная характеристика, а значения z_{*n} и φ_n при фиксированных частотах, равных или кратных частоте управления (нечетных высших гармониках). На рис. 2 приведены амплитудно-фазовые характеристики последовательного (В) и параллельного (С) инверторов, эквивалентных последовательно-параллельному при относительной частоте управления $\omega_* = 0,8$. Амплитудно-фазовые характеристики последовательного инвертора имеют вид вертикаль-

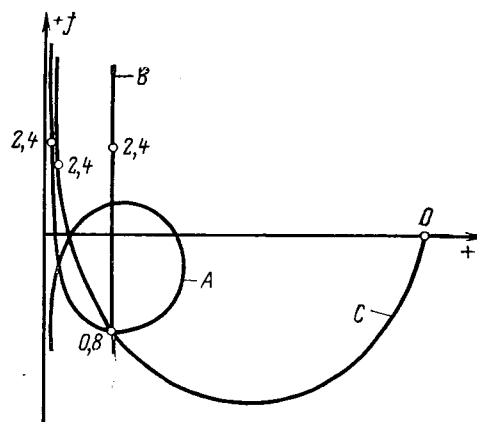


Рис. 2. Амплитудно-фазовые характеристики последовательно-параллельного инвертора (А) и эквивалентных ему при частоте $\omega_* = 0,8$ последовательного (В) и параллельного (С) (цифры возле точек — относительные частоты).

ных прямых, и они в принципе не могут приближаться к оси j при ω_* , стремящихся к бесконечности. Амплитудно-фазовая характеристика параллельного инвертора по виду лучше аппроксимирует амплитудно-фазовую характеристику последовательно-параллельного в нужной области частот, однако, амплитуда z_{*n} может существенно отличаться (например, при относительной частоте, равной 2,14). Поэтому частотные характеристики эквивалентных инверторов не могут достаточно точно аппроксимировать характеристики последовательно-параллельного во всей области частот. Для повышения точности решения при аппроксимации нужно учитывать и область высших гармоник.

Если в выражении (4) с учетом (2) все члены умножить на z_{*1} , то равенство не изменится:

$$\begin{aligned} & a_{*1} \cos(\omega t - \varphi_1) + b_{*1} \sin(\omega t - \varphi_1) + \frac{z_1}{z_*} [a_{*3} \cos(3\omega t - \\ & - \varphi_3) + b_{*3} \sin(3\omega t - \varphi_3)] + \frac{z_1}{z_*} [a_{*5} \cos(5\omega t - \varphi_5) + \\ & + b_{*5} \sin(5\omega t - \varphi_5)] + \dots = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Определяющими, как правило, являются 1-я и 3-я гармоники, так как при более высоких частотах коэффициенты a_{*n} , b_{*n} уменьшаются, z_n быстро растут, а φ_n стремятся к 90° (электр.). С достаточной степенью точности можно рассматривать зависимости угла проводимости ϑ_1 только от сопротивлений и углов при 1-й и 3-й гармониках $v_1 = f\left(\frac{z_3}{z_1}; \varphi_1, \varphi_3\right)$. При наличии трех параметров оказалось возможным на основе результатов, полученных на ЦВМ, построить кривые постоянства значений угла ϑ_1 в координатах φ_1 и $\frac{z_3}{z_1}$ при данном значении угла φ_3 (рис. 3). Исследования показали, что при весьма широкой вариации параметров величина угла близка к 90° (электр.). Снижение угла φ_3 имеет место лишь при практически не очень важных со-

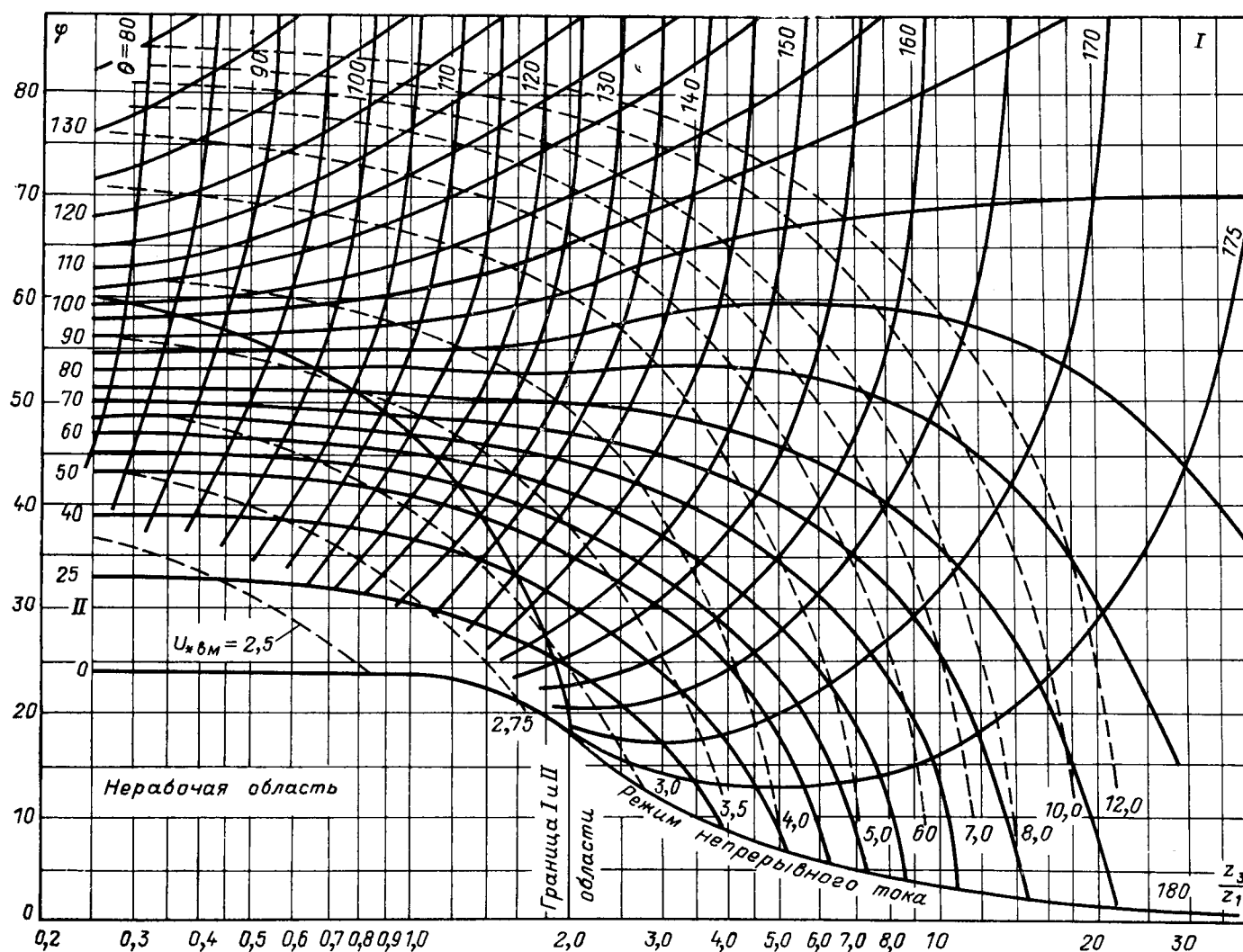


Рис. 3. Номограмма для определения углов φ_1 , φ_v и напряжения $U_{*вм}$ и границ областей работы инвертора при $\varphi_3 = 90^\circ$ (электр.).

отношения параметров, когда значительна величина активного сопротивления параллельного нагрузочного контура для 3-й гармоники или велики потери в последовательном колебательном контуре. Семейства кривых, построенные для других значений φ_3 , аналогичны кривым рис. 3.

Следует отметить, что кривые постоянства φ_1 справедливы и для других схем колебательных инверторов (мостовых, нулевых) при линейной нагрузке произвольной сложности. В тех же координатах были нанесены точки, полученные точным методом [Л. 5] для углов, предоставляемых на выключение φ_v и амплитуд прямого напряжения на вентиле $U_{*вм}$ (при полумостовой схеме). Было выявлено, что указанные точки также закономерно располагаются в указанных координатах. Однако в различных частях плоскости наблюдается различный разброс точек. Он уменьшается с увеличением угла φ_1 и отношения $\frac{z_3}{z_1}$. По полученным точкам были проведены усредненные кривые $\varphi_v = \text{const}$ и $U_{*вм} = \text{const}$.

На номограмме рис. 3 соединены точки пересечения кривых φ_1 и φ_v , в которых сумма углов φ_1

и φ_v равна 180° (электр.). Полученная кривая является границей между двумя областями: в первой обратное напряжение на вентиле во время паузы не переходит через нуль; во второй напряжение на вентиле во время паузы переходит через нуль. Эта область обычно не рекомендуется для работы. Кривая, соответствующая $\varphi_1 = 180^\circ$ (электр.), является границей области прерывистого тока. Ниже этой границы начинается режим непрерывного тока. При $\frac{z_3}{z_1} < 2$ невозможен переход в режим непрерывного тока. Вторая область прерывистых токов граничит снизу с нерабочей областью. Прекращение работы связано с исчезновением обратного напряжения. Таким образом, зная частотные характеристики инвертора для 1-й и 3-й гармоник, по номограмме рис. 3 можно определить его режим работы и основные величины φ_1 , φ_v , $U_{*вм}$.

Многочисленные расчеты, выполненные точным методом на ЦВМ при широкой вариации параметров, показали, что угол φ_1 определяется с погрешностью не более 3° (электр.). В то же время точность кривых φ_v и $U_{*вм}$ недостаточно высока (погрешности около 10%). Уточнение этих величин

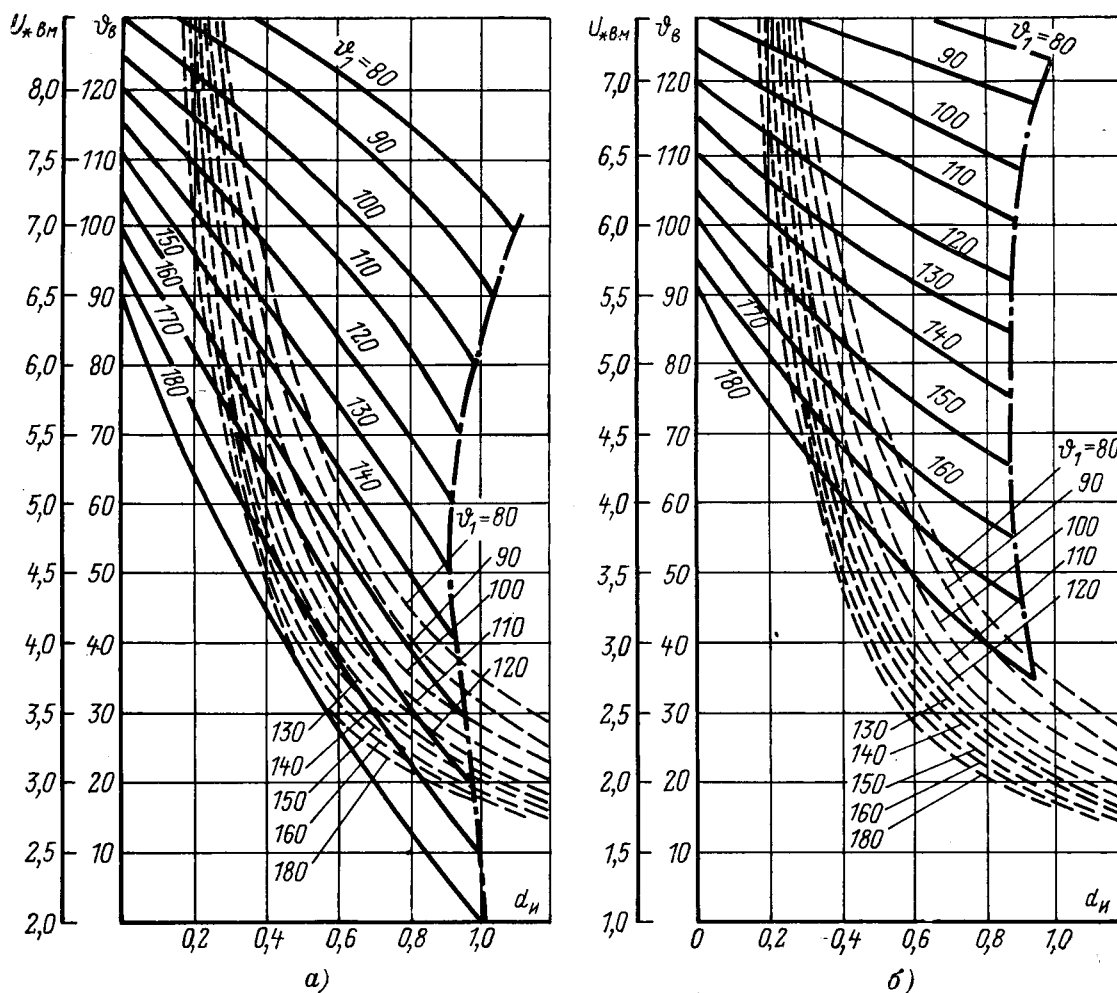


Рис. 4. Номограммы для уточнения угла $\varphi_{\text{в}}$ и напряжения $U_{* \text{вм}}$.

а — для полумостовой схемы; б — для мостовой схемы.

— — — $\varphi_{\text{в}}$; - - - - $U_{* \text{вм}}$; - · - · - граница области I (справа от границы обратное напряжение переходит через 0 во время паузы).

возможно для полумостовой и мостовой схемы по кривым рис. 4, а и б соответственно. На этих кривых по оси абсцисс откладывается параметр $d_{\text{н}}$ — затухание цепи инвертора

$$d_{\text{н}} = \frac{z_{*1} \cos \varphi_1}{V \omega_* (\omega_* - z_{*1} \sin \varphi_1)}. \quad (6)$$

В плоскостях координат $d_{\text{н}}$, $\varphi_{\text{в}}$ и $U_{* \text{вм}}$ наносились точки, полученные точным методом при различных постоянных значениях угла проводимости φ_1 и φ_3 , равных 88—90° (электр.). При этом разброс точек не превышал 1%. При уменьшении φ_3 до 70° (электр.) $\varphi_{\text{в}}$ снижается на 2—3° (электр.), а $U_{* \text{вм}}$ — не более, чем на 2—3%. Таким образом, по номограммам рис. 4 можно весьма точно определить основные параметры, необходимые для выбора вентиля, однако для этого нужно достаточно точно знать угол φ_1 , который может быть определен из рис. 3. Следует отметить, что за счет включения части индуктивности $L_{\text{к}}$ в диагональ моста или в цепь анода (при мостовой схеме) возможно

снижение $U_{* \text{вм}}$, однако при этом одновременно уменьшается $\varphi_{\text{в}}$. Для этих случаев, как и для других схем, могут быть построены номограммы, аналогичные рис. 4.

При расчете инвертора для определения прочих величин целесообразно применить аналитический расчет, основанный на использовании точного значения угла φ_1 . Напряжение на нагрузке может быть найдено исходя из баланса энергии, потребляемой от источника питания и выделяемой в нагрузке

$$2EI_{\text{а}}\eta_{\text{к}} = \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} I_n U_{\text{нн}} \cos \varphi_{\text{нн}}, \quad (7)$$

где $I_{\text{а}}$ — среднее значение тока вентиля; I_n — действующее значение n -й гармоники тока в последовательном колебательном контуре; $U_{\text{нн}}$ — действующее значение n -й гармоники напряжения на нагрузке; $\cos \varphi_{\text{нн}}$ — косинус φ нагрузки при n -й гармонике; $\eta_{\text{к}}$ — к. п. д. инвертора, учитывающий потери в последовательном колебательном контуре.

Число учитываемых гармоник зависит от степени несинусоидальности выходного напряжения. Примем допущение о синусоидальной форме полуволны тока на участке проводимости [Л. 3], но учтем высшие гармоники, появляющиеся в разложении этого тока. Тогда мгновенное и амплитудное значения тока i и I_m , а также действующее значение его n -й гармоники I_n будут связаны следующими соотношениями:

$$i = I_m \sin \frac{180}{\vartheta_1} \omega t; \quad (8)$$

$$I_m = \pi I_a \frac{180}{\vartheta_1}; \quad (9)$$

$$I_n = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{I_m \frac{\vartheta_1}{180} \cos \frac{n\vartheta_1}{2}}{1 - n^2 \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2}, \quad (10)$$

откуда

$$I_n = \frac{2\sqrt{2} I_a \cos n \frac{\vartheta_1}{2}}{1 - n^2 \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2}. \quad (11)$$

Из выражения (7) после преобразования получим:

$$2EI_a \eta_k = I_1 U_{H1} \cos \varphi_{H1} k_\Sigma, \quad (12)$$

где

$$\left. \begin{aligned} k_\Sigma &= 1 + \sum_{n=3,5,7,\dots}^{\infty} \frac{I_n}{I_1} \frac{U_{Hn}}{U_{H1}} \frac{\cos \varphi_{Hn}}{\cos \varphi_{H1}} = \\ &= 1 + \sum_{n=3,5,7,\dots}^{\infty} k_{In} k_{Un} k_{\varphi n}; \\ k_{In} &= \frac{I_n}{I_1} = \frac{1 - \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2}{1 - n^2 \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2} \frac{\cos n \frac{\vartheta_1}{2}}{\cos \frac{\vartheta_1}{2}}; \\ k_{Un} &= \frac{U_{Hn}}{U_{H1}} = k_{In} \frac{z_{Hn}}{z_{H1}}; \quad k_{\varphi n} = \frac{\cos \varphi_{Hn}}{\cos \varphi_{H1}}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Здесь I_1 , $\cos \varphi_{H1}$, z_{H1} — значения тока в последовательном контуре, $\cos \varphi$ и сопротивления нагрузки для 1-й гармоники.

Из выражения (12) с учетом (11) 1-я гармоника напряжения на нагрузке равна:

$$U_{*H1} = \frac{\left[1 - \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2\right] \eta_k}{\sqrt{2} \cos \frac{\vartheta_1}{2} \cos \varphi_{H1} k_\Sigma}. \quad (14)$$

При углах ϑ_1 , достаточно близких к 180° (электр.), а также при высокой добротности параллельного контура k_Σ стремится к 1, при $\vartheta_1 > 100^\circ$ (электр.) достаточно учитывать только 3-ю гармонику, а при $70^\circ \leq \vartheta_1 \leq 100^\circ$ (электр.) целесообразно учитывать и 5-ю. Действующее значение напряжения на нагруз-

ке и коэффициент гармоник выражаются

$$U_{*H} = U_{*H1} \sqrt{1 + \sum_{n=3,5,7,\dots}^{\infty} k^2_{Un}}; \quad (15)$$

$$k_\Gamma = \sqrt{\sum_{n=3,5,7,\dots}^{\infty} k^2_{Un}}. \quad (16)$$

С учетом (9) и (11) среднее значение тока через вентиль

$$I_a = \frac{U_{H1}}{z_{H1}} \left[1 - \left(\frac{\vartheta_1}{180}\right)^2\right] \frac{1}{2\sqrt{2} \cos \frac{\vartheta_1}{2}}. \quad (17)$$

Входной ток инвертора $I_d = I_a$ в полумостовой схеме и равен $2I_a$ в мостовой и в нулевой схемах. Амплитуда напряжения на коммутирующей емкости [Л. 3]

$$U_{*CM} = \frac{I_{*m}}{\omega_*} \frac{\vartheta_1}{180}. \quad (18)$$

Действующее значение тока на входе параллельного контура

$$I = I_1 \sqrt{1 + \sum_{n=3,5,7,\dots}^{\infty} k^2_{In}}. \quad (19)$$

При заданной частоте и частотной характеристике нагрузки инвертора параметры коммутирующих элементов могут быть определены по формулам, вывод которых дан в приложении:

$$L_K = \frac{0,375}{\omega} \left[(R_{\vartheta 1} + r_K) \operatorname{tg} \varphi_1 \left(\frac{z_3}{z_1} \frac{\sin \varphi_3}{\sin \varphi_1} - \frac{1}{3} \right) + \frac{x_{\vartheta 1}}{3} - x_{\vartheta 3} \right]; \quad (20)$$

$$C_K = \frac{1}{\omega (\omega L_K + x_{\vartheta 1} - (R_{\vartheta 1} + r_K) \operatorname{tg} \varphi_1)}, \quad (21)$$

где $R_{\vartheta 1}$, $x_{\vartheta 1}$, $x_{\vartheta 3}$ — активное и реактивное сопротивление эквивалентного нагрузке последовательного контура при 1-й и 3-й гармониках; r_K — активное сопротивление коммутирующего контура.

Значения $\frac{z_3}{z_1}$, φ_1 и φ_3 при этом должны быть

выбраны по номограмме рис. 3 с учетом требуемых углов ϑ_b , ϑ_1 и допустимого напряжения U_{*BM} .

Для проверки предложенного метода расчета проводилось сравнение с результатами точного расчета последовательно-параллельного инвертора. На плоскости $\frac{z_3}{z_1}$ и φ_1 при разных φ_3 выбирались точки, предложенным методом определялись параметры соответствующего инвертора (b , a , d_n , ω_*) и проводился расчет режима его работы. Для этих же параметров проводился расчет точным методом с помощью ЦВМ. Наибольшие погрешности наблюдались около границы I и II областей работы (рис. 3). Анализ результатов расчетов показывает, что погрешности по углу проводимости, определенному по номограмме рис. 3, и по углу, предоставляемому на выключение, определенному по рис. 4, не

превышают 3° (электр). Погрешности в определении максимального напряжения на вентиле (номограммы рис. 4), коммутирующей емкости и тока через вентиль не превышают 4%. Напряжение на нагрузке определяется с точностью до 1%.

Проведенные исследования показали также, что точность определения угла φ_1 существенно выше, чем по методам, изложенным в ряде работ [Л. 3, 4 и 9], особенно при низких добротностях нагрузочного контура или большой его расстройке.

Таким образом, разработан метод расчета, позволяющий на основе частотных характеристик нагрузки и цепи инвертора в целом рассчитать элементы и все токи и напряжения в схеме. Угол проводимости по предложенному методу определяется точнее, чем по всем существующим методам расчета, что является предпосылкой более точного расчета и других величин. При расчете возможен учет к. п. д. последовательного контура и определение гармонического состава напряжения на нагрузке. Предложенные номограммы позволяют определить границы работы инвертора и вид граничных режимов.

Приложение. Для определения параметров инвертора необходимо установить связь между параметрами частотной характеристики и параметрами инвертора. Соотношения для активных и реактивных составляющих сопротивлений цепи инвертора при 1-й и 3-й гармониках имеют вид:

$$\frac{z_3 \cos \varphi_3}{\varphi_1 \cos \varphi_1} = \frac{R_{э3} + r_k}{R_{э1} + r_k}; \quad (22)$$

$$\frac{z_3 \sin \varphi_3}{z_1 \sin \varphi_1} = \frac{3\omega L_k - \frac{1}{3\omega C_k} + x_{э3}}{(R_{э1} + r_k) \operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (23)$$

Для 1-й гармоники справедливо равенство

$$(R_{э1} + r_k) \operatorname{tg} \varphi_1 = \omega L_k - \frac{1}{\omega C_k} + x_{э1}. \quad (24)$$

Определив $\cos \varphi_3$ из (22) и $\frac{1}{\omega C_k}$ из (24) и подставив их в

выражение (23), получим:

$$\frac{z_3 \sin \varphi_3}{z_1 \sin \varphi_1} = \frac{3\omega L_k - \frac{\omega L_k}{3} - \frac{x_{э1}}{3} + \frac{(R_{э1} + r_k) \operatorname{tg} \varphi_1}{3} + x_{э3}}{(R_{э1} + r_k) \operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (25)$$

Из (24) и (25) можно найти L_k и C_k [формулы (20) и (21)].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Донской А. В., Смородинов В. В., Кулик В. Д. Пути развития тиристорных преобразователей частоты для установок индукционного нагрева. — В кн.: Применение токов высокой частоты в электротермии. Л., «Машиностроение», 1968, с. 60—74.
2. Баунцов В. А., Ривкин Г. А., Шевченко Г. И. Автономные тиристорные инверторы. М.—Л., «Энергия», 1967. 160 с.
3. Тиристорные преобразователи высокой частоты. Л., «Энергия», 1973. 200 с. Авт.: Е. И. Беркович, Г. В. Ивенский, Ю. С. Иоффе, А. Т. Матчак, В. В. Моргун.
4. Тодоров Т. С. Анализ основных схем инверторов в режиме прерывистого тока. — «Электричество», 1973, № 4, с. 30—35.
5. Савинова Д. В., Баев А. В. Применение ЭЦВМ для расчета электромагнитных процессов в последовательно-параллельном автономном инверторе. — В кн.: Автоматизация энергосистем и энергоустановок промышленных предприятий. Челябинск, 1971, № 95, с. 130—137.
6. Гельман М. В. Метод расчета автономных инверторов, работающих в режиме прерывистого тока. — «Электричество», 1974, № 7, с. 44—48.
7. Гельман М. В., Савинова Д. В. Методы расчета колебательных инверторов с применением частотных характеристик с помощью ЭЦВМ. — В кн.: Разработка и промышленное применение полупроводниковых преобразователей для индукционного нагрева металлов. Уфа, 1974, с. 126—128.
8. Баев А. В., Савинова Д. В. Анализ и расчет электромагнитных процессов в последовательно-параллельном автономном инверторе. В кн.: Повышение эффективности устройств преобразовательной техники. Материалы научнотехнической конференции. Киев, «Наукова думка», 1972, ч. 3, с. 139—145.
9. Акодис М. М., Гельман М. В. Автоматическое регулирование последовательного преобразователя частоты. Изв. вузов. «Энергетика», 1965, № 3, с. 14—22.
10. Гитгарц Д. А., Иоффе Ю. С. Новые источники питания и автоматика индукционных установок для нагрева и плавки. М., «Энергия», 1972. 104 с.

[8.12.1975]

УДК 621.314.6.015.001.24

Анализ гармоник выпрямленного напряжения в схемах с последовательным соединением преобразователей

Инж. СОЛЯНИКОВ А. М.

Уральское отделение ЦНИИ МПС

При необходимости получения высокого напряжения в системе постоянного тока применяют последовательное (каскадное) соединение нескольких вентильных мостов. Каскадное включение не только облегчает получение высокого напряжения, но и дает возможность существенно уменьшить искажение сетевого тока и выпрямленного напряжения и улучшить энергетические показатели применением поочередного управления мостами или получением 12-пульсового выпрямления.

При работе вентильного моста в каскадной схеме характер протекающих в нем электромагнитных процессов может существенно отличаться от характера этих процессов при работе одиночного моста. Это объясняется влиянием коммутационных процессов, протекающих в каждом мосте, на условия работы остальных мостов. Такое взаимное влияние обусловлено наличием общего для всех мостов каскадной схемы индуктивного сопротивления x_q , которое включает в себя индуктивные со-

противления системы энергоснабжения и понижающего трансформатора. При питании мостов от многообмоточного преобразовательного трансформатора с одной сетевой обмоткой, ее индуктивное сопротивление также входит в x_q .

Степень взаимного влияния мостов зависит от величины общего сопротивления x_q и тока нагрузки. Для каждого моста она определяется своим коэффициентом взаимовлияния q :

$$q = \frac{x_q}{x_\gamma} = \frac{x_c + x_\Pi}{x_c + x_\Pi + x_T}, \quad (1)$$

где x_c , x_Π и x_T — индуктивные сопротивления внешней системы энергоснабжения, понижающего и преобразовательного трансформаторов, приведенные к первичной стороне преобразовательного трансформатора; x_γ — суммарное индуктивное сопротивление сети, понижающего и преобразовательного трансформаторов.

Коммутационные процессы в каждом мосте каскадной схемы характеризуются несколькими режимами, причем с изменением углов регулирования α и коммутации γ или характера управления появляются другие режимы [Л. 1].

Изменение электромагнитных процессов, вызываемое взаимным влиянием мостов, приводит к изменению углов коммутации, формы выпрямленного напряжения и уровня его гармоник, внешних характеристик отдельных мостов и всей каскадной схемы.

Гармоники напряжения на выходе каскадной схемы находятся через их косинусные и синусные составляющие по известной формуле:

$$U_{k\Sigma} = \frac{A_{k\Sigma}}{\sqrt{2}} = \sqrt{\frac{B_{k\Sigma}^2 + C_{k\Sigma}^2}{2}}, \quad (2)$$

где k — порядок гармоники, равный отношению ее частоты к частоте основной гармоники питающего напряжения; для гармоник, создаваемых трехфазным мостом $k=6, 12, 18, \dots$; $A_{k\Sigma}$ — амплитуда k -й гармоники на выходе каскадной схемы; $B_{k\Sigma}$ и $C_{k\Sigma}$ — амплитуды косинусной и синусной составляющих k -й гармоники; $U_{k\Sigma}$ — действующее значение k -й гармоники напряжения на выходе каскадной схемы.

Составляющие гармоник суммарного выпрямленного напряжения схемы $B_{k\Sigma}$ и $C_{k\Sigma}$ можно найти суммированием соответствующих составляющих гармоник, вносимых каждым мостом, которые определяются разложением в ряд Фурье кривых выпрямленного напряжения этих мостов.

Сложность и многообразие зависимостей, учитывающих взаимовлияние мостов в каскадной схеме, делают их непригодными для практических расчетов гармоник. В связи с этим представляет интерес, в какой мере взаимовлияние отражается на уровне гармоник выпрямленного напряжения и можно ли его не учитывать.

Исследования показывают, что при встречающихся на практике соотношениях реактивных сопротивлений сети и преобразовательного трансформатора взаимовлияние мостов в интервале до номинальной нагрузки не вызывает значительного изменения уровня гармоник, а в некоторых слу-

чаях [Л. 1] и совсем не отражается на протекании коммутационных процессов.

В случае синфазного управления мостами шестифазного двухмостового выпрямителя уровень гармоник на его выходе при $q_1=q_2=0,15$ и номинальной нагрузке с учетом и без учета взаимовлияния отличается на 3–6%. С увеличением числа мостов (при неизменном соотношении мощностей каскадной схемы и сети) будут соответственно уменьшаться их коэффициенты взаимовлияния, поэтому погрешность в расчете гармоник существенно не изменится.

Таким образом, при практических расчетах гармоник выпрямленного напряжения, особенно при сравнительном анализе различных вариантов каскадных схем, можно в указанных выше условиях пренебречь взаимовлиянием мостов, что не внесет большой погрешности в расчеты. При этом допущении составляющие гармоник, вносимых работой каждого моста, определяются по выражениям, справедливым для одиночного моста.

Для мостов, не имеющих шунтирующего диода, при любом значении α можно воспользоваться известными формулами [Л. 2]:

$$\left. \begin{aligned} B_k &= \frac{1}{2} U_{d0} \left[\frac{\cos(k+1)(\alpha+\gamma) + \cos(k+1)\alpha}{k+1} - \frac{\cos(k-1)(\alpha+\gamma) + \cos(k-1)\alpha}{k-1} \right] (-1)^{k/6}; \\ C_k &= \frac{1}{2} U_{d0} \left[\frac{\sin(k+1)(\alpha+\gamma) + \sin(k+1)\alpha}{k+1} - \frac{\sin(k-1)(\alpha+\gamma) + \sin(k-1)\alpha}{k-1} \right] (-1)^{k/6}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где U_{d0} — выпрямленное напряжение рассматриваемого моста при $\alpha=\gamma=0$.

Если выход моста шунтирован диодом, эти выражения справедливы только при углах регулирования, меньших 60° . При дальнейшем увеличении угла α вступает в работу шунтирующий диод и в кривой выпрямленного напряжения появляются нулевые участки.

Анализируя в этих условиях коммутационный процесс, можно установить, что если $\alpha \leq 60^\circ + \gamma_0$, то коммутация тока с погасающих вентилей на шунтирующий диод, а затем и с диода на очередной и повторно зажигающийся вентили моста проходит также в условиях двухфазного короткого замыкания (здесь γ_0 — угол коммутации при $\alpha=0$). На участках работы шунтирующего диода выпрямленное напряжение остается равным нулю, поэтому кривая выпрямленного напряжения в пределах периода повторяемости от $\vartheta=\alpha-30^\circ$ до $\vartheta=\alpha+30^\circ$ описывается выражениями:

$$\left. \begin{aligned} e &= 0 && \text{при } \alpha - 30^\circ \leq \vartheta \leq \alpha + \gamma_d - 30^\circ \\ &&& \text{и } 90^\circ \leq \vartheta \leq \alpha + 30^\circ; \\ e &= E_m \cos \vartheta && \text{при } \alpha + \gamma_d - 30^\circ \leq \vartheta \leq 90^\circ, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где γ_d — угол коммутации тока с шунтирующего диода на вентили моста; e — мгновенное значение

выпрямленного напряжения; E_m — амплитуда выпрямленного напряжения; $\vartheta = \omega_0 t$ (ω_0 — круговая частота питающей сети; t — время).

Разлагая эту кривую в тригонометрический ряд, получим:

$$B_k = 2 \frac{3}{\pi} \int_{\alpha + \gamma_d - 30^\circ}^{90^\circ} E_m \cos \vartheta \cos k \vartheta d\vartheta;$$

$$C_k = 2 \frac{3}{\pi} \int_{\alpha + \gamma_d - 30^\circ}^{90^\circ} E_m \cos \vartheta \sin k \vartheta d\vartheta$$

или после интегрирования и преобразований:

$$\left. \begin{aligned} B_k &= (-1)^{k/6} U_{d0} \times \\ &\times \left[\frac{\frac{1}{2} \cos(k+1)(\alpha + \gamma_d) - \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(k+1)(\alpha + \gamma_d) + 1}{k+1} - \right. \\ &\left. - \frac{\frac{1}{2} \cos(k-1)(\alpha + \gamma_d) + \frac{\sqrt{3}}{2} \sin(k-1)(\alpha + \gamma_d) + 1}{k-1} \right]; \\ C_k &= (-1)^{k/6} U_{d0} \times \\ &\times \left[\frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \cos(k+1)(\alpha + \gamma_d) + \frac{1}{2} \sin(k+1)(\alpha + \gamma_d)}{k+1} + \right. \\ &\left. + \frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \cos(k-1)(\alpha + \gamma_d) - \frac{1}{2} \sin(k-1)(\alpha + \gamma_d)}{k-1} \right]. \end{aligned} \right\} (5)$$

Если $60^\circ < \alpha < 60^\circ + \gamma_0$, то к моменту отпирания очередного вступающего в работу вентиля коммутация тока с погасающего вентиля на диод еще не окончена, поэтому очередной вентиль, открываясь, подключает к коммутирующему контуру третью фазу. С этого момента коммутация проходит в условиях трехфазного короткого замыкания до момента запираания погасающего вентиля, после чего вступающий в работу вентиль заканчивает коммутацию с шунтирующим диодом вновь в условиях двухфазного короткого замыкания, как описано ранее. В этих условиях шунтирующий диод, как и в первом случае, открыт в течение всего интервала коммутации, поэтому и в этом случае на участке коммутации $e=0$. В интервале трехфазного короткого замыкания процесс коммутации несколько ускоряется, но уменьшение угла коммутации невелико и при практических расчетах гармоник его можно не учитывать. При этом допущении полученные выражения (4) и (5) остаются справедливыми во всем интервале значений угла α , превышающих 60° .

Если напряжения анодов рассматриваемого моста сдвинуть на 30° , соответственно сместится и кривая его выпрямленного напряжения со всеми гармониками. Нетрудно показать, что в этом случае выражения для составляющих гармоник будут отличаться от формул (3) и (5) коэффициентом $(-1)^{k/6}$.

По формулам (2) — (5) вычислены зависимости уровня гармоник напряжения на выходе управляемого выпрямителя с шунтирующим диодом и без

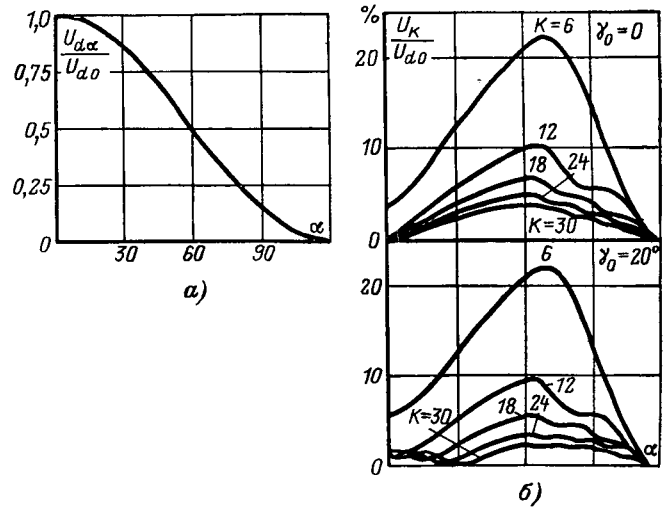


Рис. 1. Зависимость среднего значения выпрямленного напряжения (а) и уровня его гармоник (б) от угла регулирования в управляемом преобразователе с шунтирующими диодами.

него от величин угла регулирования и начального (при $\alpha=0$) угла коммутации γ_0 . В обоих случаях наибольший уровень гармоник наблюдается в средней части диапазона изменения угла регулирования, причем как на холостом ходу, так и при нагрузке этот уровень при наличии шунтирующего диода (рис. 1) на 8—20% ниже, чем в преобразователе без диода.

Зависимости уровня гармоник от нагрузки при $\alpha < 60^\circ$ в преобразователях с шунтирующим диодом и без него одинаковы. Для больших углов регулирования эти зависимости при наличии шунтирующего диода смещены в сторону понижения уровня гармоник. На рис. 2 приведены зависимости гармоник от угла γ_0 в преобразователе с шунтирующим диодом и без него для нескольких значений угла α .

Пользуясь формулами (3) и (5), можно найти составляющие гармоник, вносимых каждым мостом каскадной схемы, и, суммируя их, получить соответствующие составляющие гармоник суммарного выпрямленного напряжения. Чтобы учесть возможное различие схем соединения преобразовательных трансформаторов, при сложении составляющих гармоник, вносимых отдельными мостами каскадной схемы, нужно умножить их на коэффициент s , характеризующий схему трансформатора. Если для схемы Y/Y $s=1$, то при схеме Y/Δ $s=(-1)^{k/6}$. С учетом этого находим:

$$\left. \begin{aligned} B_{k\Sigma} &= s_1 B_{k1} + s_2 B_{k2} + \dots + s_n B_{kn} = \sum_{j=1}^n s_j B_{kj}; \\ C_{k\Sigma} &= s_1 C_{k1} + s_2 C_{k2} + \dots + s_n C_{kn} = \sum_{j=1}^n s_j C_{kj}. \end{aligned} \right\} (6)$$

Приведенная выше методика и расчетные формулы (2) — (6) были применены при анализе гармоник напряжения на выходе четырехмостового 12-пульсового выпрямителя с регулируемой внеш-

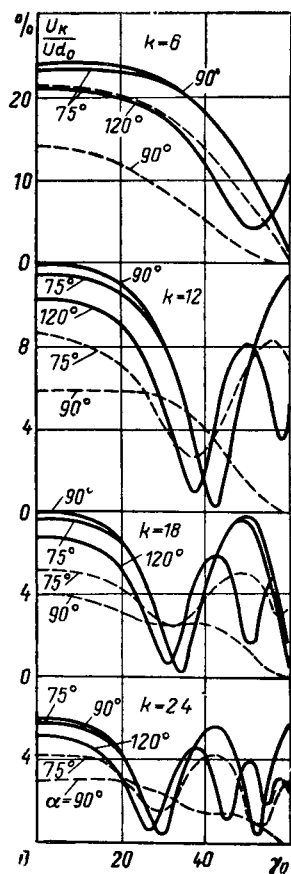


Рис. 2. Уровень гармоник выпрямленного напряжения управляемого моста при различных величинах угла регулирования в преобразователе с шунтирующими диодами (штриховая линия) и без них (сплошная).

ней характеристикой, составленного из двух диодных и двух тиристорных мостов. Выпрямленные напряжения диодных мостов одинаковы. Наибольшее напряжение каждого тиристорного моста (при $\alpha=0$) составляет 10% напряжения диодного моста. Один диодный и один тиристорный мосты подключены к обмоткам, соединенным в «звезду», остальные два моста — к обмоткам, соединенным в «треугольник».

Условимся обозначать все величины, характеризующие неуправляемую часть преобразователя, с одним штрихом, управляемую — двумя, а всю последовательную схему — индексом Σ . Для удобства сравнения рассматриваемого преобразователя с аналогичным выпрямителем без управляемых

мостов уровень гармоник на выходе отдельных мостов и всей последовательной схемы, а также их составляющие отнесены к напряжению ее неуправляемой части U'_{d0} .

Для учета индуктивного сопротивления сети и трансформаторов можно задаться значением угла коммутации при номинальном токе нагрузки $I_{дн}$ для диодных γ'_n и тиристорных γ''_{on} (при $\alpha=0$) мостов. При любом значении тока нагрузки I_d величину угла коммутации можно найти из соотношений:

$$\left. \begin{aligned} \gamma_0 &= \arccos \left[1 - (1 - \cos \gamma_{0n}) \frac{I_d}{I_{дн}} \right]; \\ \gamma &= \arccos [\cos \alpha + \cos \gamma_0 - 1] - \alpha. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

При расчете принято $\gamma'_n = \gamma''_{on} = 30^\circ$. Углы регулирования диодных мостов приравнены к нулю, а для тиристорных мостов величины α''_1 и α''_2 изменялись от 0 до 120° синхронно или поочередно: вначале α''_1 увеличивался от нуля до 120° при $\alpha''_2=0$, затем при $\alpha''_1=120^\circ$ изменялся α''_2 в том же диапазоне. Значения коэффициентов s приняты равными единице для мостов, подключенных к «звезде» и $(-1)^{k/6}$ для мостов, подключенных к «треугольнику».

Расчеты выполнены для преобразователей с шунтирующими диодами и без них. По результатам расчетов построены зависимости уровня гармоник выпрямленного напряжения от угла регулирования для режимов холостого хода и номиналь-

Вид преобразователя	Наибольший уровень 12-й гармоники выпрямленного напряжения в 12-пульсовом преобразователе с регулируемым напряжением, %			
	Синфазное управление		Поочередное управление	
	$\frac{U''_{d0}}{U'_{d0}}=0,1$	$\frac{U''_{d0}}{U'_{d0}}=0,2$	$\frac{U''_{d0}}{U'_{d0}}=0,1$	$\frac{U''_{d0}}{U'_{d0}}=0,2$
С шунтирующим диодом на управляемых мостах	$\frac{2,01}{4,11}$	$\frac{3,06}{5,11}$	$\frac{1,56}{3,61}$	$\frac{2,15}{4,11}$
Без шунтирующего диода	$\frac{2,14}{4,26}$	$\frac{3,58}{5,41}$	$\frac{1,61}{3,62}$	$\frac{2,24}{4,13}$
Неуправляемый выпрямитель	$\frac{0,998}{3,10}$			

Примечание. Значения в числителе соответствуют холостому ходу, в знаменателе — номинальной нагрузке.

ной нагрузки при синфазном изменении углов регулирования обоих тиристорных мостов и их поочередном управлении. С изменением угла регулирования при заданных значениях нагрузки уровень гармоник на выходе последовательной схемы изменяется по волнистой кривой, имеющей экстремумы через промежутки угла α , близкие к $\Delta\alpha = \pi/k$. Наибольший уровень гармоник, как и в случае одиночного управляемого моста, наблюдается в средней части диапазона изменения угла α , причем этот уровень на холостом ходу отличается от уровня, создаваемого неуправляемой частью, в большей мере, чем при нагрузке. Например, для гармоник 600 Гц отношение этих уровней на холостом ходу составляет более 2, а при номинальной нагрузке — 1,32. Это объясняется тем, что при углах регулирования, соответствующих наибольшему уровню гармоник, с увеличением нагрузки более интенсивно возрастают гармоники, вносимые неуправляемыми мостами.

Наибольшие значения гармоники 600 Гц при различных условиях работы и особенности преобразователя приведены в таблице. Значения, указанные в числителе соответствуют холостому ходу, в знаменателе — номинальной нагрузке.

Из анализа полученных зависимостей и данных таблицы видно, что при шунтировании тиристорных мостов диодами наибольший уровень гармоник на выходе преобразователя примерно на 12% ниже, чем в случае отсутствия диодов.

В обоих случаях наибольшие уровни гармоник, кратных двенадцати, можно понизить на 15–25% применением поочередного управления тиристорными мостами. При этом появляются гармоники с нечетным значением $k/6$, но их уровень в несколько раз меньше в сравнении с близкими к их частоте гармониками с четным $k/6$ (рис. 3).

Сказанное выше в значительной мере подтверждается результатами измерений в действующей установке.

Экспериментальные исследования выполнены на четырехмостовом 12-пульсовом преобразователе мощностью 3700 кВт. Выпрямленное напряжение его неуправляемой части при холостом ходе составляет 7060 В. Тиристорные мосты управляемой части шунтированы диодами, ее наибольшее вы-

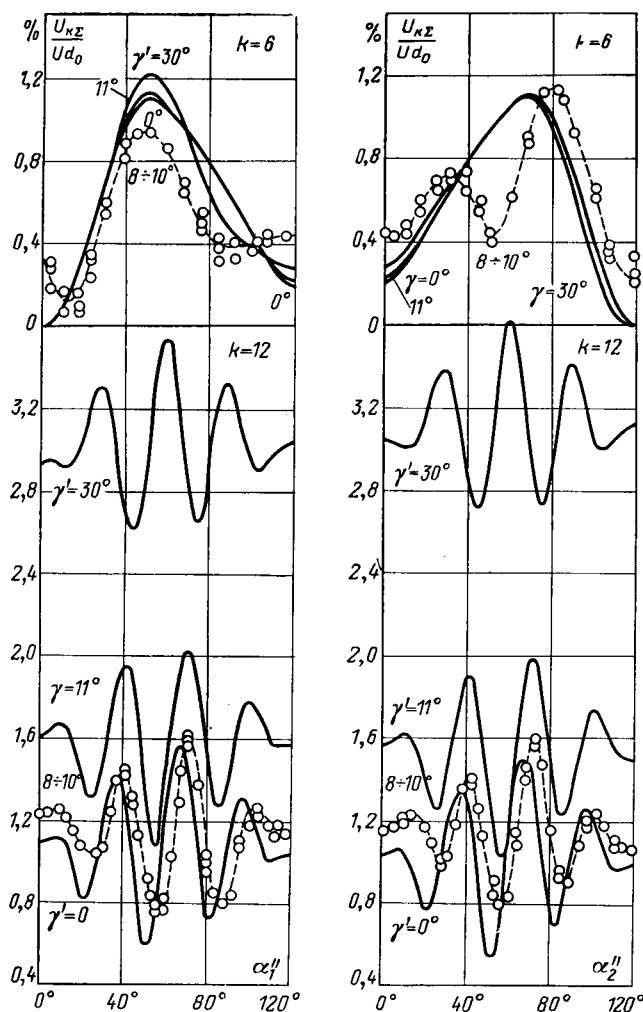


Рис. 3. Расчетные (сплошная линия) и экспериментальные (штриховая) зависимости уровня гармоник при поочередном управлении тиристорными мостами.
а — при изменении α''_1 от 0 до 120° и $\alpha''_2=0$; б — при $\alpha''_1=120^\circ$ и изменении α''_2 от 0 до 120° .

прямленное напряжение (при $\alpha=0$) составляет 680 В или 9,64% U'_{d0} . Преобразователь эксплуатируется в системе энергоснабжения повышенного напряжения на одной из тяговых подстанций. Его мосты подключены к трансформатору ТМРУ-6300/35, реконструированному для питания многомостового выпрямителя. Тиристорные мосты подключены к дополнительно смонтированным обмоткам, которые, как и обмотки диодных мостов, соединены одна в «звезду», другая — в «треугольник». Сетевая обмотка трансформатора подключена к шинам 35 кВ, которые напряжение подается от понижающего трансформатора ТДТНГ-20000/110, включенного в мощную энергосистему. Общее для

всех мостов индуктивное сопротивление сети, понижающего трансформатора и первичной обмотки преобразовательного трансформатора составляло 15% индуктивного сопротивления x'_γ и около 1% сопротивления x''_γ .

В процессе эксперимента выполнены измерения уровня всех гармоник частотой до 2400 Гц, крагных 300 Гц.

Исследования выполнялись в обычных эксплуатационных условиях, поэтому полученные зависимости сняты при некотором колебании нагрузки в пределах от 90 до 130 А (или при $\gamma'=8,8-11^\circ$). Некоторое расхождение уровня расчетных и измеренных значений гармоник объясняется небольшим отличием соотношения U''_{d0}/U'_{d0} в реальной установке от принятого при расчете, колебаниями нагрузки при измерениях, влиянием шестипульсовых преобразователей, питающихся с исследуемым выпрямителем от общего понижающего трансформатора, и неточностью измерений.

Расчетные кривые в диапазоне значений угла α , превышающих 60° , имеют такой же вид и в такой же мере отличаются от экспериментальных кривых, как и соответствующие зависимости при $\alpha \leq 60^\circ$.

Выполненные исследования показывают, что при встречающихся на практике соотношениях индуктивного сопротивления сети и преобразовательных трансформаторов практические расчеты гармоник выпрямленного напряжения каскадных схем в режимах нагрузки до номинальной можно выполнять по приведенной выше методике, учитывая при этом возможность некоторого увеличения погрешности. Такая методика может оказаться удобной при сравнительном анализе гармоник в различных вариантах каскадных схем, отличающихся числом последовательно соединенных мостов, режимом управления, схемами соединения обмоток трансформаторов и другими особенностями, поскольку при всех указанных отличиях схемы расчеты будут выполняться по одинаковым формулам.

Заметное снижение наибольшего уровня гармоник при шунтировании управляемых мостов диодами свидетельствует о целесообразности применения такой шунтировки при глубоком регулировании, если по условиям работы не требуется переводить преобразователь в инверторный режим.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Поссе А. В. Схемы и режимы электропередач постоянного тока. Л., «Энергия», 1973. 303 с.
2. Каганов И. Л. Электронные и ионные преобразователи, ч. III. Цепи питания и управления ионных приборов. М.—Л., Госэнергоиздат, 1956. 528 с.

[18.11.1975]

Влияние соотношения параметров асинхронного двухклеточного двигателя на его механическую характеристику

ФОКИН В. А., ЧИКИНА В. А.

Запорожье

Известные методы расчета индукционных двухклеточных двигателей позволяют аналитически и графически определить параметры двигателя и соответствующие им характеристики. При этом все теоретические исследования базируются на диаграмме тока, соответствующей эквивалентной схеме двигателя с двойной клеткой ротора.

Аналитический метод расчета точной эквивалентной схемы двухклеточного двигателя, разработанный как зарубежными, так и советскими авторами, трудоемок [Л. 1—6], поэтому обычно практические расчеты рассматриваемых двигателей, а также обработка результатов испытаний связаны с графическими построениями.

При проектировании и типовых испытаниях электродвигателей определяют начальный, максимальный и минимальный моменты. С целью использования ЦВМ, позволяющей ускорить расчеты, в этой статье излагается аналитический метод определения механической характеристики двухклеточного двигателя с выявлением начального и экстремальных электромагнитных моментов. Рассматривается влияние соотношений параметров вторичной цепи двигателя на его механическую характеристику.

В основу рассматриваемого здесь метода электромагнитного расчета асинхронного двигателя с двойной клеткой положена его схема замещения с вынесенным на внешние зажимы намагничивающим контуром (рис. 1) [Л. 7].

Расчет излагается для случая, когда не учитывается влияние насыщения от полей рассеяния и влияние вытеснения тока по высоте каждого из роторных стержней.

Попытка учета влияния насыщения зубцового слоя на основе опыта короткого замыкания изложена в [Л. 8 и 9]. Электромагнитный момент двигателя

$$M = \frac{m}{\omega} I_2'^2 \frac{R_2'}{s}, \quad (1)$$

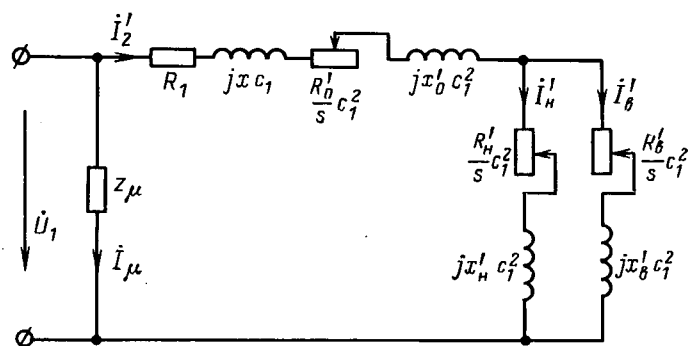


Рис. 1. Схема замещения асинхронного двухклеточного двигателя с вынесенным на внешние зажимы намагничивающим контуром.

где m — число фаз двигателя; ω — круговая частота магнитного поля статора; I_2' — приведенный ток роторной цепи; R_2' — активная составляющая приведенного сопротивления ротора; s — скольжение.

На рис. 1 приведена эквивалентная схема двигателя, у которого клетки ротора залиты алюминием. Выразив ток I_2' и сопротивление R_2' , входящие в (1), через параметры двигателя в соответствии с рис. 1 и введя обозначения:

$$\left. \begin{aligned} a &= R_1 (R'_b + R'_n); \quad b = c_1 (x_1 + x'_0 c_1) (R'_b + R'_n) + x'_n (R'_0 + R'_b) c_1^2 + (R'_0 + R'_n) x'_b c_1^2; \\ c &= - (x'_b + x'_n) (x_1 + x'_0 c_1) + x'_b x'_n c_1^2; \\ d &= R_1 (x'_b + x'_n); \quad e = (R'_b + R'_n) R'_0 c_1^2 + R'_b R'_n c_1^2; \quad E = (R'_0 + R'_b) x'_n c_1^2; \\ D &= (R'_b + R'_n) (R'_0 R'_b + R'_0 R'_n + R'_b R'_n) c_1^2, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

приходим к установленному в [Л. 10] выражению электромагнитного момента двухклеточного двигателя:

$$M = \frac{m U_1^2}{\omega} \frac{Dq + E/q}{|a + jb + (c + jd)/q + eq|^2}, \quad (3)$$

где R_1 и x_1 — активное и реактивное сопротивления фаз статора; R'_b и x'_b — приведенные активное и реактивное сопротивления верхней клетки ротора; R'_n и x'_n — приведенные активное и реактивное сопротивления нижней клетки ротора; R'_0 — активное сопротивление общих обоим клеткам короткозамыкающих колец; x'_0 — индуктивное сопротивление, обусловленное потоками рассеяния обеих клеток; U_1 — фазное напряжение обмотки статора; q — величина, обратная скольжению.

Поправочный коэффициент c_1 полагаем равным действительному числу [Л. 7]:

$$c_1 = 1 + x_1/x_\mu,$$

где x_μ — реактивное сопротивление намагничивающего контура.

Приведенные обозначения (2) значительно упрощаются, если в схеме замещения двигателя рис. 1 отсутствуют: приведенное сопротивление R'_0 , что характерно для двигателей с паяными клетками ротора, у которых из соображений надежности короткозамыкающие кольца выполняются отдельными; реактивное сопротивление верхней клетки x'_b , которое для обычных пазов двухклеточного ротора имеет весьма малое значение [Л. 4].

Представляя знаменатель (3) произведением сомножителей, получаем:

$$M = \frac{m U_1^2 q}{\omega e^2} \frac{Dq^2 + E}{(q - q_1)(q - q_2)(q - q_3)(q - q_4)}, \quad (4)$$

где

$$q_{1,2} = -(a \pm j\beta) + (\gamma \pm j\delta); \quad (5)$$

$$q_{2,4} = -(a \pm j\beta) - (\gamma \pm j\delta); \quad (6)$$

$$\alpha = a/2e; \quad (7)$$

$$\beta = b/2e; \quad (8)$$

коэффициенты γ и δ равны соответственно действительной и мнимой частям радикала

$$\gamma + j\delta = \sqrt{[(a + jb)/2e]^2 - (c + jd)/e}. \quad (9)$$

Один из возможных вариантов разложения рациональной дроби (4) на более простые дробно-рациональные выражения приводит к следующей зависимости, вывод которой дан в приложении 2:

$$M = M_1 + M_2 + kM_1M_2, \quad (10)$$

где

$$M_1 = \frac{mU_1^2}{\omega e^2} A_1 \frac{q}{(q + \alpha - \gamma)^2 + (\beta - \delta)^2}; \quad (11)$$

$$M_2 = \frac{mU_2^2}{\omega e^2} A_2 \frac{q}{(q + \alpha + \gamma)^2 + (\beta + \delta)^2}. \quad (12)$$

Значения A_1 , A_2 , k найдены методом неопределенных коэффициентов:

$$A_1 = \frac{E - D[(\alpha - \gamma)^2 + (\beta - \delta)^2]}{4(\alpha\gamma + \beta\delta)}; \quad (13)$$

$$A_2 = \frac{-E + D[(\alpha + \gamma)^2 + (\beta + \delta)^2]}{4(\alpha\gamma + \beta\delta)}; \quad (14)$$

$$k = \frac{\omega e^2 [-A_1(q_2 + q_4) - A_2(q_1 + q_3)]}{mU_1A_1A_2}. \quad (15)$$

Выражения (11) и (12) аналогичны формуле вращающего момента асинхронного двигателя с нормальной клеткой ротора:

$$M = \frac{mU_1^2 R'_2}{\omega} \frac{1/s}{(R_1 + c_1 R'_2/s)^2 + (x_1 + c_1 x'_2)^2},$$

поэтому дальнейший расчет двухклеточного двигателя можно проводить, определяя составляющие моменты M_1 и M_2 аналитически, например по формуле Клосса [Л. 7]:

$$M_1 = 2M_{1K} \left/ \left(\frac{s_{1K}}{s} + \frac{s}{s_{1K}} \right) \right.; \quad (16)$$

$$M_2 = 2M_{2K} \left/ \left(\frac{s_{2K}}{s} + \frac{s}{s_{2K}} \right) \right., \quad (17)$$

где

$$s_{1K} = 1/(\beta - \delta); \quad (18)$$

$$s_{2K} = 1/(\beta + \delta); \quad (19)$$

M_{1K} и M_{2K} — максимальные электромагнитные моменты двух компонентных двигателей, определяемые по (11) и (12), в которых вместо $1/q$ подставлены соответственно (18) и (19).

Вычислив M_1 , M_2 и постоянный для данного двигателя коэффициент k по (15), находим произведение kM_1M_2 .

Многочисленные расчеты показывают, что величина kM_1M_2 не превышает (3—4) % результирующего значения момента M двухклеточного двигателя, т. е. практически не влияет на результирующий момент машины.

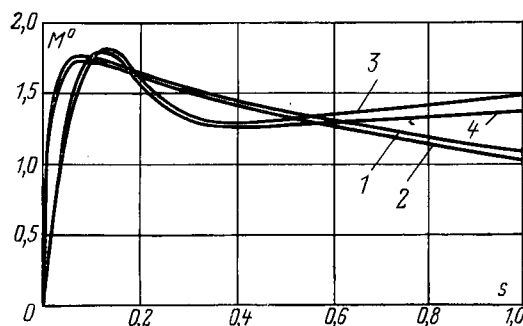


Рис. 2. Механические характеристики двухклеточных двигателей.

1 — 430 кВт (эксперимент); 2 — 430 кВт (расчет); 3 — 250 кВт (эксперимент); 4 — 250 кВт (расчет).

С учетом изложенного выражение (10) для результирующего электромагнитного момента приводится к виду:

$$M = M_1 + M_2. \quad (10a)$$

Результирующая механическая характеристика двухклеточного двигателя будет иметь либо один, либо три экстремальных момента M_a , в последнем случае один из экстремальных моментов будет минимальным (рис. 2).

Для определения экстремальных скольжений дифференцируем (10a) с учетом (16) и (17) по скольжению s и, приравнявая полученную производную нулю, определяем:

$$s_{n\pi} = p_n \sqrt{s_{1K}s_{2K}}, \quad (20)$$

где индекс n может принимать значения $n=1, 2, 3$, соответствующие порядковому номеру экстремального скольжения;

$$p_n = \sqrt{\mu/\nu_n}; \quad (21)$$

$$\mu = M_{1K}/M_{2K}. \quad (22)$$

$$\nu_n = \frac{[(s_{2K}/s_{n\pi})^2 - 1][(s_{n\pi}/s_{1K})^2 + 2(s_{1K}/s_{n\pi})^2]}{[(s_{n\pi}/s_{1K})^2 - 1][(s_{n\pi}/s_{2K})^2 + 2(s_{2K}/s_{n\pi})^2]}. \quad (23)$$

Критические моменты, соответствующие каждому из экстремальных скольжений, вычисляются следующим образом:

$$M_{n\pi} = \frac{2M_{1K}}{s_{n\pi}/s_{1K} + s_{1K}/s_{n\pi}} + \frac{2M_{2K}}{s_{n\pi}/s_{2K} + s_{2K}/s_{n\pi}}. \quad (24)$$

Для определения зависимости экстремального скольжения s_a от соотношений как критических скольжений s_{1K} и s_{2K} компонентных двигателей, так и соответствующих им электромагнитных моментов M_{1K} и M_{2K} , решаем совместно производную (10a), (21), (23) и после несложных преобразований получаем:

$$\mu = \left(\frac{p/t + t/p}{pt + 1/pt} \right)^2 \frac{1/pt - pt}{pt - t/p}, \quad (25)$$

где

$$t = \sqrt{s_{2K}/s_{1K}}. \quad (26)$$

С учетом (25) на рис. 3 построено семейство кривых $\mu = f(p)$, соответствующих определенному значению коэффициента t . Из кривых видно, что

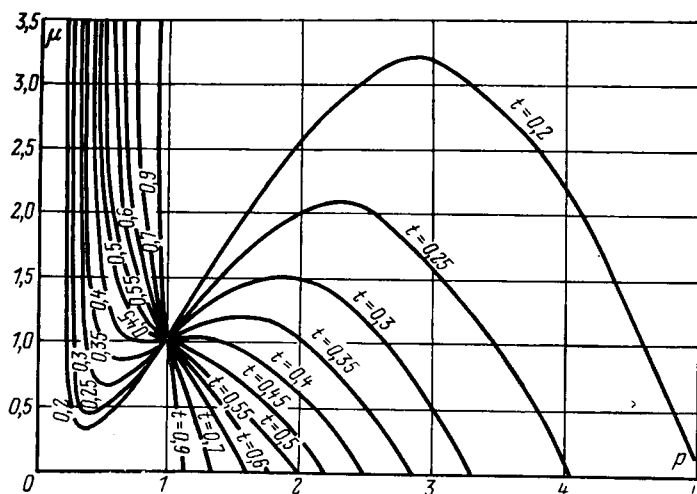


Рис. 3. Семейство кривых $\mu=f(p)$ при различных значениях коэффициента t .

при $t \geq 0,4$ и любом μ механическая характеристика двухклеточного двигателя будет иметь только один экстремальный электромагнитный момент M_a . При $t < 0,4$ механическая характеристика в зависимости от μ может быть с одним или тремя экстремальными скольжениями $s_{1к}$, $s_{2к}$, $s_{3к}$, которым соответствуют два максимальных $M_{1з}$ и $M_{2з}$ и один минимальный $M_{2з}$ электромагнитные моменты.

Так как от значений μ и t зависит форма механической характеристики, то, имея номограммы (рис. 4), определяющие зависимости t от параметров двигателя или зависимости t от соотношений параметров (рис. 5), можно определить значения сопротивлений и пределы их изменения, обеспечивающие желаемый вид механической характеристики.

Условия расчета формулируются следующим образом: пусковой момент не менее заданного; максимальный момент не менее заданного; электрические потери в роторе или номинальное скольжение не более заданных; механическая характеристика имеет один или три экстремума.

В исходных данных должны быть также указаны номинальные мощность P_n и напряжение U_n , частота питания f , число полюсов $2p$.

Расчет асинхронного двигателя при заданных характеристиках обычно начинается с выбора главных размеров статора, исходя из заданной номинальной мощности, потом к нему подбирается соответствующий ротор с двойной клеткой. Это означает, что параметры R_1 , x_1 , R_μ и x_μ оказываются фиксированными — исходными.

Механическую характеристику целесообразно определять в следующей последовательности.

1. Задаемся значениями критических скольжений $s_{1к}$ и $s_{2к}$, учитывая, что обычно $s_{1к} < 0,2$, $0,05 < s_{2к} < 0,13$.

2. По (26) определяем t .

3. Задаемся значением μ , принимая во внимание п. 4 условий расчета.

4. Из рис. 3 или по (25) определяем p .

5. По (20) вычисляем экстремальные скольжения.

6. Используя формулу Клосса (24), с учетом M_a заданного, μ и s_a определяем $M_{1к}$ и $M_{2к}$.

7. По формуле Клосса рассчитываем механическую характеристику двигателя и сопоставляем кратности моментов.

Если полученные результаты удовлетворительны, то, зная t , по номограммам рис. 4 определяем параметры двигателя. Если полученная механическая характеристика или параметры двигателя не удовлетворяют поставленным требованиям, то расчет нужно повторить, задаваясь новыми значениями критических скольжений $s_{1к}$ и $s_{2к}$, а также коэффициента μ , учитывая при этом, что для увеличения пускового и максимального моментов нужно так изменять $s_{1к}$ и $s_{2к}$, чтобы в результате увеличилось значение $t = \sqrt{s_{2к}/s_{1к}}$. Номограммы рис. 4 покажут значения параметров при измененном t .

При $\mu = 1$ получаем $M_a = \sqrt{2} M_k$.

Простой метод подбора $s_{1к}$, $s_{2к}$ и μ приводит к получению окончательных значений параметров роторной цепи двухклеточного двигателя. После выбора параметров можно определить методом круговых диаграмм или аналитически рабочие характеристики двигателя.

В качестве примеров применения этой программы приводятся результаты двух расчетов. Первый относится к электродвигателю серии ДАМСО, мощностью 430 кВт, исследованному в [Л. 11] (рис. 2, кривые 1 и 2); второй — к электродвигателю мощностью 250 кВт, исследованному в [Л. 12] (рис. 2, кривые 3 и 4). Сравнение экспериментальных данных (рис. 2, кривые 1 и 3) с расчетными (рис. 2, кривые 2 и 4) подтверждает правильность изложенного метода.

Метод позволяет по задаваемым соотношениям параметров роторной цепи двухклеточного двигателя судить о характере изменения механической характеристики в области экстремальных точек, а также определить пределы изменения соотношений параметров ротора, при которых механическая характеристика сохраняет определенное число экстремальных точек.

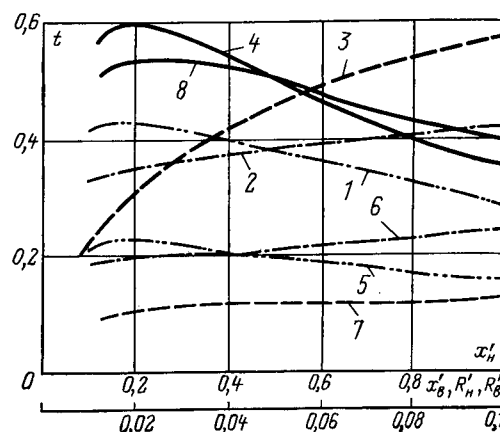


Рис. 4. Зависимости t от параметров двухклеточных двигателей. Мощность 430 кВт: 1 — $t=f(x_n')$; 2 — $t=f(x_n')$; 3 — $t=f(R_n')$; 4 — $t=f(R_n')$. Мощность 250 кВт: 5 — $t=f(x_n')$; 6 — $t=f(x_n')$; 7 — $t=f(R_n')$; 8 — $t=f(R_n')$.

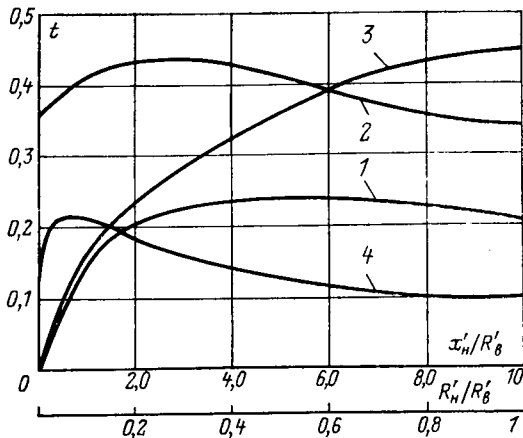


Рис. 5. Зависимости t от соотношений параметров двухклеточных двигателей.
Мощность 430 кВт: 1 — $t=f(R'_n/R'_b)$; 2 — $t=f(x'_n/R'_b)$.
Мощность 250 кВт: 3 — $t=f(R'_n/R'_b)$; 4 — $t=f(x'_n/R'_b)$.

Например, кривая 3 рис. 5 показывает, что механическая характеристика двигателя мощностью 250 кВт будет с тремя экстремумами при отношении R'_n/R'_b , меньшем 0,65, и с одним экстремумом при R'_n/R'_b , большем или равном 0,65. Это, в частности, позволяет видоизменять механическую характеристику в нужном направлении.

Проведенные выше расчеты предполагают отсутствие влияния насыщения зубцового слоя на механическую характеристику. Учет насыщения зубцового слоя можно проводить в порядке уточнения характеристик в соответствии с [Л. 8 и 9].

Приложение 1. Преобразование выражения электромагнитного момента двухклеточного двигателя. Представим знаменатель (3) в виде произведения квадратного многочлена на соответствующий ему многочлен с комплексно-сопряженными коэффициентами:

$$\frac{1/q^2 \{ [eq^2 + (a + jb)q + c + jd]^2 \}}{= [eq^2 + (a + jb)q + c + jd] [eq^2 + (a - jb)q + c - jd]} \quad (\text{П1-1})$$

Раскладываем правую часть (П1-1) на сомножители:

$$[eq^2 + (a + jb)q + c + jd] [eq^2 + (a - jb)q + c - jd] = e^2 (q - q_1)(q - q_2)(q - q_3)(q - q_4), \quad (\text{П1-2})$$

где q_1, q_2 — корни уравнения

$$q^2 + q(a + jb)/e + (c + jd)/e = 0;$$

q_3 и q_4 — решения уравнения

$$q^2 + q(a - jb)/e + (c - jd)/e = 0.$$

Приложение 2. Разложение рациональной дроби (4) на более простые дробно-рациональные выражения. Дробно-рациональную функцию, входящую в (4), представим в виде суммы более простых дробно-рациональных выражений с вещественными коэффициентами:

$$\frac{q(Dq^2 + E)}{(q - q_1)(q - q_2)(q - q_3)(q - q_4)} = \frac{A_1 q}{(q - q_1)(q - q_2)} + \frac{A_2 q}{(q - q_2)(q - q_3)} + \frac{k A_1 A_2 q^2}{(q - q_1)(q - q_2)(q - q_3)(q - q_4)},$$

тогда выражение электромагнитного момента двухклеточного двигателя (4) примет вид:

$$M = \frac{n A_1 q}{(q - q_1)(q - q_2)} + \frac{n A_2 q}{(q - q_2)(q - q_3)} + \frac{n^2 A_1 A_2 k q^2}{(q - q_1)(q - q_2)(q - q_3)(q - q_4)}, \quad (\text{П2-1})$$

где

$$n = m U^2 / \omega e^2.$$

Из (4) и (П2-1) методом неопределенных коэффициентов найдены выражения для A_1, A_2 и k , представленные (13), (14) и (15). Сопоставляя (10) и (П2-1), видим, что

$$M_1 = m U^2 A_1 q / \omega e^2 (q - q_1)(q - q_2); \quad (\text{П2-2})$$

$$M_2 = m U^2 A_2 q / \omega e^2 (q - q_2)(q - q_3). \quad (\text{П2-3})$$

Выразим в (П2-2) q_1 и q_2 через коэффициенты $\alpha, \beta, \gamma, \delta$:

$$(q - q_1)(q - q_2) = (q + \alpha + j\beta - \gamma - j\delta) \times (q + \alpha - j\beta - \gamma - j\delta). \quad (\text{П2-4})$$

Так как правая часть (П2-4) представляет произведение взаимно-сопряженных комплексов, то справедливо следующее равенство:

$$[q + \alpha - \gamma + j(\beta - \delta)] [q + \alpha - \gamma - j(\beta - \delta)] = (q + \alpha - \gamma)^2 + (\beta - \delta)^2. \quad (\text{П2-5})$$

Из (П2-2) и (П2-5) с учетом (П2-4) получаем (11). Аналогично рассуждая, можно получить (12).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Lund H. Zur Theorie des Stromverdrängungsmotor. — «A. f. E.», 1925—1926, Bd XV.
2. Böttcher. Berechnung des Doppelnutmotors. — «A.E.G.M.», 1928, H. 12.
3. Костенко М. П. Теория и расчет двигателей Бушера. — В кн.: Электропромышленность, НТЭ, 1930.
4. Костенко М. П., Кузнецов Б. И. Основания теории и расчета двигателей Бушера. — «Бюллетень ВЭО», 1930, № 7 и 8.
5. Сорокер Т. Г. Многофазный асинхронный двигатель. Многофазный асинхронный преобразователь частоты. Поворотный расчет. — «Труды Научно-исследовательского института электротехнической промышленности», 1959, вып. 1, т. III.
6. Богданов Е. И. Статические характеристики системы Леонардо. — «Вестник электропромышленности», 1940, № 9.
7. Костенко М. П., Пиотровский Л. М. Электрические машины. М.—Л., «Энергия», 1965, ч. II.
8. Фокин В. А., Чикина В. А., Бойко И. С. Влияние насыщения зубцового слоя на механическую характеристику асинхронного двухклеточного двигателя. — «Проблемы технической электродинамики», 1971, № 32.
9. Фокин В. А. Построение характеристик электродвигателя с насыщающимся зубцовым слоем. — «Электричество», 1971, № 7.
10. Фокин В. А. О построении механической характеристики индукционного электродвигателя с двойной роторной клеткой. — «Научные записки Львовского политехнического института», 1956, № 9, вып. 40.
11. Сыромятников И. А. Режимы работы асинхронных электродвигателей. М., Госэнергоиздат, 1955.
12. Chalmers B. I., Mulki A. S. Design synthesis of double-cage induction motors. — «Proc. Inst. Elec. Eng.», 1970, vol. 117, № 7.

[27.11.1975]

Коронный разряд, инициируемый распадом отрицательных ионов

ДЖУВАРЛЫ Ч. М., ВЕЧХАЙЗЕР Г. В., ГОРИН Ю. В.

Институт физики АН Азерб. ССР

Процесс распада отрицательных ионов в газе в сильных электрических полях может сильно влиять на формирование и характеристики некоторых типов электрического разряда в электроотрицательных газах.

Поступление отрицательных ионов в зону сильного поля может привести к превращению одной формы короны в другую [Л. 1]. Поток отрицательных ионов превращает стримерную форму положительной короны в воздухе в непрерывную форму короны (ультракорону), причем отрицательные ионы действуют не на сам стример, а в период паузы создают условия, исключающие возможность возникновения нового стримера [Л. 2].

В этой связи представляется интересным изучение поведения отрицательных ионов в сильных электрических полях при отсутствии каких-либо явлений самостоятельного разряда. Наилучшим представляется использование газового промежутка с резконеоднородным полем при напряжениях, меньших начального напряжения самостоятельной короны.

Эксперименты проводились в атмосферном воздухе в системе электродов «провод в цилиндре» (рис. 1); радиус медного полированного провода $r_0 = 0,49$ мм, радиус цилиндра $R = 0,1$ м, длина рабочих секций — по 50 мм. В одной из рабочих секций сделано два прямоугольных выреза: один шириной 14 мм и высотой 35 мм, закрытый изолированной от секции металлической сеткой (1) и второй вырез 4×35 мм² (2) без сетки. Относительно центрального провода вырезы расположены под углом 90°.

За сеткой на расстоянии около 5 мм параллельно образующей цилиндра расположена микропроволока (3), которая при возбуждении на ней короны служит источником ионов. Через второй вырез наблюдалось свечение короны в основном с помощью фотоумножителя, фотокатод которого располагался на расстоянии 50 мм от стенки цилиндра. В схеме предусмотрено измерение и осциллографирование токов с рабочей части цилиндра и от фотоумножителя.

Основная цель эксперимента состояла в обнаружении и расшифровке тех явлений, которые возникают вблизи поверхности центрального провода при поступлении к ней ионов при напряжении, меньшем начального напряжения самостоятельной короны. Протекание явлений существенно зависит от режима генерирования ионов. При непрерывном поступлении ионов от источника в промежутке через сетку обеспечивается стационарный режим явлений на центральном проводе, но при этом затруднено определение временных параметров явления. При импульсном режиме четко фиксируется протекание явления во времени, что и предопределило проведение экспериментов в импульсном режиме генерирования ионов.

На микропроволоку от ГИН подавались импульсы напряжения с амплитудой (9—10) В, при этом длительность коронной вспышки на микропроволоке составляла около 5 мкс.

Значительная доля образующихся при вспышке ионов уходила на сетку. Заряд ионного сгустка, проникающего за сетку, определялся с помощью зондов. Зондами служили металлические пластины, располагающиеся внутри промежутка на расстоянии (5—10) мм от сетки; пластины изгибались по соответствующей дуге окружности. Напряжение на центральном проводе отключалось и он заземлялся через резистор в несколько десятков МОм; потенциал зонда подбирался таким, чтобы напряженность поля между зондом и сеткой была рав-

на $(0,2—0,4) \cdot 10^5$ В/м, т. е. такой же, как и при отсутствии зонда, но наличии постоянного напряжения 10—20 кВ на центральном проводе. Заряд поступающих на зонд сгустков ионов определялся как интеграл кривой тока на зонд; измеренные значения зарядов составляли несколько пКК для обоих полярностей импульсов. Разброс значений в сериях из 10 импульсов — до 100%; какой-либо зависимости заряда сгустка от знака ионов и напряженности поля в промежутке зонд — сетка при изменении ее в пределах $(0,2—0,4) \cdot 10^5$ В/м не установлено.

При проведении экспериментов импульсы напряжения подавались на микропроволоку источника ионов через 10—15 с. Осциллограммы тока рабочей секции цилиндра (луч 1) и осциллограммы тока ФЭУ (луч II) записывались двумя лучами осциллографа, работавшего в режиме ждущей развертки с опережением ее запуска в несколько десятков мкс относительно подачи импульса на микропровод. При различных значениях напряжения на центральном проводе запись проводилась сериями по 10—12 осциллограмм.

На рис. 2 в едином масштабе времени представлены осциллограммы тока с рабочей секции и тока ФЭУ, полученные при различных значениях положительного постоянного напряжения на центральном проводе и отрицательной полярности поступающих сгустков ионов. Условия съемки: давление воздуха $P = 1,01 \cdot 10^5$ Па, температура $T = 295$ °К, относительная влажность — 76%. Начальное напряжение положительной короны на тщательно очищенном проводе составило $U_{+н} = (18,7 \pm 0,3) \cdot 10^3$ В, отрицательной короны — $U_{-н} = (18,5 \pm 0,3) \cdot 10^3$ В. Соответствующие значения начальных напряженностей $E_{+н} = 72,0 \cdot 10^5$ В/м и $E_{-н} = 71,0 \cdot 10^5$ В/м. Начальные напряжения определялись по появлению импульсов тока и светового излучения короны.

На рис. 2 сплошными линиями даны осциллограммы тока с рабочей секции, штриховыми — ток ФЭУ. Сигналы при $t = t_0$ соответствуют вспышке импульсной отрицательной короны на микропроволоке источника ионов, сигнал при $t = \tau_-$ — вспышке положительной короны на центральном проводе. Длительность этой вспышки τ_- определяется по длительности сигнала ФЭУ. Время τ_- может быть интерпретировано как время прохождения фронта сгустка отрицательных ионов к поверхности центрального провода. Измеренные по осциллограммам времена хорошо согласуются со временем дрейфа, вычисленным по формуле:

$$\tau_- = \frac{R^2 \ln(R/r_0)}{2k_- U_+} \quad (1)$$

при значении $k_- = 2,36 \cdot 10^{-4}$ м²/В · с.

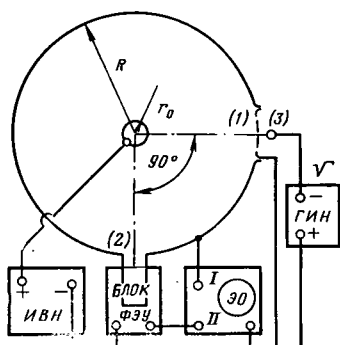


Рис. 1. Принципиальная схема эксперимента.

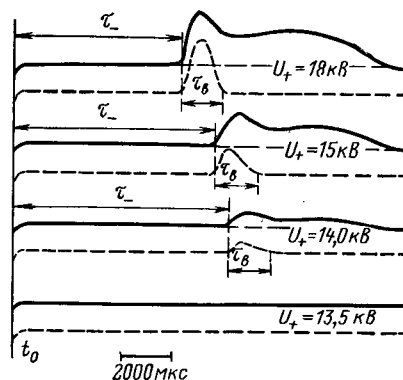


Рис. 2. Сигналы токов с рабочей секции и фотоумножителя.

Ток с рабочей секции после момента времени $t = \tau_- + \tau_+$ определяется только дрейфом положительных ионов, образованных во вспышке, к внешнему цилиндру.

В условиях эксперимента минимальное значение напряжения, при котором фотоумножитель фиксировал отличный от фона сигнал вспышки положительной короны, составило $U_{\min}^+ = (14,0 \pm 0,3) \cdot 10^3$ В, что соответствует напряженности поля у поверхности центрального провода в $54 \cdot 10^5$ В/м без учета возмущений, вносимых объемным зарядом сгустка отрицательных ионов. При отрицательном напряжении на центральном проводе и положительной полярности поступающих ионов минимальные значения напряжения, при которых фиксировалась вспышка короны на центральном проводе, находились в интервале от $17,6 \cdot 10^3$ до $18,2 \cdot 10^3$ В, т. е. были ниже начальных напряженностей самостоятельной короны всего на несколько сотен вольт, что соответствовало изменению напряженности поля у центрального провода не более чем на $(3-4) \cdot 10^5$ В/м.

Время дрейфа положительных ионов от сетки до центрального провода согласуется с вычисленным по (1) (с переменной индексов полярности) при значении $k_+ = 2,16 \times 10^{-4}$ м² В·с.

Единственной причиной возникновения вспышки отрицательной короны при напряжении, меньшем начального, и поступления к проводу сгустка положительных ионов, является возрастание напряженности поля у поверхности провода за счет поля, создаваемого дрейфующим сгустком ионов. Это возрастание, как следует из экспериментальных данных, равно приблизительно $4 \cdot 10^5$ В/м. Очевидно, что и при обратной полярности изменение напряженности, обусловленное собственным полем сгустка, будет таким же, так как измеренные параметры сгустков положительных и отрицательных ионов примерно одинаковы. Но в эксперименте установлено, что минимальное напряжение возникновения вспышки положительной короны при поступлении сгустка отрицательных ионов меньше начального напряжения самостоятельной короны приблизительно на $4,5 \cdot 10^3$ В, что соответствует изменению напряженности у поверхности провода примерно на $18 \cdot 10^5$ В/м.

В экспериментах фиксировалось появление свечения у провода, сопровождаемое броском тока. Эти явления есть следствие прохождения электронных лавин, в которых имеет место возбуждение и ионизация молекул электронным ударом; очевидно, для появления лавин нужны свободные электроны. При отрицательной поверхности провода и поступления на него сгустка положительных ионов регистрируемая совокупность лавин появляется при выполнении обычных условий самостоятельности разряда в суммарном поле, обусловленном зарядом провода и сгустка ионов.

При обратной полярности наблюдаемое снижение напряжения появления вспышки по сравнению с начальным напряжением самостоятельной короны дает основание предполагать наличие дополнительного источника свободных электронов, дающих начало лавинам. Естественно предположить, что эти электроны появляются в результате распада отрицательных ионов, поступающих в зону сильного поля. Известно, что этот процесс может происходить при напряженностях поля, значительно меньших, чем начальные напряженности короны на тонких проводах за счет столкновений ионов с возбужденными молекулами [Л. 3—5] или за счет фотоотщепления [Л. 5 и 6]. Прохождение даже одной лавины, вызывающей появление метастабильных или высвечивающихся возбужденных молекул, может обеспечить нарастание числа распадающихся ионов с появлением новых электронов и, как следствие, новых лавин. Таким образом, совокупность лавин, появляющихся вблизи поверхности провода при поступлении к нему сгустка отрицательных ионов, представляет собой фактически вспышку несамостоятельной положительной короны.

Различие в характере вспышек при различных полярностях проводов подтверждается и данными по длительностям вспышек. Так, для указанных условий зарегистрировано, что при напряжении $U_- = 18,3 \cdot 10^3$ В время вспышки равно $\tau_+ \approx 200 \times 10^{-6}$ с, при обратной полярности $U_+ = 18,0 \cdot 10^3$ В $\tau_+ \approx 1500 \cdot 10^{-6}$ с. При своем движении от источника ионов к проводу сгустки ионов растягиваются; наибольшее усиление поля будет иметь место на фронте сгустка. Таким образом, вспышка самостоятельной отрицательной короны будет иметь место лишь в то время, когда на провод поступает фронтальная часть сгустка; при обратной полярности несамостоятельная положительная корона существует все время, пока к проводу поступают отрицательные ионы.

Уточнение конкретного механизма распада требует постановки специальных экспериментов; отметим лишь, что фотоотщепление, если и имеет место, то может быть существенным лишь за счет коротковолнового излучения возбужденных молекул, так как наличие или отсутствие дневного света не отражается на виде осциллограмм.

Напряженность $E_{\min}$, вычисленная как

$$E_{\min} = \frac{U_{\min}^+}{r_0 \ln(R/r_0)} \quad (2)$$

соответствует начальной напряженности несамостоятельной короны. Численные значения, получаемые по (2) при использовании экспериментальных значений $U_{\min}^+$, будут несколько ниже той напряженности поля на поверхности провода, при которой возникает вспышка несамостоятельной короны, так как в (2) не учитывается влияние собственного поля сгустка ионов.

Аналогично начальным напряженностям самостоятельной короны величина $E_{\min}$ обнаруживает зависимость от радиуса провода. Эксперименты, проведенные с проводами различных радиусов от 0,1 до 1,0 показали, что $E_{\min}$ снижается с увеличением радиуса провода.

Была проведена также серия экспериментов с использованием вместо воздуха смеси технического элгаса с азотом при изменении парциального давления элгаса в смеси от трех до 100%. Общее давление смеси варьировалось от $0,5 \cdot 10^5$ до $2,0 \cdot 10^5$ Па. Полученные данные подтверждают существование несамостоятельной положительной короны, инициируемой распадом существующих в этих смесях отрицательных ионов в сильных электрических полях при отсутствии явлений самостоятельного разряда.

Вывод. Экспериментально установлено существование лавинной формы несамостоятельной положительной короны в электроотрицательных газах, инициируемой распадом отрицательных ионов в сильных электрических полях.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Hermstein W. Die Stromfaden Entladung und ihr Übergang in das Glimmen. — «Archiv für Elektrotechnik», 1960, Bd 45, № 3.
2. Богданова Н. Б., Попков В. И. Форма коронного разряда и пробой воздушных промежутков. — «Электричество», 1973, № 8, с. 27—34.
3. Попков В. И. К вопросу о критических градиентах короны. — «ЖТФ», 1957, № 2, т. 27, с. 413—417.
4. Левитов В. И. К обоснованию теории критического градиента. — «Изв. вузов. Энергетика», 1965, № 6.
5. Мак-Даниель И. Процессы столкновений в ионизованных газах. — М., «Мир», 1967.
6. Boylett F. D. A., Williams B. G. The possibility of photodetachment in the impulse breakdown of positive point-plane gaps in air. — «Brit. Journ. Appl. Phys.», 1967, vol. 18, p. 593.

[20.9.1975]



Влияние заземленных экранов на показания электростатических киловольтметров

Инж. КОНЬКОВА Э. Г.

Ленинград

Измерение высоких напряжений часто производится электростатическими киловольтметрами открытой конструкции, не имеющими корпуса. Эти приборы подвержены влиянию внешних электрических полей, существующих в помещениях с источниками высоких напряжений. Кроме того, по условиям расположения высоковольтных установок вблизи киловольтметров находятся проводящие поверхности, в том числе и заземленные. Последнее относится к случаю, когда в практике эксплуатации высоковольтных киловольтметров применяют защиту от внешних электрических полей. Факт влияния проводящих поверхностей на показания электростатических киловольтметров хорошо известен [Л. 1 и 2], но количественная оценка степени этого влияния не проводилась. Целью статьи является получение рекомендаций относительно учета влияния заземленных экранов (поверхностей) на погрешность электростатических киловольтметров.

Схематическое изображение установки показано на рис. 1. При экспериментах использовались серийно выпускаемый электростатический киловольтметр С100 с верхними пределами измерений 25, 50 и 75 кВ и макет киловольтметра с верхними пределами измерений 10, 15 и 25 кВ.

Все измерения проводились на переменном токе частотой 50 Гц. Истинное значение измеряемого напряжения определялось образцовыми измерительными трансформаторами класса 0,2 на 100—110 В/6—10—15—30 кВ и класса 0,5 на 150 В/35—70 кВ и стрелочным вольтметром Д57 класса 0,1, включенным в низковольтную цепь трансформаторов.

Ось экрана и его стороны были параллельны оси симметрии электродов киловольтметра. Установка открытых торцов экрана заземленных пластин не оказывала влияния на показания приборов в пределах точности поверки и при экспериментах не применялась. Длина экрана также не оказывала влияния на показания приборов, если она превышала трехкратное расстояние d между электродами. Увеличение длины экрана до 800 мм в данном эксперименте определялось необходимой электрической прочностью между торцами экрана и электродами. Для увеличения электрической прочности края экрана закруглены.

Число сторон экрана для прибора С100 изменялось от одного до четырех, расстояния l от обоих электродов киловольтметра до каждой стороны экрана были одинаковыми и составляли 105, 150, 210 и 255 мм, диаметр электродов равнялся 220 мм. Число сторон экрана для макета киловольтметра изменялось от двух до четырех, l было равно 75 мм, диаметр электродов составлял 90 мм.

Расстояние l в реальных условиях работы прибора определяется электрической прочностью между экраном и электродами при верхних значениях измеряемых напряжений и частот. Поэтому указанные выше значения l не являются рекомендуемыми для всех случаев измерений прибором С100. Эти расстояния допустимы на частоте 50 Гц и использовались для установления зависимости влияния экрана на показания прибора.

В результате экспериментов установлено, что влияние заземленных экранов, расположенных вблизи электродов кило-

вольтметра, заключается в появлении у него систематической погрешности. Знак погрешности определяется характером заземления схемы измерения, в которую включен киловольтметр. При заземлении электрода с измерительным механизмом погрешность отрицательна, при заземлении другого электрода (без измерительного механизма) погрешность положительна, что соответствует результатам [Л. 3].

Зависимости относительной погрешности γ от расстояния l между электродами прибора и экраном приведены на рис. 2. Они получены при различных углах охвата ω , под которыми виден экран с оси электродов и которые определяются числом сторон экрана.

Для выявления общего вида зависимости $\gamma = f(l)$ полученные результаты были обработаны следующим образом. Значения погрешностей γ для одного и того же диапазона измерений напряжения были сначала отнормированы, а затем усреднены для каждого значения l . Это позволило уменьшить влияние случайных погрешностей при сохранении искомого вида зависимости. Нормирующие множители были определены как отношения среднего из абсолютных значений всех погрешностей к средним абсолютным значениям погрешностей при фиксированных ω . Таким образом, полученные результаты сведены к зависимости усредненной погрешности γ_1 только от расстояния l . Искомая зависимость может быть представлена в виде:

$$\gamma_1 = K_1 \frac{1}{l}. \quad (1)$$

Здесь и далее K_1 — K_4 — коэффициенты пропорциональности. Следовательно, погрешность киловольтметров от влияния экрана обратно пропорциональна расстоянию до него.

Зависимости относительной погрешности γ от угла охвата экрана ω могут быть получены из данных рис. 2. При этом каждое значение ω уточнено путем замены экрана с плоскими сторонами на цилиндрический (рис. 1) с постоянным значением l во всех точках экрана. Угол охвата ω определялся в долях полного угла и составлял 0,23—0,89.

Для выявления общего вида зависимости $\gamma = f(\omega)$ полученные результаты были обработаны по методике, изложенной выше. Результаты обработки показали, что искомая зависимость может быть аппроксимирована линейной функцией

$$\gamma_2 = K_2 \omega. \quad (2)$$

Было установлено, что погрешности от влияния заземленных экранов зависят от конструктивных параметров киловольтметров — расстояния d между электродами и диаметра D электродов (размеры d и D даны в мм). Эти погрешности растут при увеличении расстояния d и уменьшении диаметра D в результате изменения напряженности электрического поля, действующего на подвижный электрод измерительного механизма.

Для получения зависимостей общего вида значения относительных погрешностей, полученных при различных d и D , приведены к фиксиро-

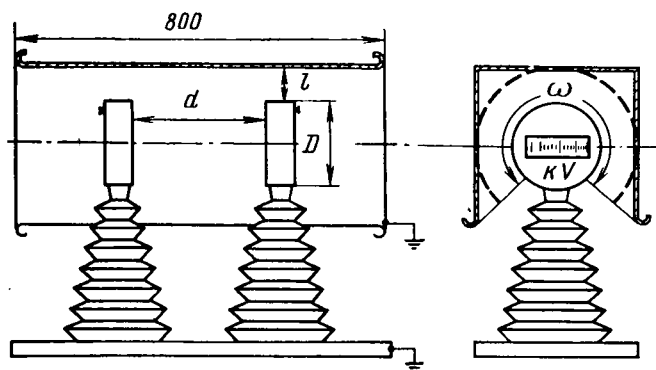


Рис. 1.

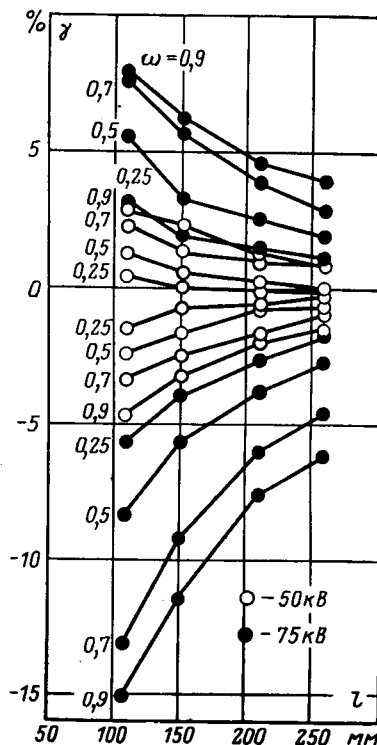


Рис. 2.

ванным значениям $l=75$ мм и $\omega=1$ с использованием соотношений (1) и (2). Зависимости погрешностей от конструктивных параметров d и D могут быть представлены в виде:

$$\gamma_3 = K_3 d^{3,5} \quad (3)$$

$$\gamma_4 = K_4 \frac{1}{D^{2,5}} \quad (4)$$

Объединяя формулы (1)–(4), получаем выражение для относительной погрешности электростатического киловольтметра, обусловленной наличием заземленного экрана:

$$\gamma = K \frac{\omega}{l} \frac{d^{3,5}}{D^{2,5}} \quad (5)$$

Значения коэффициента K определены экспериментально для указанных ранее двух случаев заземления схемы измерения.

При измерении напряжения в схеме с заземлением электрода с измерительным механизмом

$$\gamma = -47,5 \frac{\omega}{l} \frac{d^{3,5}}{D^{2,5}} \% \quad (6)$$

при измерении напряжения в схеме с заземлением электрода без измерительного механизма

$$\gamma = +29,5 \frac{\omega}{l} \frac{d^{3,5}}{D^{2,5}} \% \quad (7)$$

Соотношения (6) и (7) определены для электростатических киловольтметров, имеющих электроды в виде круглых дисков равного диаметра, расположенных параллельно и имеющих общую ось симметрии.

В диапазонах измерений напряжения 0–25 кВ для прибора С100 и 0–10 кВ для макета в связи с малыми значениями d и сравнительно большими значениями D погрешности, вызванные влиянием заземленных экранов при любых ω и l (в пределах допустимых разрядных промежутков), не превышали случайных погрешностей измерений. Таким образом, в указанных диапазонах измерений напряжения испытываемых электростатических киловольтметров их показания не зависят от наличия расположенных вблизи заземленных экранов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шваб А. Измерения на высоком напряжении. М., «Энергия», 1973. 133 с.
2. Векслер М. С. Измерительные приборы с электростатическими механизмами. Л., «Энергия», 1974. 52 с.
3. Конькова Э. Г. Применение электростатических киловольтметров для измерения высокого напряжения переменного тока в незаземленных цепях. — «Электричество», 1975, № 4. [24.11.1975]

УДК 621.315.1

Оценка индуктированного потенциала на корпусе автотранспорта

ГОНЧАРИК Е. П.

Белорусское отделение ВГПИ и НИИ Энергосетьпроект

Теория электрического влияния воздушных линий электропередачи (ВЛ) содержит достаточно полно разработанные методы расчета индуктированного электрического потенциала на проводящих объектах, размеры которых несоизмеримо малы по сравнению с расстоянием до влияющей системы проводов [Л. 1, 2 и др.].

Геометрические размеры автотранспорта и сельхозтехники таковы, что принятые в [Л. 1 и 2] допущения оказываются неприемлемыми. В частности, высота и ширина машин соизмерима с высотой подвеса проводов и междупазовым расстоянием, в результате чего потенциалы точек поля, создаваемого ВЛ, соответствующих разным точкам корпуса машины, существенно различны. Например, при габарите ВЛ 8,2 м потенциалы точек, удаленных от земли на 2 и 3 м, отличаются в 1,5 раза.

Известные упрощенные методы расчета индуктированного на автотранспорте потенциала [Л. 3 и др.] либо являются частными случаями и пригодны для электрически симметричной системы (три фазы одноцепной ВЛ без тросов — объект), либо чрезвычайно громоздки.

В статье предлагается приближенный метод расчета токов замыкания корпуса автомобилей, сельхозтехники и других объектов значительных размеров на землю в многопроводной системе, например, в зоне влияния ВЛ, оснащенных тросовой защитой. Заряды (токи) находятся из решения системы уравнений Максвелла. Реальный объект эквивалентуется цилиндром равной с объектом длины. Радиус цилиндра находится из следующих соображений.

В зоне влияния ВЛ СВН в пределах габаритов машин электрическое поле близко к равномерному (напряженности поля на уровне земли и высоте 3 м отличаются на 6% под ВЛ 330 кВ и на меньшее значение под ВЛ более высокого напряжения). Известно, что поверхностная плотность индуктированных на проводящем теле зарядов в равномерном поле пропорциональна напряженности этого поля. Реальный объект и эквивалентный ему цилиндр по размерам соизмеримы, а по форме схожи. Поэтому можно предположить, что коэффициенты пропорциональности для этих двух фигур будут близки, а индуктированные заряды по их поверхности распределяются с примерно одинаковой плотностью. Из условия эквивалентности полный заряд на этих телах должен быть одинаков. Следовательно, площади проводящей поверхности реального

объекта и эквивалентного ему цилиндра должны быть примерно равны:

$$S \approx 2\pi r l + 2\pi r^2, \quad (1)$$

где S — площадь проводящей поверхности реального объекта; l — длина цилиндра (объекта); r — его радиус.

Так как решением уравнения (1) является положительный корень, то

$$r = \sqrt{\frac{l^2}{4} - \frac{S}{2\pi}} + \frac{l}{2}. \quad (2)$$

Для автобусов и других объектов по форме, близких к прямоугольному параллелепипеду, формула (2) преобразуется:

$$r = \sqrt{\frac{l^2}{4} + \frac{1}{\pi} \left[(a+b)l + ab - a_6b_6 - \frac{1}{2} (a_l b_l + a_3 b_3) \right] - \frac{l}{3}}, \quad (3)$$

где a и b — высота и ширина кузова автобуса, $a=h-h_d$; h и h_d — высота автобуса и просвет; a_6 и b_6 — при симметричном расположении средняя длина и высота боковых окон с одной стороны; a_l и b_l — средняя длина и высота лобового стекла; a_3 и b_3 — тоже заднего стекла.

Потенциалы и заряды системы n заряженных тел, как известно, связаны зависимостью:

$$\begin{pmatrix} \varphi_1 \\ \varphi_2 \\ \vdots \\ \varphi_i \\ \vdots \\ \varphi_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \dots & \alpha_{1j} & \dots & \alpha_{1n} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \dots & \alpha_{2j} & \dots & \alpha_{2n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \alpha_{i1} & \alpha_{i2} & \dots & \alpha_{ij} & \dots & \alpha_{in} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \ddots & \vdots \\ \alpha_{n1} & \alpha_{n2} & \dots & \alpha_{nj} & \dots & \alpha_{nn} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} q_1 \\ q_2 \\ \vdots \\ q_i \\ \vdots \\ q_n \end{pmatrix}, \quad (4)$$

где a_{ij} — собственные ($i=j$) и взаимные ($i \neq j$) потенциальные коэффициенты на единицу длины, нахождение которых сводится к определению геометрических расстояний между проводами линии, цилиндром (объектом) и их зеркальными изображениями. Для проводов линии и тросов в силу малости их диаметра, поиск этих расстояний общеизвестен и не вызывает затруднений. Расстояния между проводами и объектом ввиду значительных размеров последнего определяются положением электрической оси объекта [Л. 3].

Оценивая чувствительность системы (4) к параметрам эквивалентирования, следует отметить, что десятипроцентная ошибка в определении эквивалентного радиуса приводит почти к двадцатипроцентной ошибке в вычислении тока замыкания корпуса автомобиля на землю. Намного меньше на конечный результат влияет неточность исходной информации о положении электрической оси.

По изложенной методике произведена серия проверочных расчетов. Решение системы уравнений (4) выполнялось на ЦВМ с использованием библиотечной стандартной программы решения системы линейных алгебраических уравнений. Чтобы избежать операций с комплексными числами, система (4) разбивалась на вещественную и мнимую части. Учитывая, что трехфазная система напряжений симметрична, в расчетах принималось для вещественной части $\varphi_1 = U$ (фазному напряжению ВЛ), $\varphi_2 = \varphi_3 = -0,5U$; для мнимой $\varphi_2 = -0,866U$, $\varphi_3 = 0,866U$. Потенциалы заземленных тросов и автомобилей принимались равными нулю. Если корпус связан с землей через небольшое сопротивление, например, миллиамперметр при эксперименте или тело человека, которое обычно принимается 1 кОм, его потенциал без существенной ошибки можно положить равным нулю. А учитывая, что потенциал автомобилей, сельхозтехники и других объектов не превышает, как правило, 3% фазного напряжения, такое допущение приемлемо для большинства случаев.

По модулю заряда на автомобиле q находился ток замыкания его корпуса на землю:

$$I = q/L,$$

который сопоставлялся с данными натурных измерений под однофазной ВЛ 330 кВ с горизонтальным расположением фаз, защищенной двумя грозозащитными тросами С-70. Эксперимент проводился в середине пролета без экранирующих тросов, с одним и двумя экранными тросами диаметром 2,7 мм длиной 30—40 м, натянутыми на высоте 3,3 м в 9 и 11 м от оси ВЛ. Габариты ВЛ 330 кВ на одной опытной площадке 8,2 м, на другой 8,8 м, расстояние между фазами 8,4 м, провод 2 × ЖАСО-400/40. Всего под ВЛ выполнено 14 серий измерений для нескольких типов автомобилей (автобус ПАЗ-651 Г, грузовые автомобили ГАЗ-51, ГАЗ-63 и УАЗ-452Д, микроавтобусы ЕРАЗ-762 и УАЗ-452В, две автолаборатории на базе ГАЗ-51, «Запорожцы» ЗАЗ-965, 966, 968). Отклонения измеренных значений токов для всех типов автомобилей от расчетных в основном не превышали $\pm 20\%$ и обусловлены как принятыми допущениями, так и частичным отличием фактических данных от расчетных. В частности, при расчете не учитывались колебания напряжения во время опыта, не исключены ошибки в определении расстояний между проводами ВЛ и автомобилем из-за неровностей рельефа почвы и особенно при раскачке проводов ветром.

Удовлетворительное совпадение расчетных и опытных данных подтверждает приемлемость изложенного метода для оценки значений токов замыкания на землю корпуса автомобилей в зоне влияния ВЛ.

В целом ряде случаев, кроме токов замыкания, необходимо знать и потенциал корпуса относительно земли, например, при расчетах разрядных токов, кратковременно протекающих в момент прикосновения к корпусу человека, оценке пожарной безопасности автотранспорта и сельхозтехники, работающих в зоне влияния и т. д. Потенциал корпуса прямо пропорционален току замыкания корпуса на землю и сопротивлению автомобиля относительно земли z , которое обусловлено активной проводимостью шин, емкостью «автомобиль — земля» и переходным сопротивлением грунта в местах контакта колес с землей. Поскольку систему «линия — автомобиль» можно рассматривать как источник тока с внутренним сопротивлением несколько десятков мегом, то последний очень слабо зависит от нагрузки и практически нечувствителен к сопротивлению «автомобиль — земля». Поэтому потенциал автомобиля будет полностью определяться значением сопротивления z .

Выполненные нами исследования по оценке проводимости резиновых шин отечественного автотранспорта показали, что

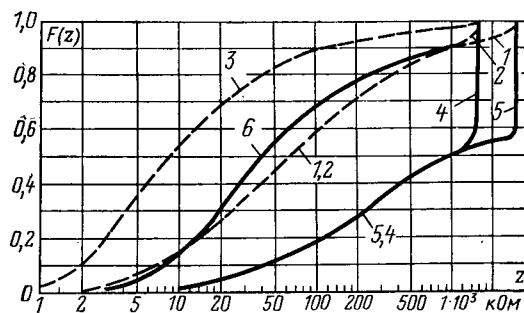


Рис. 1. Интегральная функция распределения сопротивлений автотранспортных средств на грунте (пунктирные линии) и асфальтовом покрытии (сплошные линии).

1, 2, 4, 5 — при сухой погоде; 3 и 6 — при сырой погоде; 1 и 5 — емкость автотранспорта 1000 пФ; 2 и 4 — 2000 пФ.

сопротивление технических средств на резиновом ходу — явление случайное, обусловленное целым рядом случайных факторов: влажностью, характером и степенью загрязнения поверхности резины, температурой, контактом с грунтом и пр. Причем, если емкость однотипных автомобилей изменяется в достаточно узком интервале, то активное сопротивление шин колеблется от нескольких килоом до сотен мегом. Поэтому оказалось целесообразным отдельно измерить емкость и активное сопротивление механических средств на резиновом ходу и расчетным путем найти полное сопротивление¹. Всего произведено 1843 замера на грунте и 2197 замеров на асфальте. Результаты измерений условно разделены на две группы: 1) при сырой погоде, куда отнесены данные, полученные при дожде, мороси и сыром грунте в погоду без осадков; 2) при сухой погоде, когда грунт и шины визуально оценивались сухими.

Все измерения обработаны по законам статистики и, в частности, построены статистические (интегральные) функции распределения сопротивлений машин, обладающих разной емкостью относительно земли. Эти функции характеризуют частоту (вероятность) появления значений сопротивления с величиной меньше некоторого данного их значения, которое отсчитывается по оси абсцисс.

Статистические функции распределения значений сопротивления, построенные по данным измерений в 1973—1974 гг. в г. Минске, приведены на рис. 1. Для каждой группы погоды и дорожного покрытия, естественно, получается своя функция распределения, отображающая свой закон распределения. Эти функции достаточно полно характеризуют случайную величину — сопротивление машин и механизмов на резиновом ходу относительно земли, а с учетом ранее сказанного о независимости тока от сопротивления, также и потенциал их корпуса и позволяют произвести некоторые количественные оценки. Например, из интегральной функции распределения сопротивления автотранспорта для сырой погоды явствует, что 88% машин, проезжающих по грунту и 64% по асфальту, обладают сопротивлением ниже 81 кОм. Соответственно 88 и 64% всех машин, проходящих под ВЛ класса 1150 кВ и равных по габаритам автобусу ЛИАЗ-158 (9 × 2,5 × 2,5 м, $I = 6,2$ мА, $C = 2056$ пФ) будут иметь потенциал корпуса ниже 500 В исключительно за счет естественной проводимости шин.

Как видно из приведенного примера, даже в сырую погоду значительное количество машин, особенно на дорогах с асфальтовым покрытием, будет иметь высокий потенциал корпуса, способный вызвать разряды между разнопотенциальными человеком и механизмом. Не меньшую опасность и дискомфорт в работе представляют токи замыкания на землю, которые перераспределяются между человеком и механизмом обратно пропорционально их сопротивлениям. Поэтому на ВЛ класса 1150 кВ придется предусматривать меры по снижению влияния линии на автотранспорт и человека. Одним из таких мероприятий, в частности, на переходах и сближениях ВЛ с дорогами может явиться подвеска заземленных экранов-тросов под проводами ВЛ. Их эффективность во многом опре-

¹ В измерениях и обработке результатов принимали участие инженеры Ковалев Э. П. и Иванова С. Н.

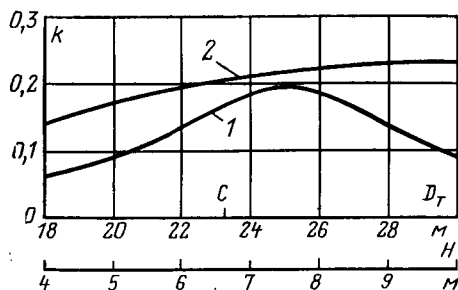


Рис. 2. Зависимость коэффициента эффективности экранирования k от горизонтального положения экранирующих тросов (1) и высоты их подвеса H (2).

D_T — расстояние от оси ВЛ до крайнего троса; C — положение крайней фазы.

деляется не только числом, но и взаимным расположением фазных проводов и экранов.

Как показали исследования, эффективность среднего троса невысока (дополнительно уровень наводок снижается только вблизи средней фазы) и с учетом повышения стоимости экрана целесообразность его подвески каждый раз требует специального обоснования.

На рис. 2 приведена зависимость коэффициента эффективности экранирования

$$k = \frac{I - I_T}{I}$$

от положения троса относительно проводов крайних фаз, где I — максимальное значение тока замыкания корпуса автомобиля под ВЛ, не оснащенной экранированными тросами; I_T — то же с экранированными тросами.

Из рис. 2 видно, что смещение экрана по горизонтали относительно оптимальной точки на 2 м снижает k на 3,5%. Примерно такое же влияние оказывает вертикальное перемещение троса (рис. 2). Подъем экрана с 4 до 8 м увеличивает k с 0,145 до 0,22, т. е. по мере приближения экрана к фазному проводу эффективность экранирования повышается. С этой точки зрения габарит между фазными проводами и экраном следует выбирать из условия обеспечения электрической прочности воздушного промежутка. Для других габаритов и междофазовых расстояний ВЛ численные значения k будут несколько отличаться как в меньшую, так и в большую сторону от приведенных выше, однако тенденция изменения от горизонтального и вертикального смещения сохранится.

Повысить экранирующее действие тросов можно путем их расщепления. При этом, как правило, расщепление целесообразно применять только под крайними фазами, оставив под средней один нерасщепленный провод (рис. 3). Если под указанной выше линией под средней фазой оставить одиночный трос, а под крайними подвесить пучок из трех тросов, расщепленных в горизонтальной плоскости с шагом расщепления 0,6 м, k увеличится с 0,19 до 0,28. Наибольший экранирующий эффект достигается при шаге расщепления 4,4 м ($k=0,4$). Наиболее резко повышается эффективность экранирования при увеличении шага расщепления в пределах одного метра. При дальнейшем увеличении шага расщепления d

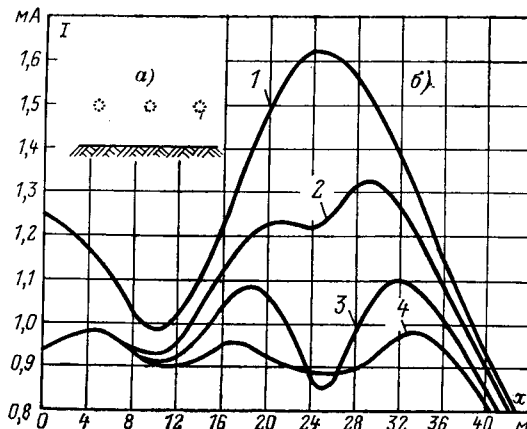


Рис. 3. Зависимость эффективности экранирования микроавтобуса УАЗ-452 В от шага расщепления крайних экранирующих тросов.

а — схема расположения фаз ВЛ 1150 кВ и экранирующих тросов; б — ток замыкания корпуса микроавтобуса на разном удалении от проекции средней фазы на землю.

1 — ВЛ без экранирующих тросов; 2 — нерасщепленный экран; 3 — шаг расщепления тросов 1 м; 4 — 4 м.

зависимость k от d становится более пологой, не имея явно выраженного максимума.

Выводы. 1. Ток замыкания корпуса автотранспорта на землю в зоне влияния ВЛ СВН с приемлемым для практики приближением может быть оценен по изложенной в статье методике.

2. Потенциал автотранспорта определяется рядом случайных факторов и в первом приближении может быть оценен по величине тока замыкания его корпуса на землю и сопротивлению автомобиля относительно земли. Приведенные в статье статистические функции распределения сопротивления автотранспорта относительно земли позволяют произвести количественную оценку распределения величин этого сопротивления.

3. Снижая влияние ВЛ СВН на автотранспорт и человека с помощью заземленных экранирующих тросов, следует иметь в виду, что их эффективность во многом определяется конструкцией и расположением экрана относительно фазных проводов. Для конкретной линии имеется оптимальное положение экранирующих тросов, обеспечивающее максимальный эффект экранирования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Михайлов М. И. Линии связи и их защита. М., Связьиздат, 1940, ч. 3.
2. Булашевич Д. Н., Юренков В. Д. Емкостный отбор мощности от линий электропередачи. М., Госэнергоиздат, 1959.
3. Гончарик Е. П. Напряжения, индуцированные на автотранспорте в электрическом поле ВЛ. — «Электричество», 1974, № 5.

[8.12.1975]



Токи короткого замыкания в непосредственном преобразователе частоты

Кандидаты техн. наук ИНЬКОВ Ю. М., ВОТЧИЦЕВ Г. М., ФЕОКТИСТОВ В. П.,
инж. АЛЕКСЕЕВ В. М.

Москва

В системах централизованного электроснабжения поездов на переменном токе стабильной частоты 50 или 16 2/3 Гц при тепловозной тяге находят применение вентильные непосредственные преобразователи частоты [Л. 1]. Принципиальная схема силовых цепей многофазно-однофазного преобразователя частоты показана на рисунке. Как показали исследования [Л. 1], такое построение силовых цепей преобразователя является наиболее оптимальным с точки зрения массо-габаритных показателей, формы кривой выходного напряжения в системах централизованного электроснабжения поездов по однопроводной схеме. Преобразователь содержит две встречно-параллельно включенные токосборные группы, каждая из которых состоит из двух последовательно включенных трехфазных мостов. Мосты питаются от отдельных обмоток синхронного генератора типа ГС-507, векторы одноименных фазных напряжений которого сдвинуты по фазе один относительно другого на 30° (электр.) и соединены со стороны этих обмоток таким образом, что к каждой обмотке подключены два моста параллельно как от токосборной группы, формирующей положительную полуволну тока нагрузки, так и от токосборной группы, формирующей отрицательную полуволну тока нагрузки.

Важнейшее значение для выбора защитных устройств и оптимизации параметров вентильных элементов преобразователя и синхронного генератора имеет определение значений токов внезапного короткого замыкания в преобразователе. Действительно, использование полной классификационной мощности вентилей ограничивается прежде всего значением тока короткого замыкания в функции времени [Л. 2]. Так как в обычных сетях переменного тока значение тока короткого замыкания больше тока, допустимого вентилем, для ограничения тока в цепь источника питания вводят токоограничивающие дроссели. При этом значение индуктивности дросселя и реактивного сопротивления питающего генератора определяется из условия ограничения тока короткого замыкания некоторым значением $I_{доп}(t_{откл})$, допустимым для данного

типа вентилей за время отключения (действия) защитных устройств [Л. 3].

Вследствие того, что частота на выходе непосредственного преобразователя частоты, как правило, значительно ниже частоты питающего генератора, можно с большой степенью достоверности предположить, что аварийный режим короткого замыкания начинается и заканчивается при работе одной из токосборных групп, например, при формировании полуволны тока нагрузки вентилями мостов I и II. При этом принимаем, что индуктивные и активные сопротивления силовых цепей линейны и трехфазные системы питающих напряжений симметричны, а скорость вращения генератора в процессе короткого замыкания остается неизменной [Л. 4]. Такие допущения являются общепринятыми при анализе систем, содержащих электрические машины и вентильные преобразователи.

В случае применения простейшей асинхронной системы управления преобразователем, когда производится поочередная подача управляющих импульсов на каждую из токосборных групп с исключением импульсов управления токосборной группы, не проводящей в данном интервале времени тока нагрузки, включение вентилей происходит практически в точках начала естественной коммутации, т. е. как в обычном неуправляемом преобразователе — выпрямителе.

Рассматриваются электромагнитные процессы при имитации внезапного короткого замыкания преобразователя по выходным зажимам (внешнее короткое замыкание) или повреждения силового тиристора (внутреннее короткое замыкание) в режиме холостого хода. Эти режимы представляют наибольший интерес с точки зрения значений ударных токов, так как именно в этих случаях наблюдаются максимальные значения аварийных токов [Л. 7].

Рассмотрение режима короткого замыкания, возникающего точно в момент смены работы токосборных групп, не представляет практического интереса, так как вероятность этого события практически равна нулю, а кроме того, характер электромагнитных процессов в преобразователе в таком режиме не отличается от рассматриваемых ниже, поскольку в момент смены работы токосборных групп ток нагрузки преобразователя равен нулю, а следовательно, преобразователь и питающий его генератор работают в режиме холостого хода. В случае, если короткое замыкание возникнет чуть раньше момента смены токосборных групп, то вступающая в работу группа не сможет включиться, так как оказывается шунтированной аварийным током, и возникающий режим короткого замыкания опять сведется к рассматриваемым. Таким образом, два названных режима не приводят к необходимости увеличения расчетных коэффициентов запаса по току по сравнению с исследуемыми в настоящей работе режимами.

Предположим, что предаварийным режимом был нормальный рабочий режим, при котором вентили работали группами по четыре и пять, и момент возникновения короткого замыкания совпал с моментом включения вентилей I, который выбран в качестве начала отсчета. Тогда мгновенные значения фазных э. д. с. генератора могут быть записаны в виде:

$$\left. \begin{aligned} e_A &= E_m \sin \left(\omega_1 t + \frac{\pi}{6} \right); & e'_A &= E_m \sin \omega_1 t; \\ e_B &= E_m \sin \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{2} \right); \\ e'_B &= -E_m \sin \left(\omega_1 t + \frac{\pi}{3} \right); \\ e_C &= -E_m \sin \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{6} \right); \\ e'_C &= -E_m \sin \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{3} \right), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

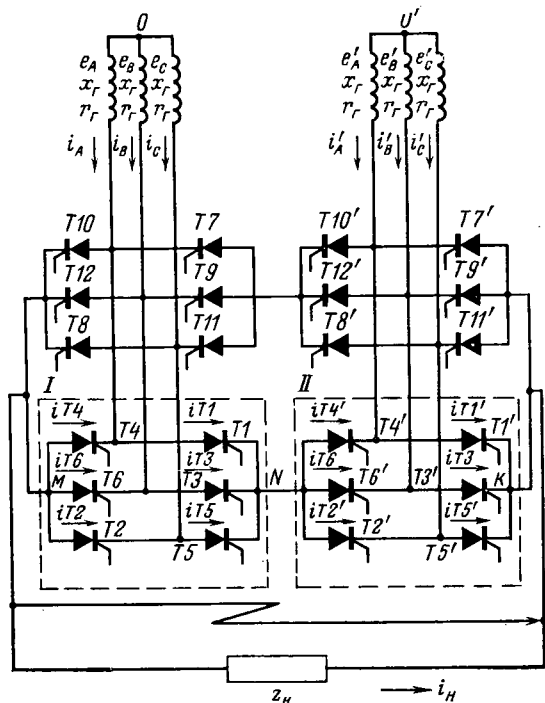


Рис. 1. Принципиальная схема силовых цепей непосредственного преобразователя частоты для системы централизованного электроснабжения пассажирских поездов от тепловоза.

где E_m — амплитуда фазной э. д. с. генератора; ω_1 — круговая частота.

До момента возникновения короткого замыкания ток нагрузки проводили вентили $T5, T6, T5', T6'$; в момент возникновения короткого замыкания включится вентиль $T1$ и произойдет перераспределение потенциалов в схеме преобразователя [Л. 5]. Примем потенциал точки 0 равным нулю ($\varphi_0 = 0$) и определим анодные напряжения на всех выключенных вентилях при включенных $T5, T6, T1, T5'$ и $T6'$.

Потенциалы точек M, N и K равны:

$$\begin{aligned}\varphi_M &= e_B + X_r \frac{di_2}{d\omega_1 t} + R_r i_2; \\ \varphi_N &= -\frac{1}{2} e_B - \frac{1}{2} X_r \frac{di_2}{d\omega_1 t} + R_r i_2; \\ \varphi_K &= -\frac{1}{2} e_B - e'_B + e_C - \frac{5}{2} \left(X_r \frac{di_2}{d\omega_1 t} + R_r i_2 \right),\end{aligned}$$

где X_r и R_r — реактивное и активное сопротивления фаз генератора; i_2 — мгновенное значение тока нагрузки.

Приравняв потенциалы точек M и K при коротком замыкании, получим:

$$X_r \frac{di_2}{d\omega_1 t} + R_r i_2 = -\frac{1}{2} (3e_B + 2e'_B - 2e'_C).$$

Тогда напряжение на мостах I и II ;

$$\begin{aligned}U_{MN} &= \varphi_M - \varphi_N = \frac{3}{2} (2e_B - e'_B + e'_C) = \\ &= 0,116 E_m \sin \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{2} \right); \\ U_{NK} &= -U_{MN} = -0,116 E_m \sin \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{2} \right).\end{aligned}$$

Из схемы преобразователя видно, что при включенных вентилях $T5, T6, T1, T5'$ и $T6'$ напряжения на выключенных вентилях равны:

$$U_2 = U_3 = U_4 = U_{MN}; \quad U'_2 = U'_3 = U_{NK}.$$

Напряжения на вентилях $T1'$ и $T4'$ равны:

$$\begin{aligned}U'_1 &= \varphi'_0 + e'_A - \varphi_K = 1,5 E_m \sin (\omega_1 t + \gamma); \\ U'_4 &= \varphi_N - e'_A - \varphi'_0 = -1,5 E_m \sin (\omega_1 t - \gamma),\end{aligned}$$

где γ — угол коммутации.

Из полученных выражений для анодных напряжений следует, что в момент $\omega_1 t = 0$ на всех выключенных вентилях моста I появляется отрицательное анодное напряжение, а на всех выключенных вентилях моста II — положительное, однако все вентили в мосте II включиться не могут, так как в этом случае, как показывает анализ токораспределения в схеме, через вентили $T2'$ и $T3'$ должны были бы протекать токи в обратном направлении. Поэтому в мосте II в начальный момент времени окажутся включенными лишь четыре вентили — $T4', T5', T6'$ и $T1'$. Таким образом, в первом интервале ток проводят три вентили моста I ($T4, T5, T6$) и четыре вентили моста II ($T4', T5', T6', T1'$). Следовательно, возникает трехфазное короткое замыкание каждой обмотки генератора. При этом $\varphi_M = \varphi_N = \varphi_K$. В этом случае $\varphi_0 = \varphi'_0 = \varphi_K = \varphi_M = \varphi_N = 0$. С учетом мгновенных значений э. д. с. и начальных условий $i_C(0) = -i'_B(0) = i'_C(0) = -i'_B(0) = i_2(0)$; $i_A(0) = i'_A(0) = 0$ получим следующие решения для мгновенных значений токов в фазах генератора при коротком замыкании из режима холостого хода преобразователя:

$$\begin{aligned}i_A &= -\frac{E_m}{x_d} \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{6} \right) - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \\ &+ \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\alpha + \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T_d}};\end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned}i_B &= -\frac{E_m}{x_d} \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{2} \right) - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{2} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{2} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \\ &+ \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\alpha - \frac{\pi}{2} \right) e^{-\frac{t}{T_d}};\end{aligned} \quad (3)$$

$$\begin{aligned}i_C &= \frac{E_m}{x_d} \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} - \\ &- \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\alpha - \frac{\pi}{6} \right) e^{-\frac{t}{T_d}};\end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned}i'_A &= -\frac{E_m}{x_d} \cos (\omega_1 t + \alpha) - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos (\omega_1 t + \alpha) e^{-\frac{t}{T''_d}} - \\ &- E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos (\omega_1 t + \alpha) e^{-\frac{t}{T'_d}} + \\ &+ \frac{E_m}{x''_d} \cos \alpha e^{-\frac{t}{T_d}};\end{aligned} \quad (5)$$

$$\begin{aligned}i'_B &= \frac{E_m}{x_d} \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{3} \right) + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha + \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} - \\ &- \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\alpha + \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T_d}};\end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned}i'_C &= \frac{E_m}{x_d} \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{3} \right) + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x''_d} - \frac{1}{x'_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T''_d}} + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{x'_d} - \frac{1}{x_d} \right) \cos \left(\omega_1 t + \alpha - \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T'_d}} - \\ &- \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\alpha - \frac{\pi}{3} \right) e^{-\frac{t}{T_d}},\end{aligned} \quad (7)$$

где E_m — амплитуда фазного напряжения питающего генератора; x_d, x'_d, x''_d — синхронные реактивное, переходное и сверхпереходное сопротивления обмоток статора генератора по продольной оси; T'_d и T''_d — переходная и сверхпереходная постоянные времени; T_d — постоянная времени статора; α — момент возникновения короткого замыкания по отношению к начальной фазе питающих напряжений.

Постоянные времени $T'd$, $T''d$ и T_a выражаются следующим образом через реактивные сопротивления генератора:

$$T''d = \frac{x''d}{x'd} \frac{x'd}{\omega_1 R_d} = \frac{x''d}{\omega_1 R_d}, \quad (8)$$

где x_d и R_d — переходные сопротивления демферных обмоток:

$$T_a = \frac{x''d}{\omega_1 R_a}; \quad (9)$$

R_a — активное сопротивление статорной обмотки;

$$T'd \approx 8T''d. \quad (10)$$

В первом интервале через вентили протекают следующие токи:

$$\left. \begin{aligned} i_1 = i_A; i_5 = i_C; i_6 = i_{2H} = -i_B; i'_5 = i'_C; \\ i'_6 = -i'_B; i'_4 = i_{2H} - i'_6 = -i_B + i'_B; \\ i'_1 = i_{2H} - i'_5 = -i_B - i'_C. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Очевидно, что в вентиле $T4'$ ток раньше, чем в других вентилях, станет равным нулю. Если приравнять выражение для этого тока нулю, то можно получить выражение для длительности первого интервала λ_1 .

Выключение вентиля $T4'$ вызовет включение вентиля $T2$, и трехфазное короткое замыкание обмоток генератора продолжится. В момент λ_1 начинается второй интервал, в котором ток проводят вентили $T5$, $T6$, $T1$, $T2$, $T5'$, $T6'$, $T1'$. Токи в вентилях равны:

$$\left. \begin{aligned} i_1 = i_A; i_6 = -i_B; i'_6 = i_{2H} = -i'_B; \\ i'_1 = i'_A; i'_5 = i'_C; i_5 = i_{2H} - i_1 = -i'_B - i_A; \\ i_2 = i_{2H} - i_6 = -i'_B + i_B. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Раньше других станет равным нулю ток в вентиле $T5$. Приравняв выражение для этого тока нулю, найдем момент окончания второго интервала.

Дальнейший анализ показывает, что в момент выключения любого вентиля в данной схеме прикладывается положительное напряжение к очередному вентилю, и он включается. Таким образом, в каждый момент времени в одном мосте ток проводят четыре вентиля, а в другом — три. При таком режиме работы вентилях обе обмотки генератора работают в режиме трехфазного короткого замыкания, и уравнения для токов вентилях и фаз генератора будут действительны для всех интервалов. При этом, если учесть действие электронной быстродействующей защиты, то к моменту достижения током короткого замыкания уставки защиты происходит снятие управляющих импульсов со всех вентилях преобразователя. Это приводит к тому, что ранее проводившие вентили до момента достижения током короткого замыкания уставки защиты будут продолжать проводить ток до момента перехода через нуль тока в каждом из вентилях (в каждой из фаз генератора). С учетом действия электронной защиты в уравнениях для мгновенных значений токов фаз генератора и вен-

Номер опыта	Ток фаз $I_{к.з.}$, А					
	A	B	C	A'	B'	C'
1	1340	3720	3680	3550	3680	2420
2	4140	3780	2030	3360	3020	4250
3	3950	3470	2300	985	3740	3960
4	3900	1030	3700	1975	3850	3680
5	3950	3530	1290	3550	2420	3900

тилей можно не учитывать затухание токов, так как аварийный процесс во всех фазах заканчивается в течение одного периода питающего напряжения. Расчет мгновенных значений токов короткого замыкания в этом случае упрощается. В наиболее неблагоприятном случае начальное значение апериодического тока равно начальному значению периодического тока $E_m/x''d$, и максимальный всплеск тока получается через половину периода.

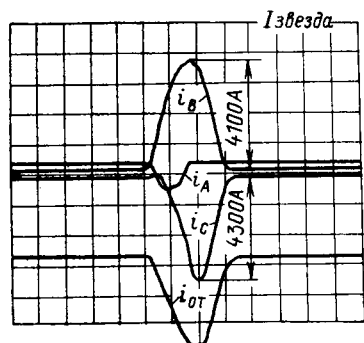
При отсутствии затухания ударный ток был бы равен:

$$i_{уд} = 2E_m/x''d.$$

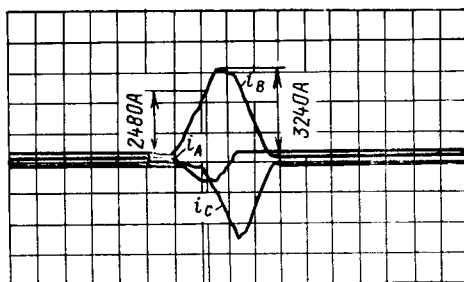
Для предварительной оценки перегрузки вентилях в режиме внешнего короткого замыкания расчет можно производить без учета затухания токов. Если окажется, что рассчитанная таким образом перегрузка вентилях не превышает допустимую, то расчет с учетом затухания делать не потребуется, поскольку перегрузка вентилях при этом окажется еще меньшей.

Расчеты, проведенные с учетом затухания, показали, что погрешность определения величин ударных токов во втором случае не превышает $\pm 5\%$. В случае, если перегрузка вентилях, рассчитанная без учета затухания, превышает допустимую, то возникает необходимость выполнения расчета с учетом затухания токов.

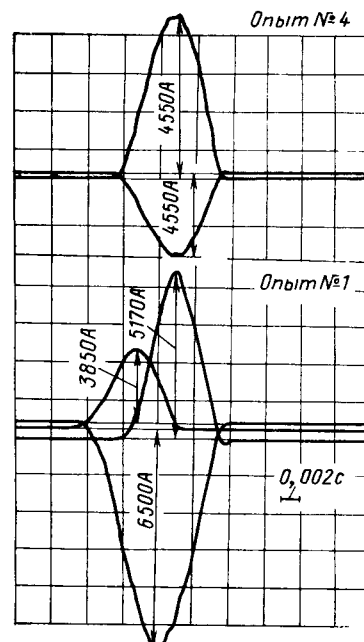
Опыты внешнего короткого замыкания проводились при включении асинхронной системы управления предварительно закороченного по выходу преобразователя при включенном напряжении на входных зажимах. На рис. 2, а показана осциллограмма внешнего короткого замыкания при значении фазного напряжения на входе, равном 200 В. Из осциллограммы видно, что обе звезды генератора находятся в режиме трехфазного короткого замыкания, что подтверждает исходные предположения и допущения, сделанные ранее. В таблице показаны результаты измерения ударных токов в серии из пяти опытов внешнего короткого замыкания, проведенных на опытном образце преобразователя частоты типа ПЧТ-1Э, силовые цепи которого укомплектованы тиристорами типа ТД-320.



а)



б)



в)

Рис. 2. Осциллограммы короткого замыкания.
а — внешнего; б — внутреннего при пробое тиристора $T5$; в — внутреннего при двухфазном к. з. генератора.

Наибольшие значения ударных токов короткого замыкания хорошо согласуются с результатами расчета в наиболее опасном режиме. Разброс значений токов, приведенных в таблице, объясняется различными моментами возникновения короткого замыкания по отношению к начальной фазе векторов питающих напряжений [угол α в формулах (2)–(7)]. При $\alpha=0$ и $\omega t=180^\circ$ (электр.) будем иметь максимальное значение фазного тока i'_A , а при $\alpha=90^\circ$ (электр.) и $\omega t=180^\circ$ (электр.) — минимальное значение тока при внезапном внешнем коротком замыкании.

Рассмотрим также процессы при внутреннем коротком замыкании в преобразователе. При этом следует иметь в виду, что из-за гальванической развязки звезд питающего генератора аварийный процесс происходит только в одной звезде, не вызывая протекания аварийных токов в остальных элементах схемы. Пусть по какой-либо причине тиристор одного плеча, например $T5$ (см. рис. 1), потерял способность удерживать прямое и обратное напряжение. При этом возникает внутреннее короткое замыкание моста I , значение тока при котором определяется практически реактивными сопротивлениями звезды I генератора [Л. 6]. Рассмотрим идеальный случай замыкания при отсутствии затухания токов, возникающего в режиме холостого хода в момент начала коммутации вентилей $T1$ и $T5$ ($\psi=\pi/6$) и в момент первого максимума обратного напряжения на вентиле $T5$ ($\psi=\pi/3$).

При пробое вентиля $T5$ в момент окончания коммутации в первом интервале будет двухфазное замыкание фаз A и C звезды I генератора, при котором вентиль $T1$ проводит ток в проводящем направлении, а вентиль $T5$ пробитый — в непроводящем направлении. Токи вентиля и токи фаз генератора в этом интервале могут быть рассчитаны по уравнениям для двухфазного внезапного короткого замыкания синхронно генератора. При отсутствии затухания уравнения для токов вентиля $T1$ и $T5$ будут иметь вид:

$$i_{t1} = -i_{t5} = \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} \left[\cos \left(\psi - \frac{\pi}{6} \right) - \cos \left(\omega_1 t + \psi - \frac{\pi}{6} \right) \right].$$

При $\psi = \frac{\pi}{6}$ получим:

$$i_{t1} = -i_{t5} = \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} (1 - \cos \omega_1 t). \quad (13)$$

Уравнение (13) действительно в интервале от начала замыкания до момента включения вентиля $T3$, после чего наступит режим трехфазного короткого замыкания. В интервале двухфазного замыкания вентиль $T3$ начнет проводить ток в момент перехода напряжения связанной с ним фазы B через нуль. Напряжение U_B станет положительным через 90° (электр.) после возникновения замыкания. Следовательно, первый интервал длится 90° (электр.). Во втором интервале ток вентиля $T3$ нарастает от нуля, если за это время не будут сняты управляющие импульсы. Периодическая составляющая этого тока не зависит от последовательности коммутационных процессов и соответствует значениям обычного трехфазного короткого замыкания, а аperiodическая составляющая определяется из условия равенства нулю начального тока. Учитывая это, при $\psi=\pi/6$ уравнение для тока вентиля $T3$ во втором интервале примет вид:

$$i_{t3} = -\frac{E_m}{2x''_d} \left[1 - \cos \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{2} \right) \right]. \quad (14)$$

Амплитуда симметричной составляющей тока короткого замыкания вентилей $T1$ и $T3$ во втором интервале определяется обычным путем, а аperiodическая составляющая определяется из условия, что полный ток плеча в момент начала второго интервала не может изменяться скачкообразно и должен быть равен току соответствующего плеча в момент окончания первого интервала. На основании этого можно записать:

$$i_{t1} = -\frac{E_m}{x''_d} \cos (\omega_1 t + \psi) + \left[I_{t1}^I + \frac{E_m}{x''_d} \cos (\omega_1 t + \psi) \right]; \quad (15)$$

$$i_{t5} = -\frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\omega_1 t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right) + I_{t5}^I + \frac{E_m}{x''_d} \cos \left(\omega_1 t + \psi + \frac{2\pi}{3} \right), \quad (16)$$

где $I_{t1}^I = -I_{t5}^I$ — токи вентиля $T1$ и $T5$ в момент окончания первого интервала $\omega_1 t = 90^\circ$ (электр.);

$$I_{t1}^I = -I_{t5}^I = \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d}. \quad (17)$$

С учетом этого токи вентиля $T1$ и $T5$ во втором интервале внутреннего замыкания будут:

$$i_{t1} = -\frac{E_m}{2x''_d} (1 - \sin \omega_1 t) + \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} (1 - \cos \omega_1 t); \quad (18)$$

$$i_{t5} = -\frac{E_m}{2x''_d} (1 - \sin \omega_1 t) - \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} (1 - \cos \omega_1 t). \quad (19)$$

Третий интервал внутреннего замыкания начинается в момент прекращения тока одного из плеч поврежденного моста. Если приравнять нулю уравнения (18) и (19) и решить их относительно времени, то окажется, что ток спадает до нуля прежде всего в вентиле $T1$. В третьем интервале сохранится короткое замыкание фаз B и C генератора через открытый вентиль $T3$ неповрежденного плеча и пробитый вентиль $T5$. Ток двухфазного замыкания в этом случае может быть вычислен из условия, что он должен быть равен току в конце второго интервала:

$$i_{t3} = -i_{t5} = -\frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} \cos \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{3} \right) + \left[I_{t3}^{II} + \frac{\sqrt{3} E_m}{2x''_d} \cos \left(\omega_1 t - \frac{\pi}{3} \right) \right]. \quad (20)$$

Многочисленные осциллограммы, снятые на опытном образце преобразователя частоты, показывают, что третьим интервалом заканчивается аварийный режим, так как быстродействующая электронная защита снимает импульсы управления во втором или в начале третьего интервала. На рис. 2,б показана осциллограмма внутреннего короткого замыкания преобразователя при пробое вентиля $T5$. Амплитудные и мгновенные значения тока короткого замыкания хорошо согласуются с расчетными данными. Если за время первого интервала импульсы управления будут сняты, то процесс короткого замыкания ограничивается одним интервалом двухфазного замыкания генератора (см. осциллограмму на рис. 2,в). Однако наибольшие амплитудные значения получаются в случае, когда двухфазное замыкание переходит в трехфазное.

Протекание электромагнитных процессов при внезапном возникновении короткого замыкания в работающем преобразователе аналогично характеру процессов в режимах, рассмотренных выше. Это позволяет ограничиться только рассмотренными случаями тем более, что в работе рассмотрен самый тяжелый режим — включение системы управления на предварительно замкнутый преобразователь, т. е. с холостого хода генератора.

Предложенная методика расчета токов внешнего и внутреннего короткого замыкания непосредственного преобразователя частоты, питающегося от автономного синхронного генератора с двумя системами трехфазных обмоток статора, может быть использована при выборе защитных средств, а также для проверки правильности выбора числа параллельных ветвей плеча или типа вентиля в плече.

Вывод. Анализ и сравнение расчетных и экспериментальных величин ударных токов при внешних и внутренних коротких замыканиях показывает, что возможность появления внутренних коротких замыканий в силовых цепях преобразователя вызывает необходимость увеличения коэффициентов запаса по величине $\int i^2 dt$ вентиля в 1,5 раза или установки специальных токоограничивающих устройств, например реакторов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Проблема централизованного электроснабжения пассажирских поездов при электрической и тепловозной тяге. — «Электричество», 1971, № 6. Авт.: Ю. П. Григорьев, Ю. М. Иньков, З. С. Иоспа, В. П. Феоктистов.
2. Абрамович М. И., Вотчицев Г. М., Сакович А. А. Зависимость использования вентилей в реальных схемах преобразования электрической энергии от граничных и динамических параметров. — «ЭП. Преобразовательная техника», 1970, вып. 1.

Устройство для автоматического контроля низкокоэрцитивных ферромагнетиков

Доктор техн. наук БОГОЛЮБОВ В. Е., кандидаты техн. наук КАЗАКОВ В. Н., ШИХИН А. Я.

Московский энергетический институт

Большинство измерительных устройств, предназначенных для снятия динамических магнитных характеристик, основано на индукционном методе определения магнитной индукции, состоящем в измерении э. д. с., индуцированных в измерительных обмотках¹. При массовом контроле магнитных свойств на образцах кольцевой формы нормальных размеров весьма трудоемким является процесс нанесения измерительных обмоток с достаточно большим числом витков, что не позволяет обеспечить высокой производительности испытаний.

В результате поисков путей автоматизации процесса магнитных измерений в МЭИ были разработаны методика и устройство для измерения динамических характеристик низкокоэрцитивных ферромагнетиков, исключающие нанесение измерительных обмоток на испытываемые образцы.

Сущность предлагаемой методики поясняется схемой рис. 1, а. Схема состоит из регулировочного трансформатора, питающего трансформатора с током i_T в первичной обмотке, намагничивающего контура с током i_H , компенсирующего контура с током i_K и цепи измерительных приборов, включающей в себя интегратор I , суммирующий усилитель $У$ и двухкоординатный регистрирующий прибор P .

Режим намагничивающего контура, состоящего из вторичной обмотки питающего трансформатора индуктивностью L_0 , намагничивающей обмотки с числом витков w_H и изме-

рительного резистора r_0 , можно описать уравнением:

$$(L_0 + L_H) \frac{di_H}{dt} + M_{H.T} \frac{di_T}{dt} + M_{H.K} \frac{di_K}{dt} + (r_0 + r_{э.н}) i_H + w_H S \mu_0 \frac{dJ}{dt} = 0, \quad (1)$$

где L_H — индуктивность намагничивающей обмотки без образца; $M_{H.T}$ — взаимная индуктивность первичной и вторичной обмоток питающего трансформатора; $M_{H.K}$ — взаимная индуктивность вторичных обмоток питающего трансформатора; $r_{э.н}$ — эквивалентные потери намагничивающего контура без образца; S — площадь сечения образца; J — намагниченность образца; μ_0 — магнитная постоянная, равная $4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м.

Для компенсирующего контура, параметры элементов которого выбираются равными параметрам соответствующих элементов намагничивающего контура без образца, можно записать

$$(L_0 + L_K) \frac{di_K}{dt} + M_{K.T} \frac{di_T}{dt} + M_{K.H} \frac{di_H}{dt} + (r_0 + r_{э.к}) i_K = 0. \quad (2)$$

Вычитая (2) из (1), получим:

$$(L_0 + L_H - M_{K.H}) \frac{di_H}{dt} - (L_0 + L_K - M_{H.K}) \frac{di_K}{dt} + (M_{H.T} - M_{K.T}) \frac{di_T}{dt} + (r_0 + r_{э.н}) i_H - (r_0 + r_{э.к}) i_K + w_H S \mu_0 \frac{dJ}{dt} = 0. \quad (3)$$

Очевидно, что если $L_K = L_H$, $r_{э.н} = r_{э.к}$ и обеспечена тесная индуктивная связь вторичных обмоток питающего трансформатора, т. е. $L_0 = M_{K.H} = M_{H.K}$ с достаточно высокой точностью, то (3) преобразуется к виду

$$J = \frac{1}{w_H S \mu_0} \left[L_K (i_K - i_H) + (r_0 + r_{э.к}) \int (i_K - i_H) dt \right]. \quad (4)$$

Как видно из (4), информация о намагниченности образца содержится в разности токов $(i_K - i_H)$.

Сигнал, снимаемый с концов измерительных резисторов, не имеющих общей точки, пропорционален указанной разности токов, т. е.

$$U_{вых} = r_0 (i_K - i_H).$$

Таким образом, выходное напряжение $U_{вых}$, преобразованное элементами I и $У$ по схеме рис. 1, а, с достаточно высокой точностью пропорционально намагниченности образца.

Для снятия динамических характеристик $J(H)$, практически совпадающих с характеристиками $B(H)$ в полях до 10^4 А/м, на двухкоординатный регистратор подаются два сигнала, пропорциональные намагниченности и намагничивающему току. Напряженность магнитного поля H при этом вы-

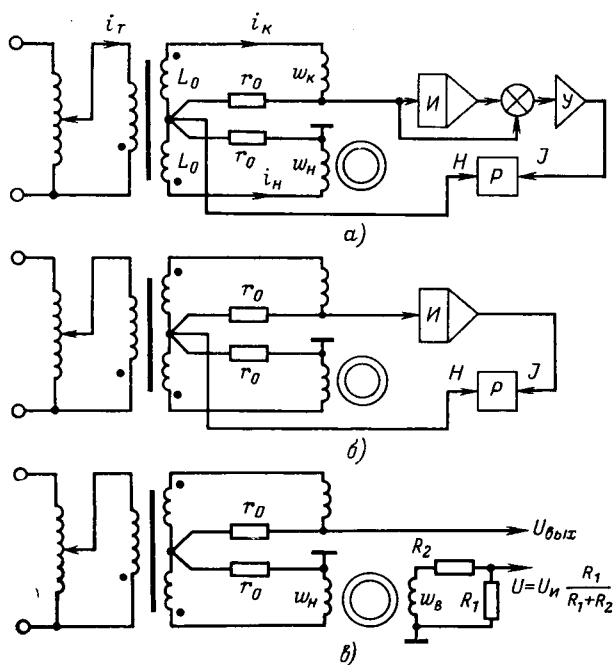


Рис. 1.

3. Боровой А. И. Токи при внутреннем коротком замыкании выпрямителя. — «Электричество», 1969, № 1.

4. Казовский Е. Я. Переходные процессы в электрических машинах переменного тока. М., «Наука», 1962.

5. Некрасова Н. Р. Расчет токов короткого замыкания в двенадцатифазном мостовом выпрямителе. — «Электротехника», 1972, № 3.

6. Бурьяница В. И. Расчет токов внутреннего короткого замыкания тепловозных выпрямителей. — «Вестник ВНИИЖТ», 1971, № 3.

7. Полупроводниковые выпрямители. Под ред. Козалева Ф. И. и Мостковой Г. П. М., «Энергия», 1967.

числяется по формуле:

$$H = \frac{U_1 \omega_n}{r_0 l_{\text{ср}}},$$

где U_1 — падение напряжения на измерительном резисторе намагничивающего контура; $l_{\text{ср}}$ — средняя длина магнитопровода образца.

При массовом контроле кольцевых образцов схема для регистрации кривых $J(H)$ может быть упрощена, поскольку в этом случае допустима большая погрешность измерений. Упрощение может состоять в том, что суммирующий усилитель исключается, а коэффициенты L_K и $(r_0 + r_{\text{э.к}})$ подбираются несомизмеримыми за счет увеличения r_0 . При этом слаженным $L_K(i_K - i_H)$ в (4) можно пренебречь, тогда получается соотношение:

$$J = \frac{r_0 + r_{\text{э.к}}}{\omega_n S \mu_0} \int (i_K - i_H) dt. \quad (5)$$

В соответствии с (5) упрощенная схема для контроля магнитных характеристик принимает вид, показанный на рис. 1,б.

Намагничивающая обмотка, так же как и компенсирующая, в любой из приведенных схем может быть выполнена одновитковой. Если указанные обмотки выполняются многовитковыми, то их целесообразно изготовить в виде многожильного жгута с разъемом, что позволит быстро ввести кольцевой образец в намагничивающую цепь.

В этом случае схема позволяет с наименьшими затратами времени на подготовительные операции осуществлять контроль магнитных характеристик кольцевых образцов.

Достоверность измерения магнитных характеристик по упрощенной схеме можно установить следующим образом. На образец наносят измерительную обмотку ω_n с числом витков, равным числу витков намагничивающей обмотки ω_n , и сопоставляют сигналы, снимаемые с измерительных резисторов и с измерительной обмотки.

Так как в соответствии с (5)

$$i_K - i_H = \frac{\omega_n S \mu_0}{r_0 + r_{\text{э.к}}} \frac{dJ}{dt},$$

то напряжение на измерительных резисторах будет

$$U_{\text{вых}} = r_0 \frac{\omega_n S \mu_0}{r_0 + r_{\text{э.к}}} \frac{dJ}{dt}$$

Напряжение, наводимое в витках измерительной обмотки, можно представить в виде:

$$U_H = \omega_n S \mu_0 \left(\frac{dJ}{dt} + \frac{dH}{dt} \right).$$

Если пренебречь величиной $\frac{dH}{dt}$ по сравнению с $\frac{dJ}{dt}$ для небольших значений H , то можно записать:

$$U_{\text{вых}} = \frac{r_0}{r_0 + r_{\text{э.к}}} U_H. \quad (6)$$

Из (6) следует, что сопоставление $U_{\text{вых}}$ с U_H можно проводить по схеме, приведенной на рис. 1,в, где величины сопротивлений R_1 и R_2 подбираются такими, чтобы выполнялись два условия:

$$\frac{R_1}{R_1 + R_2} = \frac{r_0}{r_0 + r_{\text{э.к}}} \text{ и } R_1 + R_2 \gg z_n.$$

Здесь z_n — модуль сопротивления измерительной обмотки.

Если осуществить вычитание напряжений $U_{\text{вых}}$ и U_H

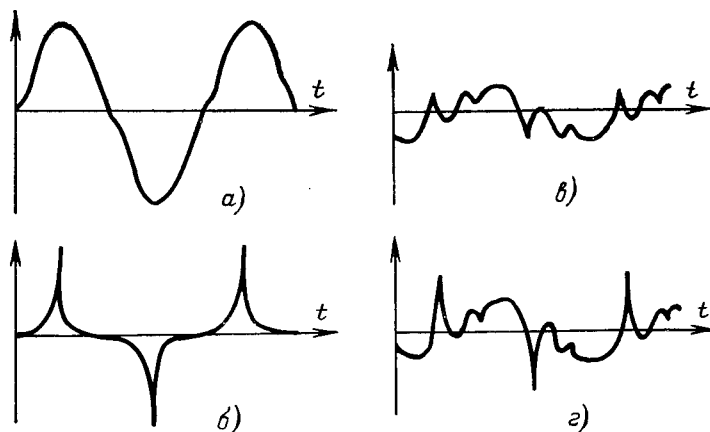


Рис. 2.

(для этого необходимо согласовать полярность включения измерительной обмотки по отношению к $U_{\text{вых}}$), то на индикаторе можно наблюдать разностный сигнал, который оказывается во много раз меньше величины $U_{\text{вых}}$.

В качестве экспериментальных результатов, полученных по описанной методике, на рис. 2 приведены осциллограммы испытаний кольцевого ленточного образца из железо-никелевого сплава, намагничиваемого до насыщения. Кривая на рис. 2,а дает представление о мгновенном значении намагничивающего и компенсирующего токов. Кривая на рис. 2,б показывает закон изменения напряжений U_K и $U_{\text{вых}}$, причем

$$U_{\text{вых}} = r_0 (i_K - i_H) = \frac{r_0}{r_0 + r_{\text{э.к}}} \omega_n S \mu_0 \frac{dJ}{dt} - \frac{r_0 L_K}{r_0 + r_{\text{э.к}}} \frac{d(i_K - i_H)}{dt}.$$

На рис. 2,в показан разностный сигнал при полной компенсации составляющих в напряжениях $U_{\text{вых}}$ и U_H , равных $\omega_n S \mu_0 \frac{dJ}{dt}$.

Значение разностного сигнала ΔU при этом определяется соотношением

$$\Delta U = U_H - U_{\text{вых}} \frac{r_0 + r_{\text{э.к}}}{r_0} = L_K \frac{d(i_K - i_H)}{dt} + \omega_n S \mu_0 \frac{dH}{dt}.$$

На рис. 2,г представлен разностный сигнал как и на рис. 2,в, но компенсация при этом осуществлена не полностью. Наличие одного всплеска в каждые полпериода на этой кривой свидетельствует о том, что фазовый сдвиг напряжений $U_{\text{вых}}$ и U_H практически отсутствует. Этот факт наряду с тем, что разностный сигнал много меньше напряжения $U_{\text{вых}}$, позволяет сделать вывод о справедливости принятых выше допущений.

В заключение можно отметить, что предварительные исследования предложенной упрощенной схемы для измерения динамических характеристик низкокоэрцитивных ферромагнетиков показали ее высокую производительность при довольно широком диапазоне вариаций измеряемых характеристик.

О возможности единого подхода к статической и динамической устойчивости электрических систем

Доктор техн. наук ВЕНИКОВ В. А.

Москва

Современная теория статической устойчивости электрических систем иногда вызывает у пользующихся ею инженеров определенное неудовлетворение большим количеством допущений, представляющих несколько отвлеченными и учитывающими ряд существенных процессов слишком стилизовано, часто без надлежащего учета вмешательства в процесс регулирующих и управляющих устройств. Несомненно, что эта теория статической устойчивости, созданная работами крупнейших зарубежных, и главным образом, отечественных ученых-энергетиков, полностью отвечает своему назначению. Все вытекающие из нее практические методы при условии, что они применяются при корректном учете исходных допущений и ограничений дают правильный результат.

Однако вполне закономерно неоднократно возникал вопрос о том, что поскольку статическая устойчивость по самому ее определению есть способность системы восстанавливать исходное или практически близкое к исходному положение после малого возмущения, то казалось бы можно рассчитывать при таком возмущении весь процесс изменения параметров режима системы [$\delta=f(t)$, $E=\Psi(t)$, $U=\varphi(t)$ и т. д.], включая действие всех регулирующих устройств.

Такой расчет, проведенный методами, принятыми в расчетах динамической устойчивости, дает полную характеристику процесса, которая при учете диссипативных свойств системы должна бы указывать на возвращение к начальному режиму в устойчивой системе и к полному уходу от него в случае неустойчивой (рис. 1). Однако в печати [Л. 1 и 2], в устных дискуссиях и отчетах неоднократно выдвигались возражения. Эти возражения сводились в основном к двум положениям. Во-первых, представлялось, что степень устойчивости и характер процесса должны зависеть от места приложения возмущения, т. е. процедура определения статической устойчивости становилась многовариантной и неопределенной.

Приведенные автором исследования позволяют считать, что это не так, поскольку при снижении возмущающего воздействия уменьшается и влияние места приложения возмущения (рис. 2, а). Это легко объясняется в простейшем случае (рис. 2, б), из рассмотрения которого следует, что при подключении x_3 достаточно малого (возмущенный режим) изменения характеристики мощности, определяющейся значением коэффициента k (рис. 2, в), будет существенно зависеть от места подключения x_3 (рис. 3 — сплошные линии). При увеличении x_3 , т. е. при уменьшении возмущения, значение k будет все меньше зависеть от места возмущения, приближаясь к $k=\text{const}=1$ при $x_3=\infty$.

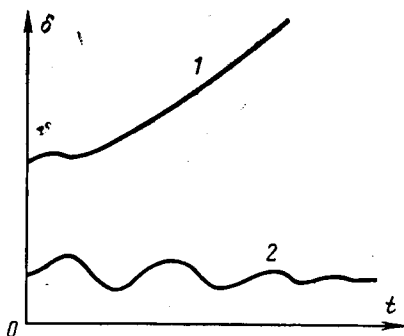


Рис. 1. Влияние места приложения большого возмущения в системе.

1 — вблизи станции; 2 — удаленное возмущение.

Аналогичная закономерность (рис. 4) была выявлена расчетом и экспериментом для ряда сложных (5—8 электростанций) систем. Видимо, это положение справедливо и для любой сколь угодно сложной регулируемой системы. Однако справедливость этого в общем виде пока не доказана и если бы это удалось сделать, то первое возражение полностью отпало. Второе возражение сводится к тому, что расчет малых изменений параметров режима требует очень большой точности вычислений и задания параметров (исходных параметров режима и параметров системы). Можно полагать, что и это возражение совершенно несостоятельно и продиктовано отвлеченным представлением о «точности» как числе вычисленных знаков, а не точности реального отображения процесса с учетом его вероятностных свойств.

Можно полагать, что в дальнейшем для энергосистем, где адаптирующиеся устройства кибернетического типа должны корректировать режим и определять протекания всех процессов, не будет смысла вообще делать проверку статической устойчивости регулируемой системы в старом понимании, ограничиваясь такой проверкой во время итеративного расчета нормального режима (по его сходимости [Л. 3]). Настоящая заметка имеет своей целью поставить вопрос о целесообразности обсуждения не только приведенных здесь, но и высказанных ранее в печати и устных дискуссиях соображений. Однако было бы необходимо, чтобы эти соображения были подкреплены надлежащими теоретическими выкладками, результатами расчетных и физических экспериментов в большей степени, чем это делалось до настоящего времени.

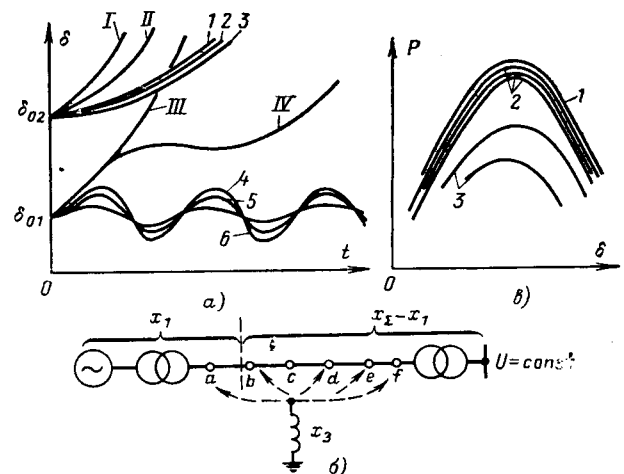


Рис. 2. Зависимости $\delta(t)$, $P(\delta)$ и схема простейшей системы. а — влияние места приложения больших (I, II, III, IV) и малых (1, 2, 3, 4, 5, 6) возмущений в системе; б — изменение места приложения возмущения в простейшей схеме; точки а, б, с, d, e, f; в — характеристика мощности $P=f(\delta)$, применительно к простейшей схеме системы (б).

1 — исходный режим $P^I = \frac{EU}{x_\Sigma} \sin \delta$; 2, 3 — характеристики при малых (2) и больших (3) возмущениях, приложенных в различных точках $P = \frac{EU}{x_\Sigma} k \sin \delta$; $k = \frac{1}{1 - \frac{x_1(x_\Sigma - 1)}{x_\Sigma x_3}}$.

Для наглядности кривые в пучках 4—6 (рис. 2, а) и 1—3 (рис. 2, в) несколько раздвинуты.

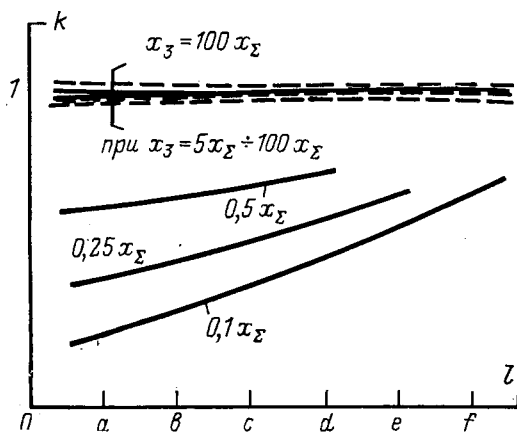


Рис. 3. Зависимость коэффициента k от величины и места приложения возмущения на линии, длина которой l , разбита на участки точками: $a, b, \dots, f$.

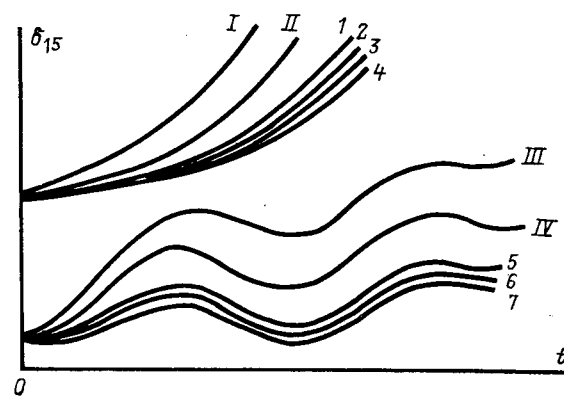


Рис. 4. Влияние места приложения возмущения в сложной системе (5 электростанций) $\delta_{15} = f(t)$, где δ_{15} — угол между наиболее удаленными станциями.

I, II, III, IV — большие возмущения; 1–4 и 5–7 — малые.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Решение первого семинара ЦДУ ЕЭС СССР и ИЭД ЧССР, посвященного применению вычислительной техники в энергетических расчетах. Киев, 1973.

2. Авраменко В. Н., Цукерник Л. В. Об анализе статической устойчивости энергосистем с помощью программ расчета

электрохимического переходного процесса. — В кн.: Проблемы технической электродинамики. Киев, АН УССР, 1974.

3. Оценка статической устойчивости электрических систем на основе решения уравнений установившегося режима. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1971, № 5. Авт.: В. А. Строев, В. И. Идельчик, В. И. Тарасов, В. А. Веников. [26.2.1976]

УДК 621.311.52

О показателях и критериях оптимального управления динамическим поведением энергетических систем

Канд. техн. наук ИЛИЕВ СТЕФАН

София, Болгария

Управление режимами энергетических систем и особенно переходными процессами требует во все большей степени введения новых устройств регулирования и системной автоматики для воздействия на развивающиеся процессы с целью достижения оптимального выхода из аварийного состояния.

В этом отношении одной из главных проблем является обеспечение определенного качества переходных процессов при их управлении. Специфические особенности современных энергетических систем создают большие затруднения при непосредственном применении методов теории автоматического управления, в связи с чем требуется творческое адаптирование существующих и создание новых методов, отвечающих целям управления динамическим поведением энергетических систем.

Цель управления — определить управляющие воздействия, которые перевели бы энергетическую систему из состояния X_1 в момент t_1 в состояние X_2 в момент t_2 , реализуя при этом заданный критерий качества переходного процесса.

Весьма существенным моментом в исследованиях, связанных с управлением переходными и аварийными процессами в энергетических системах, является тот факт, что управление этих процессов нельзя рассматривать отдельно из состояния системы в послеаварийном стационарном режиме.

Из этого следует, что критерии качества динамического поведения энергетической системы должны включать и параметры послеаварийного стационарного режима.

Показатели, характеризующие динамическое поведение энергетических систем. Динамическое поведение энергетической системы определяется поведением ее элементов (нагру-

зок, генераторов и пр.) при возмущениях в их нормальной работе. Кроме того, при аварийных переходных процессах изменение некоторых параметров становится причиной пуска в действие некоторых видов релейных защит и противоаварийной автоматики, что ведет к изменению электрической схемы системы. Ввиду этого до обобщения и синтеза показателей динамического поведения всей энергетической системы целесообразно остановиться на поведении ее элементов.

Показатели поведения нагрузки. Устойчивость нагрузки и возможность развития лавины по напряжению или частоте связаны соответственно с изменением напряжения U в узловой точке, к которой подключена нагрузка, и частоты f_c электрической системы. От изменения этих параметров зависит и качество электроснабжения потребителей в установившихся послеаварийных режимах системы. Следовательно, параметры U и f_c можно считать показателями поведения нагрузки.

Показатели поведения генераторов. Основное значение для динамического поведения энергетической системы и протекания переходных процессов в ней имеют генераторы (сохранение их устойчивости при качаниях роторов). Показателями качаний принимают изменение взаимного угла δ между роторами генераторов по отношению к базисному генератору за период переходного процесса, а также время t продолжительности переходного процесса. В качестве показателя переходного процесса используется также и изменение частоты f_c системы, от которого зависит нормальная работа некоторых механизмов (насосы, вентиляторы и пр.) электрических станций.

Таблица 1

Элементы системы	Показатели							
Генераторы	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	Y
Нагрузки	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	E
Регулирующие устройства и автоматика системы	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	Y
Электрическая схема	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	E
Система управления	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	E
Всего для энергетической системы	δ	t	f_c	U	U/I	I	f_k	Y

Показатели поведения регулирующих устройств, релейных защит и противоаварийной автоматики. Необходимость в установлении показателей поведения автоматики системы при динамических качаниях базируется на мнении, что основной ее целью является обеспечение управляемости переходными процессами и нормальных параметров послеаварийного режима энергетической системы согласно установленным предписаниям.

Необходимо, однако, учесть то обстоятельство, что между автоматикой системы и переходными процессами существует прямая и обратная связи [Л. 1 и 2], т. е., с одной стороны, автоматика влияет на развитие переходного процесса и с другой аварийный переходный процесс влияет на поведение автоматики.

Существующие исследования и методы расчетов относятся преимущественно к определению параметров автоматики системы без учета динамических качаний и изменений в системе. Установлено, что при управлении аварийными переходными процессами очень большое значение имеет обратная связь, т. е. влияние динамических процессов (включая асинхронные режимы) и параметров послеаварийного режима (еще не установившегося) на параметры релейных защит и противоаварийной автоматики.

Исследования в этом направлении [Л. 1 и 2] показывают, что качания и связанные с ними изменения некоторых параметров режима часто ведут к отключению элементов системы. Этим создается новый толчок развитию переходного процесса, в результате чего система может разделиться на части. При таком обратном влиянии переходный процесс воздействует:

а) на защиты, реагирующие на параметры: аргумент напряжения U , ток I и их отношение. Изменения этих параметров в процессе качаний связаны с частотой качаний f_k ;

б) на регулирующие устройства, реагирующие на δ , I , U (и их производные);

в) на противоаварийную автоматику, реагирующую на частоту системы f_c и модуль напряжения узловой точки $|U|$.

Обратное влияние переходного процесса необходимо учитывать при определении параметров регулирующих устройств и системной автоматики.

Таким образом, показателями поведения автоматики системы при переходных процессах в энергетической системе являются изменения параметров δ , U/I , модуля $|U|$ и аргумента напряжения, частоты системы f_c и качаний f_k .

Показатели состояния электрической схемы системы. Сохранение или восстановление целостности электрической схемы — одна из главных целей управления аварийными переходными процессами в энергетических системах. Только в крайнем случае и на короткое время (для проведения соответствующих ремонтных работ) допускается деление системы на части в послеаварийном стационарном режиме.

В качестве показателя целостности электрической схемы можно использовать матрицу связей (инцидентий) M или матрицу проводимостей Y [Л. 3].

С точки зрения целей управления переходными процессами матрица проводимостей имеет преимущества перед матрицей M , так как она содержит больше информации и более удобна в применении.

Если матрицу Y рассматривать как составленную из n блоков, то получим информацию как об объединенной системе, так и об отдельных n подсистемах и связях между ними.

Матрица проводимостей формируется для нужд расчетов режимов энергетических систем. Кроме того, если расчеты проводятся при моделировании нагрузок постоянными сопротивлениями, матрица проводимостей будет включать информацию и об изменении мощности нагрузок в системе.

Учитывая все это, матрицу проводимостей следует использовать в качестве показателя состояния электрической схемы системы.

Показатели системы управления. К «техническим» показателям следует добавить показатели, связанные с надежностью и технико-экономической эффективностью системы управления переходными процессами. Основания для этого следующие:

исследования показывают, что характеристики нагрузки оказывают сильное влияние на управление [Л. 4]. Очевидно также, что действие противоаварийной автоматики, изменяющей мощности включенных нагрузок и генераторов в узловых точках системы, связано с ущербом потребителей при перерыве электроснабжения, а также общим народнохозяйствен-

ным ущербом от недоотпуска энергии, неоптимальным использованием мощности генераторов и пр.;

система управления требует затрат на регулирующие устройства, автоматику, вычислительную технику, телеуправление и др.

Учитывая сложность проблемы, трудность математической формулировки и другие показатели надежности и экономической эффективности системы управления можно представить обобщенным показателем E .

Общие показатели динамического поведения энергетических систем. Показатели поведения элементов энергетической системы, определенные выше, а также общие показатели для всей энергетической системы приведены в табл. 1.

Критерий управления качеством. Опыт анализа общесистемных аварий и исследования в этом направлении показывают, что между критериями качества управления переходными процессами в разных элементах системы и критериями качества послеаварийных режимов существует тесная взаимная связь. Не во всех случаях, однако, эти критерии одинаковы. Причина в том, что одни и те же управляющие воздействия по-разному влияют на переходные процессы и послеаварийные режимы в энергетических системах [Л. 4—6], а также в том, что энергетическая система может разделиться на части без выхода некоторых генераторов из синхронизма [Л. 2]. Последнее может случиться из-за превышения тока, изменения отношения U/I и других параметров, изменяющихся при качании роторов генераторов в системе [Л. 1].

Очевидно, что управление энергетическими системами следует осуществлять с применением многих критериев, т. е. многокритериальность управления [Л. 7—9] необходима. Из анализа аварийных процессов следует также, что при определении управляющих воздействий до определенного момента развития процесса, решающее значение имеет один или несколько критериев, после чего преобладающее значение имеют другие и т. д. Эта особенность в управлении большими системами определяет новое качество — разновременность критериев управления. Так, например, в начале переходного процесса преобладающее значение обычно имеет критерий, связанный с показателем δ , так как качания имеют большие амплитуды. С затуханием амплитуды и уменьшением частоты качаний f_k возрастает опасность срабатывания релейных защит, реагирующих на U/I и I . То же самое относится и к противоаварийной автоматике, реагирующей на f_c и U . К концу переходного процесса возрастает значение критерия качества послеаварийного режима.

Необходимо определить еще одно свойство критериев управления — локальность действия. Это имеет значение при исследовании управления большими и объединенными энергетическими системами. Ввиду неравномерного и разнородного развития, как и неравномерной нагрузки отдельных подсистем, в некоторых из них, например, с более развитой электрической схемой, где может не быть опасности от перегрузки элементов системы, одни критерии оказываются лишними или же необходимо вводить другие. Учет этого ведет к облегчению как исследований, так и сооружения системы управления.

Независимо от указанных свойств критериев их следует рассматривать как главные (общие, глобальные) критерии и подчиненные критерии (субкритерии). Главные критерии определяют качество переходного процесса во всей системе, в то время как подчиненные критерии помогают осуществлению управления и находят применение не во всей системе, а только

Таблица 2

Элементы системы	Вид критерия		
	1	2	—
Генераторы	1	2	—
Нагрузки	1	2	—
Регулирующие устройства и автоматика системы	1	2	—
Электрическая схема	—	—	3
Система управления	1	—	—
Всего для энергетической системы	1	2	3

в отдельных частях или подсистемах; ими определяются локальные воздействия. Будет ли данный критерий главным или подчиненным, зависит от состояния исследуемой системы, а также от того, насколько его применение необходимо во всей системе или только в ее подсистемах.

Значение указанной категоризации критериев управления переходными процессами подтверждается рядом исследований. Установлено [Л. 4 и 5], что если использовать критерий по взаимному углу δ как подчиненный критерий только для отдельного генератора (или группы генераторов), определенными таким образом управляющими воздействиями можно улучшить его устойчивость, но одновременно с этим ухудшить устойчивость других генераторов системы. К такому выводу можно прийти, анализируя результаты расчетов управления возбуждением одной станции для повышения устойчивости всей энергетической системы [Л. 8] с использованием критериев, связанных с параметрами режима только одной или двух станций. Результаты показывают, что при такой постановке исследований существует опасность нарушения устойчивости третьей станции в энергетической системе.

Следовательно, неправильная оценка глобальности критерия может привести к весьма существенным ошибкам в исследованиях управления системой. Оценивая практическое значение указанных свойств критериев управления, можно отметить следующее.

Обстоятельство, что управление многокритериальное, с глобальными и подчиненными критериями, предполагает уточнение всех показателей и критериев еще в предварительной стадии исследований, т. е. решение вопросов управления еще при перспективном планировании. После установления управляющих параметров определяется и структура регулирующих устройств, системная автоматика и т. д.

Учитывая локальность действия критериев определяется место установки автоматических устройств управления, а также необходимые телемеханические устройства при централизованном управлении.

Учет разновременности критериев управления связан с решением самых трудных вопросов автоматического управления — определением и формированием управляющих воздействий в темпе аварийного процесса. Это соответственно требует нового типа автоматических устройств — адаптивных, с самоорганизацией, чтобы управляющие сигналы могли воздействовать в оптимальные моменты развития процессов в системе.

Математическая формулировка критериев управления. Широкое распространение в теории автоматического управления получили интегральные критерии:

$$\Phi = \int_{t_1}^{t_2} \Pi dt = \min, \quad (1)$$

где $(t_2 - t_1)$ — период управления; $z = y - y_0$ — отклонение параметра y , характеризующего динамическое поведение системы, от установившегося значения y_0 .

Интегральные критерии дают одновременную (но не раздельную) оценку двум важным сторонам переходного процесса — быстрота затухания и величина отклонения управляемой переменной в переходном процессе.

Анализ этих критериев раскрывает следующие положительные и отрицательные стороны их возможностей при управлении переходными процессами. Рассмотрим характерные случаи.

а) $\Pi = 1$.

В этом случае налицо так называемый критерий максимального быстрогодействия. Исследования, проведенные для простых схем, показывают, что применение такого критерия часто ведет к глубокому колебанию [Л. 9]. Исследования по сложным системам [Л. 1 и 2] показывают, что для пуска релейных защит, реагирующих на I и U/I при аварийных процессах, т. е. для возможного деления системы на части, определяющими являются качания с частотой до 1 Гц, в то же время качания с большими амплитудами могут создать опасность для устойчивости генераторов и в некоторых случаях для нагрузок.

Следовательно, применение критерия быстрогодействия при определении управляющих воздействий будет зависеть от того, насколько велика опасность деления системы или выхода генераторов из синхронизма.

б) $\Pi = z^2$.

Применение такого критерия качества эффективно как для монотонных переходных процессов, так и в тех случаях, когда знак z меняется, т. е. не зависит от вида переходного процесса.

Применение указанных критериев (п. а и б) имеет существенный недостаток, заключающийся в том, что нельзя сделать строго обоснованного вывода о характере процесса по значению интеграла, т. е. нельзя сказать, что если интеграл меньше, процесс обязательно лучше [Л. 10—12].

$$в) \Pi = z^2 + \tau \left(\frac{dz}{dt} \right)^2.$$

В этом случае в критерии качества рассматривается скорость переходного процесса.

Можно показать [Л. 10 и 11], что при выборе управляющих воздействий по этому критерию, изменение управляемой величины приближается к экспоненциальной функции с постоянной времени τ :

$$y = y_0 \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right).$$

Возможности критериев управления. Эффективность указанных критериев не равнозначна при оценке переходных процессов в энергетической системе. С целью выяснения этого вопроса будем анализировать применение описанных критериев при управлении разными элементами энергетической системы согласно указанным в табл. 1 показателям.

а) Критерий поведения генераторов в системе. Динамическое поведение генераторов можно рассматривать в следующих направлениях: статическая устойчивость, синхронная динамическая устойчивость и результирующая устойчивость — учитывающая асинхронный ход и возможность ресинхронизации.

Определение управляющих воздействий генераторов можно провести с применением интегральных критериев (1) по отношению к показателям их динамического поведения, указанным в табл. 1.

Применение критерия

$$y_{\min} \leq y \leq y_{\max} \quad (2)$$

ограничило бы исследование только статической и синхронной динамической устойчивостью. Такое ограничивание при выборе управляющих воздействий в аварийных переходных процессах было бы неправильно, так как необходимо учитывать возможность работы некоторых генераторов в системе в асинхронном режиме. Это еще больше необходимо в связи с тем, что, как показывает анализ ряда аварийных ситуаций, спонтанная ресинхронизация — весьма частое явление.

б) Критерий поведения нагрузки. В этом случае применение найдут критерии (1) и (2), так как управляющие воздействия должны обеспечить качество переходного процесса с параметрами, не превышающими определенные границы.

в) Критерий поведения регулирующих устройств и автоматики системы. При определении управляющих регулируемыми устройствами применение найдут критерии (1) и (2). Для релейных защит и противоаварийной автоматики имеет значение критерий (2) с учетом показателя f_k при учете свойства разновременности.

г) Критерий состояния электрической схемы системы. Оценку состояния электрической схемы следует определять с помощью критерия

$$z = y - y_0 = z_{\min}. \quad (3)$$

Этот критерий позволяет оценить изменения, наступившие в послеаварийной схеме системы и, если они долговременные, предусмотреть мероприятия по их устранению.

д) Критерий оценки системы управления может быть вида (1), однако для удобства его можно представить в виде суммы.

Критерий оценки динамического поведения энергетических систем. На основании проведенного анализа составлена табл. 2, в которой даны критерии для определения управляющих воздействий на элементы энергетической системы и общие критерии управления системой.

Выводы. 1. Критерии управления динамическим поведением энергетических систем должны охватывать послеаварийные стационарные режимы.

2. Показаны свойства критериев управления — многокритериальность, одновременность, локальность, а также их практическое значение для управления в условиях больших и объединенных энергетических систем.

3. Рассмотрены показатели, характеризующие динамическое поведение и критерии управления основными группами элементов энергетической системы и на их основании указаны общие показатели и критерии для всей системы в целом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Илиев С. Влияние электромеханических переходных процессов в сложных энергетических системах на поведение релейных защит и противоаварийной автоматики. — «Энергетика», 1973, № 2—3.

2. Илиев С. О динамическом поведении нашей энергетической системы и управлении аварийными переходными процессами. — «Энергетика», 1974, № 7.

3. Мельников Н. А. Матричный метод анализа электрических цепей. М., «Энергия», 1966.

4. Илиев С. Влияние некоторых факторов и их погрешности на динамическую устойчивость энергосистем. — «Электричество», 1972, № 11.

5. Илиев С. Влияние некоторых параметров схемы на динамическую устойчивость сложных энергетических систем. — «Электричество», 1973, № 10.

6. Илиев С. Влияние некоторых параметров на рабочий и послеаварийный режим сложных энергетических систем. — «ОТН БАН. Техническая мысль», 1974, № 3.

7. Жуков Л. А., Зеленохат Н. И. Критерий оценки качества переходных электромеханических процессов при динамических возмущениях в сложной электрической системе. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1969, № 5.

8. Веников В. А., Зеленохат Н. И. Выбор параметров регулирующих устройств в сложной энергетической системе. — «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 1.

9. Веников В. А., Портной М. Г. Теория оптимального управления электрическими системами и задачи повышения их устойчивости. — «Электричество», 1974, № 3.

10. Бесекерский В. А., Попов Е. П. Теория систем автоматического регулирования. М., Наука, 1972.

11. Куропаткин П. В. Теория автоматического управления. М., «Высшая школа», 1973.

12. Сю Д., Мейер А. Современная теория автоматического управления и ее применение. М., «Машиностроение», 1972.

[20.1.1975]

УДК 621.311.6

Методика расчета колебаний напряжения сети переменного тока ограниченной мощности, питающей зарядное устройство емкостного накопителя

АЛЕКСАНИЙ А. Г., МИЗЮРИН С. Р., ХОЛИН В. Д.

Москва

Исследование влияния импульсной нагрузки на сеть переменного тока ограниченной мощности с помощью математической модели, описывающей энергосистему [Л. 1], сопряжено со значительными трудностями моделирования, а результаты анализа не всегда могут быть представлены в форме, удобной для применения в инженерной практике. Поэтому наряду с исследованиями на основе строгого математического описания процессов в системе, целесообразно использовать приближенные методы расчета, позволяющие в удобной форме получать качественную сторону процессов и с достаточной для практических целей точностью количественные оценки.

В рассматриваемом приближенном методе используются результаты исследований рабочих процессов в трансформаторно-выпрямительных зарядных устройствах с индуктивным токоограничением при питании от сети переменного тока практически неограниченной мощности. Эти исследования [Л. 2] показывают, что изменение напряжения на емкостном накопителе приближенно может быть аппроксимировано экспоненциальной зависимостью:

$$u_c(t) = \sqrt{6} U_{\phi} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{\text{экв}}}} \right), \quad (1)$$

где U_{ϕ} — фазное напряжение; $T_{\text{экв}} = A_k (X_{\text{др}} + X_k) C_n$ постоянная времени эквивалентного экспоненциального зарядного

процесса; $A_k = 1,5 - 2$ — коммутационный коэффициент; $X_{\text{др}}$ — индуктивное сопротивление дросселя зарядного устройства; X_k — индуктивное сопротивление короткого замыкания трансформатора зарядного устройства; $C_n = \frac{2P_{3y}T_p}{U_{\text{ср}}^2}$ — емкость

накопителя; P_{3y} — среднециклическая мощность зарядного устройства; T_p — период следования разрядных импульсов; $U_{\text{ср}}$ — предразрядное напряжение на накопителе при $t = t_3$; t_3 — время зарядки емкостного накопителя.

Основываясь на эквивалентной замене выпрямителя с емкостным накопителем нелинейной активной нагрузкой [Л. 3], представим зарядное устройство эквивалентным активно-индуктивным сопротивлением $Z_{\text{экв}}(t)$, периодически меняющимся с частотой следования разрядных импульсов. Значения эквивалентных параметров определяются из условия экспоненциальной аппроксимации процесса зарядки. Тогда из (1) индуктивная составляющая

$$X_{\text{экв.ф}} = X_{\text{др}} + X_k = \frac{U_{\text{ср}}^2 \frac{t_{\text{зар}}}{T_p}}{2A_k P_{3y} \ln \left(1 - \frac{U_{\text{ср}}}{\sqrt{6} U_{\phi}} \right)^{-1}}.$$

В соответствии с (1) зарядный ток

$$i_c(t) = \frac{\sqrt{6}U_\phi}{A_k(X_{др} + X_k)} e^{-\frac{t}{T_{экв}}}$$

Эквивалентная активная нагрузка

$$R_{экв}(t) = \frac{u_c(t)}{i_c(t)} = A_k(X_{др} + X_k) \left(e^{\frac{t}{T_{экв}}} - 1 \right)$$

Приведенную к фазе активную составляющую эквивалентной нагрузки определяем исходя из условия равенства мощностей — $I^2 c R_{экв.ф}(t) = 3I^2_\phi R_{экв.ф}(t)$ (для трехфазной системы), а также с учетом соотношения фазного и выпрямленного токов — $I_\phi \approx \frac{\pi}{3\sqrt{2}} I_c$:

$$R_{экв.ф}(t) = R_{др} + R_k + \frac{6A_k}{\pi^2} (X_{др} + X_k) \left(e^{\frac{t}{T_{экв}}} - 1 \right),$$

где $R_{др}$ и R_k — активные сопротивления дросселя и трансформатора.

В зарядном цикле эквивалентное активное сопротивление по мере зарядки емкостного накопителя изменяется от значения активного сопротивления короткого замыкания в начальный момент до $R_{экв} \rightarrow \infty$; индуктивное сопротивление остается неизменным.

В относительных единицах

$$X_{экв.ф}^* = X_{др}^* + X_k^* = \frac{U_{2Cp}^* \frac{t_{зар}}{T_p}}{A_k \tilde{P}_{3y} \ln(1 - \tilde{U}_{Cp}^*)^{-1}}; \quad (2)$$

$$R_{экв.ф}^*(t) = R_{др}^* + R_k^* + \frac{6A_k}{\pi^2} (X_{др}^* + X_k^*) \left(e^{\frac{t}{T_{экв}}} - 1 \right), \quad (3)$$

где за базовые принято;

$$Z_6 = \frac{U_6}{I_6} = \frac{U_{ф.н}}{I_{ф.н}}; P_6 = 3U_{ф.н}I_{ф.н}; U_{C6} = \sqrt{6}U_{ф.н}.$$

(Далее относительные значения параметров даются без звездочек.)

Для определения изменения напряжения сети используются приближенные методы расчета изменения напряжения синхронных генераторов при внезапно приложенных нагрузках, основанные на определении характера изменения переходной э. д. с. генератора по продольной оси [Л. 4]. В момент включения нагрузки влиянием аperiodических и сверхпереходных токов допустимо пренебречь и использовать векторную диаграмму синхронной машины в переходном режиме [Л. 4]. Такая приближенная математическая модель позволяет определить величины начального и минимального значения напряжения синхронного генератора и характер изменения напряжения во времени до первого достижения номинального значения (рис. 1). В статье приближенный метод расчета учитывает изменение во времени внезапно приложенной импульсной нагрузки в соответствии с (2) и (3). При относительно длительном зарядном процессе влияние активной составляющей импульсной нагрузки незначительно и расчет начального изменения напряжения можно проводить как при подключении индуктивной нагрузки, что эквивалентно короткому замыканию за выпрямителем [Л. 1].

Расчетные соотношения величин, характеризующих изменение напряжения на зажимах генератора, определяются следующим образом. Из векторной диаграммы синхронной машины определяется соотношение между напряжением и переходной э. д. с.

$$u(t) = ae'd(t), \quad (4)$$

где

$$a = \frac{Z_{экв}(t) \sqrt{R_\Sigma^2 + X_{q\Sigma}^2}}{R_\Sigma + X_{q\Sigma} X'_{d\Sigma}};$$

$$R_\Sigma = R_a + R_{экв.ф}(t); X_{q\Sigma} = X_q + X_{экв.ф};$$

$$X'_{d\Sigma} = X'_d + X_{экв.ф}.$$

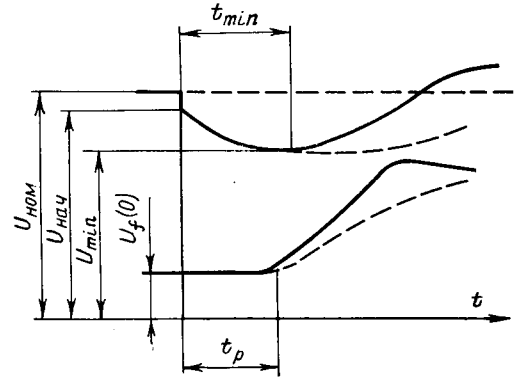


Рис. 1.

Характер изменения $e'd$ определяется дифференциальным уравнением цепи возбуждения генератора, которое при наличии нагрузки (цепь статора замкнута на внешнее сопротивление) представляется в виде

$$u_f(t) = T_{d0} \frac{de'd(t)}{dt} + \frac{1}{c} e'd(t), \quad (5)$$

где

$$c = \frac{T'_d}{T_{d0}} = \frac{R_\Sigma^2 + X_{q\Sigma} X'_{d\Sigma}}{R_\Sigma^2 + X_{q\Sigma} X_{d\Sigma}}.$$

На интервале времени $0 \leq t \leq t_p$ напряжение возбуждения равно начальному ($u_f(t) = U_f(0)$), так как регулятор напряжения не действует, и решение (5) имеет вид:

$$e'd(t) = e'd(0) + U_f(0) c \left(1 - e^{-\frac{t}{T'_d}} \right).$$

Система возбуждения в общем случае может иметь запаздывание t_p , определяющее момент начала изменения напряжения возбуждения $u_f(t)$ по отношению к моменту включения импульсной нагрузки.

Так как наибольший интерес в рассматриваемых системах представляют величины, характеризующие начальный и максимальный спады напряжения, имеющие место в начальной стадии зарядного процесса, то используется линейная аппроксимация напряжения на обмотке возбуждения [Л. 4]. Предполагается, что система в целом устойчива.

На интервале времени $t \geq t_p$, когда начинает действовать регулятор, напряжение возбуждения в режиме форсировки изменяется по закону:

$$u_f(t) = U_f(0) [1 + K(t - t_p)].$$

В этом случае выражение для переходной э. д. с. представляется в виде

$$e'd(t) = e'd(0) e^{-\frac{t-t_p}{T'_d}} + U_f(0) c \times$$

$$\times \left[\left(1 - e^{-\frac{t_p}{T'_d}} \right) e^{-\frac{t-t_p}{T'_d}} + (1 - KT'_d) \times \right.$$

$$\left. \times \left(1 - e^{-\frac{t-t_p}{T'_d}} \right) + K(t - t_p) \right].$$

Напряжение синхронного генератора при включении зарядного устройства будет изменяться в соответствии с (4).

Режим предварительной нагрузки характеризуется начальными значениями переходной э. д. с. генератора $e'd(0)$ и напряжения возбуждения $U_f(0)$:

$$e'd(0) = \frac{R_{\Sigma 1}^2 + X_{q\Sigma 1} X'_{d\Sigma 1}}{Z_{п.н} \sqrt{R_{\Sigma 1}^2 + X_{q\Sigma 1}^2}};$$

$$U_f(0) = \frac{R_{\Sigma 1}^2 + X_{q\Sigma 1} X_{d\Sigma 1}}{Z_{п.н} \sqrt{R_{\Sigma 1}^2 + X_{q\Sigma 1}^2}},$$

где

$$R_{\Sigma 1} = R_a + R_{п.н}; X_{\Sigma 1} = X_q + X_{п.н}; \\ X_{d\Sigma 1} = X_d + X_{п.н}; X'_{d\Sigma 1} = X'_d + X_{п.н}.$$

На рис. 2 приведены результаты расчетов при различных соотношениях мощностей предварительной стационарной ($\cos \varphi = 0,8$) и импульсной нагрузок. В качестве параметров трехфазного синхронного генератора приняты усредненные значения для оптимального ряда авиационных синхронных генераторов [Л. 5].

Изменение напряжения при работе импульсного устройства характеризуется в течение одного зарядного цикла несколькими этапами. В начальный момент процесса зарядки напряжение на зажимах генератора мгновенно падает. При этом значение мгновенного падения напряжения, как правило, не зависит от системы автоматического регулирования. В основном оно определяется переходным реактивным сопротивлением генератора, а также соотношением предварительной стационарной и импульсной нагрузок. Затем при наличии быстродействующей системы автоматического регулирования происходит нарастание напряжения возбуждения.

Однако из-за инерционности системы возбуждения и регулирования генератора напряжение продолжает падать до некоторого минимального значения (максимальный спад напряжения). Далее, под действием автоматического регулятора оно стремится к номинальному уровню. Характер процесса установления напряжения может быть аperiodическим или колебательным (рис. 1). В последнем случае дальнейшие колебания по абсолютному значению будут меньше максимального спада.

В системах с быстродействующим регулированием возбуждения при определенных соотношениях мощностей стационарной и импульсной нагрузок и относительно малой длительности процесса зарядки после начального спада дальнейшего снижения напряжения не происходит. Проведенные исследования показывают, что существенное влияние на величину максимального спада напряжения оказывает относительная длительность процесса зарядки емкостного накопителя.

При малой относительной длительности $\left(\frac{t_3}{T_{\text{эв}}} = 1,5\right)$ снижение напряжения незначительно, с увеличением относительной длительности $\left(\text{при } \frac{t_3}{T_{\text{эв}}} \geq 3\right)$ снижение напряжения увеличивается и мало зависит от скорости нарастания возбуждения. Максимальное снижение напряжения существенно зависит от значения предварительной нагрузки генератора. Чем больше нагрузка генератора к моменту включения зарядного устройства, тем меньше изменение напряжения с включением импульсной нагрузки.

Значительное влияние $R_{\text{эв}}(t)$ на максимальный спад напряжения и время восстановления напряжения магистральной сети до номинального значения проявляется при больших частотах следования разрядных импульсов. Для низких частот следования учет $R_{\text{эв}}(t)$ не оказывает существенного влияния (рис. 2).

Время восстановления номинального напряжения также зависит от скорости нарастания напряжения возбуждения и времени запаздывания. С увеличением K и уменьшением t_p время восстановления напряжения до номинального значения уменьшается. В этом отношении наиболее выгоднейшей является одноступенчатая релейная форсировка возбуждения типа

$$(K \rightarrow \infty, t_p \rightarrow 0), \text{ т. е. } u_f(0_-) = U_f(0); u_f(0_+) = U_f(\max), \quad (6)$$

при которой минимальное значение напряжения стремится к начальному спаду.

Предложенный приближенный метод расчета достаточно точно отражает качественную сторону процессов, что подтверждается полученными осциллограммами. Точность коли-

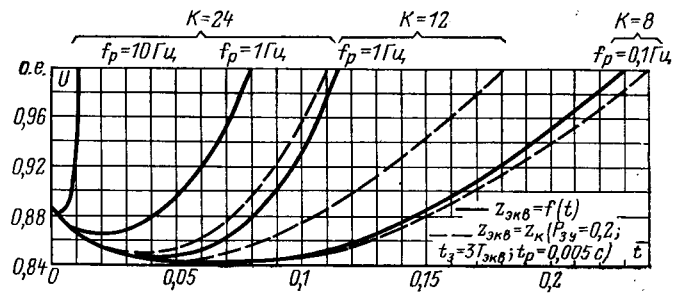


Рис. 2.

чественных результатов можно оценить значением порядка 15—20%. Экспериментальные исследования проводились на лабораторной установке, в которой в качестве магистрального синхронного генератора служил серийный авиационный генератор типа СГО-12 в трехфазном режиме работы при частоте $f = 400$ Гц [Л. 6].

В результате исследований установлено:

1) увеличению скорости нарастания напряжения возбуждения и значения предварительной стационарной нагрузки соответствует снижение величины максимального спада напряжения генератора;

2) увеличению относительной длительности зарядного процесса соответствует при прочих равных условиях увеличение максимального спада напряжения.

Исследования свидетельствуют о том, что возможности снижения максимального спада напряжения в случае статических по принципу действия регуляторов напряжения генератора ограничены. В идеализированном случае (6), когда $U_{\min} \rightarrow U_{\text{нач}}$ начальный (максимальный) спад напряжения определяется исключительно соотношением параметров генератора, стационарной и импульсной нагрузок.

В системах централизованного питания потребителей с жесткими требованиями к значению изменения напряжения при наличии импульсных нагрузок в виде импульсных источников вторичного питания с емкостными накопителями для эффективного снижения спада напряжения генератора импульсные источники питания следует выполнять с управляемым зарядным процессом.

В импульсных источниках трансформаторно-выпрямительного типа это может быть реализовано посредством пассивного параметрического управления включением в цепь переменного тока различного типа индуктивно-емкостных преобразователей вместо нерегулируемого токоограничительного дросселя.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мизюрин С. Р., Соколов В. С., Соловьева Т. В. Исследование зарядного процесса емкостного накопителя энергии от синхронного генератора через выпрямитель. — «Электротехника», 1973, № 12.
2. Математическая модель процесса заряда емкостного накопителя энергии. — «Электротехника», 1973, № 7. Авт.: М. А. Ермилов, С. Р. Мизюрин, Т. В. Соловьева, В. Д. Холин.
3. Уравнения импульсного электромашиного источника с емкостным накопителем в ортогональных осях d, q . — «Электротехника», 1971, № 4. Авт.: А. И. Бертинов, С. Р. Мизюрин, О. Б. Резников, В. Р. Чорба.
4. Лейкин В. С. Методы расчетов изменения напряжения судовых синхронных генераторов. М., «Судпромгиз», 1958.
5. Аветисян Д. А., Хан В. Х. Характеристики ряда синхронных генераторов повышенной частоты с минимальной массой. — «Электротехника», 1973, № 12.
6. Электроснабжение летательных аппаратов. Под ред. Н. Т. Коробана. М., «Машиностроение», 1975.

[12.12.1975]

Надежность, качество энергии и экономичность функционирования энергетического предприятия

(Статья Москалева А. Г., «Электричество», 1974, № 5)

Канд. техн. наук ЭДЕЛЬМАН В. И., инж. БАРГ И. Г.

Москва

Правомерность постановки задачи оптимизации надежности электроснабжения потребителей на основе критерия экономической эффективности не вызывает возражений. Однако согласиться с принципами, на основе которых указанная оптимизация осуществляется в обсуждаемой статье, нельзя по целому ряду обстоятельств.

Изложенный в статье метод оптимизации надежности электроснабжения, основанный на использовании критерия максимума рентабельности функционирующего (планируемого) энергетического предприятия противоречит действующим методикам и инструкциям [Л. 1 и 2] по выбору технических решений на основе анализа их экономической эффективности. Задача оптимизации надежности электроснабжения потребителей сводится не к рассмотрению вопросов о целесообразности сооружения электрической сети вообще, а к выбору варианта выполнения технического решения по структуре и схеме сети из общего числа вариантов, отличающихся надежностью электроснабжения потребителей. Для указанного случая [Л. 1 и 2] рекомендуют в качестве критерия оптимальности применять формулы расчетных затрат с последующей проверкой выбранного варианта технического решения на соответствие требованиям по норме рентабельности данной отрасли.

Однако и норму рентабельности, и приведенные затраты допускается использовать как критерий оптимизации только в том случае, если рассматриваемые варианты не отличаются объемом производимой продукции — в данном случае количеством отпускаемой потребителям электроэнергии. Очевидно, что варианты исполнения электрической сети, обеспечивающие различную надежность электроснабжения потребителей, будут отличаться и объемом недоотпущенной электроэнергии и, следовательно, их нельзя считать сопоставимыми, тем более по критерию «норма рентабельности».

В целях приведения указанных вариантов электрической сети к сопоставимому виду в расчетные затраты вводится показатель ущерба электроснабжающего предприятия и потребителя от перерыва электроснабжения (недоотпуска электроэнергии). При этом указанный ущерб не включается в состав издержек электроснабжающего предприятия, а вводится в целевую функцию приведенных затрат комплекса «электрическая сеть — потребитель» в качестве реализации внешних связей рассматриваемого звена народного хозяйства со смежными отраслями (звеньями) [Л. 1].

Абсолютная экономическая эффективность (рентабельность) предприятия не допускает возможности учета ущерба от перерывов электроснабжения и поэтому не может быть использована как принцип выбора оптимальной надежности электроснабжения. Следует добавить, что неучет ущерба в расчетах оптимальной надежности электроснабжения будет приводить к тому, что больший уровень надежности электроснабжения будет обеспечиваться не тому потребителю, ущерб которого выше, а потребителю с большим электропотреблением.

Как известно, термины и показатели надежности, регламентируемые ГОСТ 13377-75 и 16503-70, распространяются на объекты (изделия), для которых можно однозначно оговорить в технической документации понятие «отказ». В обсуждаемой статье указанное понятие применительно к электрической сети предприятия не приводится и, по нашему мнению, определить его корректно вряд ли возможно.

Тем не менее в статье делается попытка на основе указанного стандарта ввести целый комплекс показателей для оценки надежности электрической сети предприятия, которые, по нашему мнению, не только не вытекают из ГОСТ 13377-75,

но и имеют с ним мало общего. Они скорее по построению похожи на показатели, предлагаемые в [Л. 3]; однако, неоправданное смешивание показателей ГОСТ 13377-75 и [Л. 3] — формулы (3) и (4) обсуждаемой статьи — сделало их непригодными для пользования, как это показано ниже.

Учитывая опечатку в формуле (4) обсуждаемой статьи, рассмотрим коэффициент безотказности функционирования канала электроснабжения. Предполагая для простоты неизменность тарифа на электроэнергию, передаваемую по данному каналу, запишем:

$$k_{б. ф. к} = k_{т. и. к} - k_{огр. к} = \frac{T}{T + T_{п} + T_{а}} - \frac{\Delta W}{W_{ф} + \Delta W},$$

где T — время безотказной работы канала электроснабжения за год; $T_{п}$ и $T_{а}$ — соответственно длительность простоя в год канала в плановом и аварийном ремонте; ΔW — недоотпуск электроэнергии в год по данному каналу из-за ограничений; $W_{ф}$ — объем фактически переданной энергии по данному каналу за год.

Очевидно, что формула должна быть справедлива при любых значениях T и W . Предположим, что $T = T_{п} + T_{а}$ и $\Delta W = W_{ф}$. При этом объем реализованной энергии в год составляет 25% планируемого, и справедливо было бы предположить, что показатель надежности канала будет ему соответствовать. Подставив значения в вышеприведенную формулу, получим, что $k_{б. ф. к} = 0$. Более того, если предположить, что $T = T_{п} + T_{а}$, а $\Delta W = 3W_{ф}$ ($W_{ф}$ составит 12,5% планируемого), то $k_{б. ф. к} = -0,25$ (!?). Последнее вообще не имеет смысла в том случае, если в обсуждаемой статье $k_{б. ф. к}$ адекватен вероятности; в любом другом случае трудно представить, что вообще понимается под отрицательным коэффициентом бесперебойности функционирования канала электроснабжения.

Реализация взаимосвязи между затратами в электрическую сеть, ее надежностью и качеством энергии предложена в статье в виде формулы с пятью переменными параметрами. Такое количество переменных дает, разумеется, возможность получить функцию любой конфигурации, однако, главная трудность как раз и заключается в определении указанных переменных.

Нельзя также согласиться с тезисом, в соответствии с которым издержки на ремонт электрической сети обратно пропорциональны надежности этой сети (на рис. 1, в статье указанный тезис иллюстрируется кривой 2). Данное положение можно было бы считать справедливым, если повышение надежности сети достигалось только за счет повышения надежности ее элементов и, следовательно, приводило к уменьшению числа отказов элементов, снижало затраты на ремонт. В том случае, когда повышение надежности сети достигается путем сетевого резервирования, т. е. увеличения числа элементов сети против минимального необходимого для создания канала электроснабжения, издержки на ремонт будут расти вместе с ростом надежности сети.

Так как повышение надежности электрической сети осуществляется комплексно, зависимость издержек на ремонт сети от ее надежности будет реализовываться в виде более сложной функции, чем это предложено в рассматриваемой статье.

В соответствии с [Л. 3] оценка надежности многоканальных систем должна осуществляться с учетом «важности» сохранения работоспособного состояния каждого из каналов для обеспечения эффективности функционирования всей системы.

В формулах (2) — (4) обсуждаемой статьи в качестве показателя «важности» канала использовано значение тарифа на электроэнергию, передаваемую по каналу. Это соответствует

общей направленности статьи, утверждающей необходимость обеспечения большей надежности тому потребителю, который больше потребляет электроэнергию.

На наш взгляд, такой подход при существующих принципах классификации потребителей по ответственности и условиях ценообразования на электроэнергию является неправомерным. «Важность» каждого канала электроснабжения должна определяться важностью для народного хозяйства в целом обеспечения энергией потребителей, питаемых по данному каналу. Естественно предположить, что эта важность определяется значением ущерба потребителей, включая и ущерб энергоснабжающего предприятия. Только при внедрении системы тарифов на электроэнергию, дифференцированных по уровню надежности электроснабжения, предлагаемый способ оценки может быть реализован.

Встречает возражение способ учета преднамеренных отключений в общей оценке эффективности функционирования — надежности электрической сети [формула (3)]. В указанной формуле обесточение канала электроснабжения как из-за аварийного (внезапного) отключения, так и из-за преднамеренно-

го отключения вводится с одинаковым весовым коэффициентом, равным 1. В то же время для потребителей электроэнергии, а следовательно, и для оценки эффективности функционирования электрической сети внезапное и преднамеренное отключение вовсе не равнозначны, что и должно найти отражение при оценке надежности сети.

В связи с изложенным нельзя согласиться с приведенными в статье принципами оптимизации и показателями оценки надежности электрических сетей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Типовая методика определения экономической эффективности капитальных вложений. М., «Экономика», 1969.
2. Инструкция по определению экономической эффективности капитальных вложений в развитие энергетического хозяйства (генерирование, передача и распределение электрической и тепловой энергии). М., «Энергия», 1973.
3. Методика выбора показателей для оценки надежности сложных технических систем. М., Изд-во стандартов, 1971.

Доктор техн. наук СИНЬКОВ В. М.

Киев

Повышение надежности снабжения потребителей электроэнергией и повышение ее качества являются задачами первоочередного значения. Поэтому каждая свежая мысль, каждый оригинальный подход к решению этих задач интересны и привлекают внимание.

«Центром тяжести» статьи Москалева А. Г. является основная экономическая характеристика функционирования энергетического предприятия [уравнение (21)], ценность которой заключается в реализации попытки объединить показатели надежности электроснабжения и качества энергии. Это осуществление неновой, вообще говоря, идеи является главным достоинством выполненной работы. Однако рассмотрим это уравнение более подробно. Оно выведено из известного общего выражения рентабельности путем подстановки в него развернутых выражений стоимости производственных фондов и реализованной продукции, а также эксплуатационных расходов. Оригинальными элементами уравнения являются введенные автором коэффициенты бесперебойности энергоснабжения и другие, индекс качества продукции, а также выражение стоимости производственных фондов.

Определение коэффициента бесперебойности [уравнение (2)] по стоимости реализованной продукции (а не по ее количеству) вызывает возражение, так как при различных тарифах на электроэнергию для отдельных потребителей этот, по своему назначению технический, показатель превратится в показатель коммерческий, стимулирующий первоочередное повышение надежности снабжения потребителей с высоким тарифом на электроэнергию (т. е. коммунально-бытовых).

Использование предложенного для определения рентабельности выражения математической модели начальной стоимости объекта (7) затрудняется неопределенностью и практической невозможностью достоверного определения коэффициентов эффективности переданной по различным каналам электроэнергии (6) и, следовательно, индексов качества продукции. Не рассматривая этот вопрос в общем виде, можно выразить большое сомнение в целесообразности введения этих показателей для большинства случаев приемников (асинхронных двигателей, осветительных установок) при соблюдении требований ГОСТ 13109-67 на качество электроэнергии.

Таким образом, уравнение (21) могло бы быть значительно упрощено без существенного снижения точности (а может быть и с повышением ее в результате отказа от введения не поддающихся достоверному определению величин). Заметим также, что не показана целесообразность использования коэффициента (9).

Очень интересны результаты расчетов, выполненных для нескольких предприятий распределительных электрических сетей УССР, так как они могут дать представление о виде и параметрах экономических характеристик реальных объектов. Однако нельзя не отметить, что в основу этих расчетов

положены некоторые условности, представляющие собою не единственный возможный подход к решению задачи.

Одним из важнейших принципиальных вопросов является выбор границ, в пределах которых оптимизируется решение задачи. При выводе основного уравнения (21) Москалев А. Г. ограничивает область оптимизации рамками энергетического предприятия, представляющего собою в экономическом отношении замкнутую систему. Взаимоотношения с потребителями энергии определяются оплатой проданной им энергии [2 коп./кВт·ч] при покупной цене ее 0,4 коп./кВт·ч и выплатой потребителям компенсации в размере α -кратной стоимости недоотпущенной энергии на производственные нужды (и в размере β -кратной стоимости за отпущенную энергию, не удовлетворяющую требованиям по качеству). Автор не указывает принятые в расчете значения α и β . Но любые их значения так же как и принятые цены электроэнергии вносят некоторую условность в результаты расчетов. Между тем Москалев А. Г. делает безусловные выводы об экономическом целесообразном уровне надежности, устанавливая для рассматриваемых предприятий оптимальное значение коэффициента бесперебойности от 0,9886 до 0,9939. Этому соответствует допустимая длительность перерывов в подаче электроэнергии от 53 до 100 ч в год (без указания категории потребителей), превышающая в 2—4 раза норму, установленную «Сельэнергопроектом», для потребителей 2 категории и, судя по формуле (3), не учитывающая длительности плановых отключений.

С точки зрения интересов народного хозяйства в целом «ведомственный» подход к решению оптимизационных задач не может дать правильного решения. В основу исследования должен быть положен системный подход и учет интересов не только одного самостоятельного имеющего законченный баланс предприятия, но и «сопредельных» предприятий. В рассматриваемом случае это означает, что надо изучить и принять во внимание возможность и вероятные значения ущерба потребителей при перерывах выдачи электроэнергии. Только такой подход может дать основания для конкретных выводов или для корректировки и дифференциации (применительно к различным типам потребителей) значений α , определяющих размер штрафа за недоотпущенную электроэнергию. Это особенно важно для предприятий распределительных сетей в связи с сооружением и вводом в эксплуатацию большого числа предприятий по производству продукции сельского хозяйства на промышленной основе, требующих высокой степени надежности электроснабжения.

Из сказанного ясно, что не проанализировав состав потребителей электроэнергии и режимы их работы, нельзя утверждать, что «... предприятия явно переусердствовали в повышении надежности электроснабжения».

Добавим, что, к сожалению, в обсуждаемой статье не приводятся никаких сведений, которые позволили бы судить о достоверности принятых исходных данных при анализе надежности схем электроснабжения.

В выводах статьи утверждается, что недопустимо для всех предприятий принимать одинаковый нормативный коэффициент экономической эффективности 0,12. С этим утверж-

дением нельзя согласиться тем более, что никаких новых предложений в статье нет.

Таким образом, можно положительно оценить стремление Москалева А. Г. найти способ оптимизации основных показателей функционирования энергетических предприятий, но предложенный метод требует дальнейшей разработки и усовершенствования.

Канд. техн. наук ЛИХАЧЕВ Ф. А.

Москва

Статья Москалева А. Г. посвящена весьма важной в настоящее время проблеме экономичности функционирования энергетических предприятий. Примечательным является то, что исходным положением анализа является объективный экономический закон рентабельности [(1) и (1а)], в результате развития которого применительно к энергетическим предприятиям, с установлением функциональных связей получена обобщающая экономическая характеристика $E=f(k_6)$.

В связи с тем, что обсуждаемая статья представляет всеобщий интерес, то по ней целесообразно сделать следующие замечания, не изменяющие, однако, основной ее сущности.

Представляется, что в начальной стоимости основных фондов, подсчитываемых по формуле (7), не следует учитывать влияние индекса качества $u_{к.э.}$, так как электроэнергия отличается от любой другой продукции тем, что качество не зависит от сырья и его технологической обработки. Качество электроэнергии не зависит от исходного источника энергии, т. е. от того, хорошее или плохое топливо используется и как оно сжигается на ГРЭС, ТЭЦ, высокий или низкий напор воды на ГЭС. Электроэнергия имеет разные себестоимости, но только один сорт, соответствующий требованиям ГОСТ 13109-67.

При образовании производственных фондов (капитальных вложений) не может предусматриваться выработка и снабжение потребителей неполноценной (например, третьего сорта) электроэнергии.

Правильнее считать, что энергетическое предприятие должно поставлять потребителю электроэнергию только эталонного качества, т. е. с параметрами по ГОСТ 13109-67, что обеспечивается соответствующими устройствами и мероприятиями, указанными в п. 3.1 ГОСТ 13109-67.

Поэтому коэффициенты $k_{эф.к.}$, $u_{к.э.}$ и k_k равны единице, а выражение начальной стоимости объекта (7) становится подобным выражению (8), т. е.

$$C_{осн.п} = C_{п.эт} + \frac{C_{о.эт}}{1 - k_6^p}.$$

От этого форма $C_{осн.п} = \varphi(k_6)$, показанная на рис. 1, а, и методологическая сущность расчета Москалева А. Г. не изменяются.

Качество электроэнергии, безусловно, должно учитываться в себестоимости выпуска энергии в виде выражения $Y_k = \beta(1 - u_{к.э.})k_{пр}D_{э.по}$, но только в том случае, если компенсация выплачивается энергоснабжающим предприятием. Не исключено, что отклонение показателей качества электрической энергии от требований ГОСТ 13109-67 (по частоте, напряжению, колебаниям частоты и напряжения, несинусоидальности формы напряжения) произошло по вине потребителя. В таком случае к этому потребителю могут быть предъявлены санкции энергоснабжающим предприятием, как это указано в п. 3.5 ГОСТ 13109-67.

В рассматриваемой статье также не учтено то, что отклонение показателей качества может происходить по вине одного потребителя (например, металлургического завода с мощными сталеплавильными агрегатами), а энергоснабжающему предприятию приходится выплачивать компенсацию за пониженное качество многим другим потребителям.

Может оказаться, что вследствие взаимных выплат компенсаций за понижение качества, энергоснабжающее предприятие не будет иметь убытков. В таком случае исключается зависимость издержек от качества электроэнергии.

Таким образом, учет влияния качества электроэнергии необходимо делать с более существенными обоснованиями, чем это сделано в обсуждаемой статье.

Если внести поправки в отношение учета качества электроэнергии, то выражения рентабельности E [выражения (21),

(22) и (23)] соответственно упростятся и примут более практический смысл. В статье Москалева А. Г. справедливо указано, что энергоснабжающее предприятие может выплатить потребителю компенсацию за недоотпущенную электроэнергию на производственные нужды в размере $Y_n = \alpha(1 - k_6)k_{пр}D_{э.по}$, но ни в какой степени не несет ответственности за ущерб у потребителя, возникшего вследствие обесточения.

Основная экономическая характеристика функционирования, представляющая собой зависимость нормы рентабельности от коэффициента бесперебойности (надежности) весьма убедительно показывает экономическое состояние анализируемых предприятий. Однако практически невозможно для конкретного предприятия точно получить оптимальную надежность ($k_{6\text{ опт}}$), при которой рентабельность становится максимальной (E_{max}), так как в действительных условиях производственные фонды, себестоимость годового выпуска электроэнергии и коэффициенты надежности не могут изменяться плавно. Они изменяются ступенчато. Поэтому на характеристике $E=f(k_6)$ необходимо выделить зону допустимого снижения рентабельности (например, на 1%) при отклонениях коэффициента бесперебойности в сторону увеличения и уменьшения (например, на 0,003) относительно оптимального значения, при котором норма рентабельности максимальна.

Автор справедливо предупреждает, что приведенная им методика анализа экономичности функционирования в виде зависимости рентабельности от надежности, применима только для экономически замкнутых предприятий. Как известно, такими предприятиями в энергетике являются районные энергетические управления (РЭУ).

Поэтому объективная экономическая характеристика $E=f(k_6)$ показывает экономический режим РЭУ и не отражает экономичности функционирования составляющих его предприятий (ПЭС, ГРЭС, ТЭЦ и т. п.). Не исключено, что при оптимальной надежности РЭУ (работающей с максимальной рентабельностью), одни предприятия могут быть сверхприбыльными, а другие убыточными.

Таким образом, экономическая характеристика $E=f(k_6)$ может быть воспринята как теоретическое обоснование так называемой групповщины, при которой возможна высокая производительность труда и высокая ответственность одних и низкая производительность труда с безответственностью других.

Способы приведения всех элементов РЭУ к максимальной рентабельности в статье Москалева А. Г. не указаны. Кроме этого, если потребуются повысить рентабельность РЭУ (например, с 8 до 12%), то неясно, по каким объективным показателям составляющих РЭУ предприятий можно установить, в котором из них необходимо повысить надежность за счет увеличения производственных фондов, а в котором понизить надежность изменением издержек

$$u_{см} = k_6 u_{см0} \text{ или } u_p = k_p \frac{1 - k_6^7}{k_6^7} C_{осн.п.}$$

Автор не приводит способа оценки связи рентабельности с надежностью для экономически не замкнутых систем. Повидимому, такие связи необходимы и условно возможны. Материал статьи подлежит внимательному изучению и усовершенствованию с тем, чтобы он мог быть использован при практической оценке экономичности функционирования не только замкнутых, но и незамкнутых систем.

Сделанные замечания ни в какой мере не обесценивают полезности и оригинальности материала Москалева А. Г. Их следует рассматривать лишь как неясности, по которым автор должен сделать соответствующие разъяснения и дополнения.

Канд. эконом. наук ШАРНОПОЛЬСКИЙ Б. П.

Москва

Математические модели являются важным средством в задачах оптимизации, особенно в тех случаях, когда необходимо описывать вероятностные связи между величинами, принадлежащими к разным областям (категориям). Именно этот случай и рассматривается в обсуждаемой статье.

Предложенные в статье математические модели в основном правильно отражают объективные зависимости между надежностью объекта и его стоимостью, а также между надежностью и издержками на ремонт. Здесь, вероятно, возможно в дальнейшем некоторое уточнение математических моделей. Однако это никоим образом не может быть причислено к недостаткам.

В рассматриваемой статье правильно выбран объект оптимизации: средства труда экономически замкнутого энергоснабжающего предприятия. В условиях, когда литература перестит методиками и примерами оптимизации разомкнутых систем, это положительное явление. Ведь известно, что оптимизировать можно только замкнутые системы. Поэтому возможно, что более целесообразно было бы рассмотреть предложения Москалева А. Г. не на примере предприятий электрических сетей, а на примере экономически замкнутого крупного энергетического объединения. Автор правильно не включил в издержки так называемый ущерб у потребителей в полном объеме, а только в той части, которая оплачивается энергоснабжающим предприятием. Включение всего ущерба у потребителей в величину I в формулах (1), (1а), (14) сделало бы рассматриваемую систему экономически разомкнутой и, следовательно, такой, которую нельзя оптимизировать по экономическому показателю.

Следует считать правильным, что коэффициент бесперебойности энергоснабжения и другие аналогичные показатели в статье определяются не по количеству энергии, а по ее

стоимости. Это согласуется с общей тенденцией, в том числе принятой в государственных стандартах, — определять обобщенные показатели продукции через ее стоимость.

То обстоятельство, что предложенные математические модели апробированы на большом фактическом материале — на семи группах 130 предприятий, находящихся в разных условиях, может служить достаточным основанием для использования их в практических расчетах. Как уже указывалось выше, приведенные в обсуждаемой статье параметры математических моделей не охватывают средств труда в энергетическом объединении в целом и таких их частей, как электростанции и питающие сети. Этот пробел необходимо восполнить и выполнить аналогичные исследования для энергообъединения в целом.

Привлекательными являются введенные в статью области прибыльной (рентабельной) и убыточной работы энергопредприятий, а также показатели оптимальной, минимальной критической и максимальной критической надежности. Эти области и показатели целесообразно внедрить для оценки объектов на стадии проектирования. Указанные области и два последних показателя в принципе не могут быть определены при оценке по сравнительной экономической эффективности — расчетным (приведенным) затратам.

Выводы статьи являются логически обоснованными. Из них следует, что внедрение мероприятий по повышению надежности без оценки по показателю абсолютной экономической эффективности зачастую приводит к лишним капиталовложениям и снижению экономической эффективности на стадии функционирования. На наш взгляд, было бы целесообразно приступить к разработке методики для оценки энергетических объектов на стадии проектирования по абсолютной экономической эффективности.



ОТВЕТ АВТОРА

В трех откликах (Лихачева Ф. А., Синькова В. М., Шарнопольского Б. П.) на обсуждаемую статью отмечается правомерность постановки задачи оптимизации надежности энергоснабжающего предприятия на основе критерия максимума экономической эффективности функционирования последнего; подчеркивается, что статья посвящена важному вопросу и безусловно одобряется выбор в качестве критерия надежности показателя абсолютной экономической эффективности — нормы рентабельности. В двух откликах (Лихачева Ф. А. и Шарнопольского Б. П.) указывается, что принятый принцип оптимизации замкнутых систем является правильным и что оптимизируемые в статье системы являются экономически замкнутыми. В отклике Синькова В. М. также отмечается, что оптимизироваться должны только экономически замкнутые системы, но, к сожалению, приводится неправильное определение замкнутой системы.

В отклике же Эдельмана В. И. и Барга И. Г. оспаривается правомерность поставленной задачи и применимость для ее решения метода оптимизации по показателю абсолютной экономической эффективности и утверждается, что при оптимизации по экономическому показателю ни в коем случае не должна оптимизироваться экономически замкнутая система и, следовательно, отрицаются важнейшие положения Типовой методики определения экономической эффективности капитальных вложений [Л. 1], отраслевой инструкции по определению экономической эффективности [Л. 2] и теории оптимального управления.

Отклик Шарнопольского Б. П. не вызывает возражений. Замечание же о том, что целесообразно было бы излагаемый в обсуждаемой статье метод рассмотреть на примере крупных экономически замкнутых энергопредприятий является правильным. Безусловно, прав Шарнопольский Б. П., когда он говорит о необходимости приступить к разработке методики оценки энергетических объектов на стадии проектирования по абсолютной экономической эффективности.

Замечание Лихачева Ф. А. о том, что на характеристике $E=f(k_6)$ необходимо выделить зону допустимых отклонений k_6 от оптимального значения, справедливо. Это сделано в работе автора [Л. 3]. Относительно необходимости определения оптимальных параметров не только РЭУ в целом, но и его частей заметим, что если известны параметры математических моделей (7) и (16) обсуждаемой статьи для всех частей РЭУ, то могут быть определены оптимальные значения надежности для всех его частей. Для этого в формуле (1) величины D , I , $S_{осн}$, $S_{об}$ следует представить в виде суммы величин всех частей РЭУ. Тогда при оптимизации РЭУ определяются оптимальные значения показателей надежности всех его частей. Подставляя последние в (7) и (16), получим оптимальные значения стоимостей средств труда и издержек на ремонт для каждой части РЭУ.

Компенсацию потребителя энергоснабжающему предприятию, когда первый ухудшает качество электроэнергии в сети второго, нельзя вводить в формулу, так как действующими правилами [Л. 4] такая компенсация не предусмотрена.

Нельзя согласиться с Лихачевым Ф. А. и Синьковым В. М. в том, что в формуле (7) не следует учитывать влияние индекса качества энергии. Известно, что чем больше регулируемых трансформаторов в электрической сети, тем больше размер основных фондов и тем выше качество энергии. Это является одной из причин, определяющих зависимость (7). Когда же есть основания полагать, что ко всем приемникам подводится энергия эталонного качества, то коэффициент эффективности энергии $k_{эф}$ индекс качества $u_{к.э}$ и стоимостной коэффициент k_k принимают значения, равные единице и функция (21) вырождается в зависимость только от обобщенного показателя надежности. Поэтому не возникает никаких трудностей в использовании формулой (21). Следует заметить, что в ряде случаев коэффициент k_k в формуле (9) будет существенно отличаться от единицы. Коэффициенты эффективности и индексы качества энергии могут

быть определены с достаточной степенью точности по статической информации о составе электрифицированных агрегатов и значениях коэффициентов эффективности энергии для типовых агрегатов. Как известно [Л. 5], данный метод широко используется для определения частотных характеристик нагрузок энергетических систем.

Замечание Синькова В. М. о том, что в обсуждаемой статье в основу оптимизации положен не системный подход, лишено оснований. Как известно, системный подход — это такой подход, при котором рассматривается (оптимизируется) замкнутая система в целом, а не ее часть, хотя и очень важная и с законченным технологическим циклом. Экономически замкнутая система — это система, находящаяся на полном хозяйственном расчете. В Минэнерго СССР — это главным образом РЭУ. При решении вопроса о параметрах такого предприятия с позиции системного подхода должно оптимизироваться одно данное предприятие или совокупность нескольких предприятий данной отрасли. Включение же в данное предприятие «кусков» из предприятий других отраслей (как это предлагает Синьков В. М. для достижения народнохозяйственного эффекта путем учета ущерба у них) делает рассматриваемую систему разомкнутой. В предлагаемом Синьковым В. М. методе ни народнохозяйственного, ни системного подхода нет.

Учет интересов народного хозяйства в целом при оптимизации отдельного предприятия достигается путем введения в расчеты установленных цен, кратностей компенсаций и государственных норм по отдельным показателям, так как они представляют собой оптимальный план системы материального производства (СМП) для данного предприятия. Так, например, при оптимизации энергоснабжающего предприятия должны быть реализованы утвержденные цены и нормы и установленные в государственных стандартах и Правилах пользования энергией значения показателей.

С учетом вышеизложенного утверждение Синькова В. М., что приведенные в обсуждаемой статье расчеты и выводы носят условный характер, является ошибочным. Цены и кратности компенсаций имеют не условный, а безусловный характер. Пренебрежение установленными ценами и кратностями компенсаций при оптимизации отдельного предприятия приведет к снижению чистого дохода предприятия, представляющего собой часть национального дохода, создаваемую данным предприятием для общества, а следовательно, к народнохозяйственному убытку, так как разность между плановым и фактическим чистым доходом, когда второй меньше первого, представляет безусловный народнохозяйственный убыток — недополученную предприятием обществом часть национального дохода.

Касаясь замечания Синькова В. М. о том, что полученная в статье длительность перерывов в подаче электроэнергии в 50—100 ч в год превышает в 2—4 раза норму, установленную «Сельэнергопроектом» для потребителей 2-й категории, и «...судя по формуле (3), не учитывает длительность плановых отключений», следует отметить следующее. Нормативным документом [Л. 4] регламентируется максимальная продолжительность одного перерыва и минимальный интервал времени между двумя перерывами, а суммарная продолжительность всех перерывов за год не регламентируется. Если же местные нормативы, в данном случае института «Сельэнергопроект», не соответствуют общесоюзным, в данном случае установленным в [Л. 4], то согласно действующему в СССР законодательству, они не имеют силы. Заметим, что при вычислении в обсуждаемой статье значений коэффициентов бесперебойности энергоснабжения учитывались все перерывы по всем причинам, в том числе и плановые.

Все вышеизложенное свидетельствует о том, что попытка Синькова В. М. опровергнуть содержащийся в статье вывод — некоторые предприятия явно перусердствовали в повышении надежности энергоснабжения — лишена оснований. Данный вывод отражает фактическое положение.

Утверждение Синькова В. М. о том, что в рассматриваемой статье не приводятся «...никаких сведений, которые позволили бы судить о достоверности принятых исходных данных при анализе надежности схем электроснабжения», вероятно основано на недоразумении, так как в статье сказано: «Значения экономических параметров предприятий D , $I_{\text{см}}$, $I_{\text{з}}$, $I_{\text{д}}$, N , $k_{\text{ф}}$, $C_{\text{об}}$, $C_{\text{осн.н}}$, $k_{\text{пр}}$, E , а также суммарное количество реализованной энергии и средние тарифы были взяты из годовых отчетов предприятий. Схемы электрических сетей и их параметры были приняты по данным технических отде-

лов предприятий, а информация об отключениях была получена из оперативных журналов».

Касаясь замечания во вводной части отклика Синькова В. М., заметим, что нам не известны работы, в которых показатель экономичности функционирования предприятия был бы представлен как функция двух переменных — обобщенных показателей категорий надежности и качества.

Рассматривая отклик Эдельмана В. И. и Барга И. Г., заметим прежде всего, что в нем неправильно трактуется постановка задачи в обсуждаемой статье, в которой ставится и решается задача определения зависимостей между показателями категорий надежности, качества и экономичности в энергоснабжающем предприятии и определения оптимальных значений показателей надежности и качества в данном предприятии. В указанном отклике же дело представляется так, будто в статье ставится «...задача оптимизации надежности электроснабжения потребителей».

Задача оптимизации надежности энергоснабжения потребителей предусматривает определение оптимальных значений уровня ряда показателей надежности, качества и количества продукции, цен, кратностей компенсаций, расхода восполняемых и невосполняемых ресурсов и охватывает все отрасли СМП. Поэтому она может правильно решаться только при оптимизации всей СМП по всем основным обобщенным показателям всех категорий функционирования. Полученные в результате такой оптимизации значения упомянутых показателей будут показателями оптимального плана СМП. Они, безусловно, должны соблюдаться при оптимизации отраслевых систем (ОС) СМП. Оптимальные значения показателей, полученных при оптимизации ОС, должны безусловно соблюдаться при решении задачи оптимизации отдельных предприятий. Последняя задача и рассматривается в анализируемой статье.

Утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что «Изложенный в статье метод оптимизации надежности электроснабжения, основанный на использовании критерия максимума рентабельности функционирующего (планируемого) энергетического предприятия противоречит действующим методикам и инструкциям [Л. 1 и 2]...», лишено оснований.

В упомянутых нормативных документах — государственном [Л. 1] и отраслевом [Л. 2] — сказано, что «Расчеты общей (абсолютной) эффективности капитальных вложений осуществляются на всех стадиях разработки годовых и пятилетних планов, ... дают возможность получения общих величин экономического эффекта и используется при ... определении (оценке) результатов деятельности предприятий, объединений и производственных министерств». Там же сказано, что:

а) показатель общей экономической эффективности использования действующих производственных фондов по отраслям в целом, подотраслям и отдельным предприятиям и объектам $\mathcal{E}_{\text{р.ф}}$ — определяется как отношение массы прибыли к сумме среднегодовых производственных фондов (основных и оборотных):

$$\mathcal{E}_{\text{р.ф}} = \frac{P}{\Phi}, \quad (1)$$

где P — годовой объем прибыли; Φ — среднегодовая стоимость производственных фондов и нормируемых оборотных средств;

б) показатель общей экономической эффективности капитальных вложений по отдельным предприятиям, стройкам и объектам, отдельным мероприятиям и технико-экономическим проблемам $\mathcal{E}_{\text{к.п}}$ определяется как отношение прибыли к капитальным вложениям:

$$\mathcal{E}_{\text{к.п}} = \frac{P}{K} = \frac{C - I}{K}, \quad (2)$$

где K — сметная стоимость строящегося объекта (капитальные затраты по осуществлению мероприятия, технико-экономической проблемы); P — прибыль за год; C — стоимость годового выпуска продукции (по проекту) в оптовых ценах предприятия (без налога с оборота); I — себестоимость годового выпуска продукции;

в) рассматриваемые направления капитальных вложений могут считаться экономически эффективными при условии, если полученные коэффициенты общей экономической эффективности не ниже нормативов и аналогичных показателей за

предшествующий плановый период», т. е. если выполняются следующие два условия одновременно:

$$\left. \begin{aligned} \mathcal{E}_{к.п} &\geq E_n; \\ \mathcal{E}_{к.п} &\geq E_{р.ф.п}. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где E_n — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений; $\mathcal{E}_{р.ф.п}$ — значение показателя общей (абсолютной) экономической эффективности за предшествующий плановый период.

Заметим, что показатели $\mathcal{E}_{р.ф.п}$ и $\mathcal{E}_{к.п}$ носят название нормы (уровня) рентабельности; в обсуждаемой статье они обозначены как E .

Таким образом, оценка по показателю общей (абсолютной) экономической эффективности должна производиться на всех стадиях — при планировании, проектировании и в период функционирования предприятия (объекта); окончательное суждение об экономической эффективности того или иного технического решения должно выноситься только по показателю общей (абсолютной) экономической эффективности.

Поэтому утверждение В. И. Эдельмана и И. Г. Барга, будто согласно [Л. 1 и 2] оценка по общей (абсолютной) экономической эффективности производится только в том случае, когда рассматривается вопрос о том, сооружать ли в принципе в данном районе электрическую сеть или не сооружать, лишено оснований.

Высказывание Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что «...норму рентабельности и приведенные затраты допускается использовать как критерий оптимизации только в том случае, если рассматриваемые варианты не отличаются объемом производимой продукции...» и что «...варианты исполнения электрической сети, обеспечивающие различную надежность электроснабжения потребителей, будут отличаться и объемом недоотпущенной электроэнергии, и следовательно, их нельзя считать сопоставимыми, тем более по критерию «норма рентабельности», не соответствуют положениям [Л. 1 и 2], а кроме того, содержит лишенные смысла тезисы.

Во-первых, норма рентабельности (приведенные затраты) — это величина, т. е. то, что может изменяться, и в соответствии с тривиальным определением является показателем. Критерием же называется мерило чего-нибудь, т. е. некоторое функциональное или численное значение показателя. Последнее является гранью, разделяющей два качественно различных состояния. При значении показателя по одну сторону грани (больше, меньше) объект считается удовлетворяющим заданным условиям, а при значениях показателя по другую сторону этой грани (меньше, больше) объект считается не удовлетворяющим заданным условиям. В силу изложенного тезис «...норму рентабельности и приведенные затраты допускается использовать как критерий...» лишен смысла.

Во-вторых, согласно [Л. 1] требование сопоставимости вариантов (по объему продукции, качеству и т. д.) предъявляется только при оценке по приведенным затратам и не предъявляется при оценке по норме рентабельности. Последнее объясняется соображениями, для рассмотрения которых представим формулу (2) в следующем виде:

$$\mathcal{E}_{к.п} = \frac{uQ - u_*Q}{K}, \quad (2a)$$

где u — утвержденная цена на продукцию; u_* — себестоимость единицы продукции; Q — количество годового выпуска продукции.

Пусть рассматриваются два варианта предприятия. В первом варианте за год выпускается продукции Q_1 , а во втором — Q_2 , причем $Q_2 < Q_1$, а все остальные величины, входящие в правую часть формулы (2a), одинаковы ($K_1 = K_2$; $u_1 = u_2$). Так как $u > u_*$, то значение показателя эффективности во втором варианте будет меньше, чем в первом ($\mathcal{E}_{к.п2} < \mathcal{E}_{к.п1}$). При снижении количества продукции во втором варианте до Q'_2 окажется невыполненным одно из условий (3) и тогда он станет экономически неэффективным и недопустимым для внедрения согласно п. 14 [Л. 1]. Когда для всех вариантов выполняются условия (3), лучшим будет тот, для которого значение показателя $\mathcal{E}_{к.п}$ больше.

Необходимость приведения вариантов к сопоставимому виду при оценке по сравнительной эффективности вытекает из физического содержания показателя «приведенные затраты», представляющего собой стоимость годового выпуска

продукции. Как известно, формула приведенных затрат по варианту a имеет следующий вид (обозначения по [Л. 2]):

$$Z_a = E_n K_a + I_a = E_n K_a + u_{*a} Q_a, \quad (4)$$

где K_a — капитальные вложения; I_a — ежегодные издержки производства (себестоимость); E_n — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений; u_{*a} — себестоимость единицы продукции; Q_a — количество годового выпуска продукции.

Как и при оценке по абсолютной эффективности будем полагать, что $K_1 = K_2$; $u_{*1} = u_{*2}$ при неизменном значении заданной эффективности для обоих вариантов — E_n . Пусть в первом варианте предприятие имеет производительность также Q_1 , а во втором — также Q'_2 . Так как $Q'_2 < Q_1$, то согласно (4) значение приведенных затрат во втором варианте будет меньше, чем в первом. На этом основании согласно критерию, что более эффективным является вариант с меньшими приведенными затратами, рекомендовать следует второй вариант. Но выше при оценке по абсолютной эффективности было установлено, что как раз второй вариант является неэффективным, так как не обеспечивает получение заданной нормы рентабельности.

В-третьих, в рассматриваемой статье вообще нет речи о каких-либо вариантах с разной надежностью; в статье нет даже термина «вариант» и выбор оптимальной надежности осуществляется путем решения системы нелинейных уравнений, описывающей оптимальное состояние объекта.

В-четвертых, в свете вышеизложенного фраза о том, что варианты исполнения с разной надежностью «...нельзя считать сопоставимыми, тем более по критерию «норма рентабельности» не имеет делового логического объяснения.

В пятом абзаце отклика Эдельмана В. И. и Барга И. Г. вмещается четыре существенных ошибочных тезиса. Первый — о том, будто в соответствии с [Л. 1] в целях приведения вариантов к сопоставимому виду в правую часть формулы приведенных затрат должна вводиться дополнительно сумма ущербов у энергоснабжающего предприятия и потребителей от перерывов энергоснабжения. Второй — о том, что сумма упомянутых ущербов, а следовательно, и никакая ее часть не входит в состав издержек энергоснабжающего предприятия. Третий — о том, будто включение в приведенные затраты данного энергоснабжающего предприятия упомянутой суммы ущербов «...реализует внешние связи рассматриваемого звена (т. е. электрическая сеть — потребители, — А. М.) народного хозяйства со смежными отраслями» в соответствии с тезисом п. 2 [Л. 1]. Четвертый — о том, что если в состав приведенных затрат энергоснабжающего объекта (предприятия) включить дополнительно сумму ущербов у энергоснабжающего предприятия и потребителей, то приведенные затраты энергоснабжающего предприятия превращаются в приведенные затраты комплекса «электрическая сеть — потребители».

Первый тезис лишен оснований. Как известно, в [Л. 1] имеется только одна формула приведенных затрат, соответствующая формуле (4). Более того, ни в одном из пунктов [Л. 1], как и [Л. 2], нет ни термина «ущерб», ни связанного с ущербом какого-либо понятия или действия.

Второй тезис свидетельствует о том, что Эдельман В. И. и Барг И. Г. не разделяют общепринятого определения понятия (термина) «себестоимость годового выпуска продукции (ежегодные издержки производства)». Как известно, в данную величину входят только фактические издержки на производство продукции (энергии) и, следовательно, только часть ущерба, компенсируемая потребителям данным энергоснабжающим предприятием. Не оплачиваемая энергоснабжающим предприятием часть ущерба не входит в издержки производства (себестоимость) последнего и потому не может быть включена в его приведенные затраты.

Третий тезис не соответствует п. 2 [Л. 1], на который ссылаются Эдельман В. И. и Барг И. Г., и поэтому лишен оснований. Данный пункт гласит: «Обязательным условием проведения расчетов и обоснований эффективности капитальных вложений является соблюдение при этом народнохозяйственного подхода. Это означает, что принятый вариант капитальных вложений должен быть не только наиболее эффективный для отдельной отрасли или подотрасли общественно-го производства, но и должен способствовать повышению эффективности всего народного хозяйства. В связи с этим эффективность капитальных вложений должна учитываться

как в том звене хозяйства, по которому намечается их осуществление, так и в смежных (сопряженных) отраслях производства или у потребителя». Из этого следует, что:

1. В п. 2 [Л. 1] идет речь об условиях определения эффективности отрасли и подотрасли, а не предприятия, как это трактуют Эдельман В. И. и Барг И. Г. Так как в обсуждаемой статье речь идет о предприятии, то п. 2 [Л. 1] не имеет отношения к рассматриваемой статье.

2. Прибавлением к правой части формулы приведенных затрат электроэнергетической отрасли некомпенсируемого ущерба у потребителей электроэнергии ни в какой мере не выполняется условие, содержащееся в п. 2 [Л. 1]. Как известно, удельные приведенные затраты, получаемые путем деления выражения (4) на Q_a , представляют собой цену, по которой нужно продавать продукцию (энергию), чтобы обеспечить получение в отрасли заданной нормы рентабельности E_n :

$$z_a = c_a = E_n k_{*a} + u_{*a}. \quad (5)$$

Если к правой части формулы (5) прибавить удельный ущерб у потребителей (т. е. отношение полного ущерба у потребителей к реализованной энергоснабжающим объектом энергии за год), то получим величину z'_a :

$$z'_a = c_a + y_{*п}, \quad (6)$$

лишенную физического смысла, так как $y_{*п}$ не представляет собой величину, на которую нужно повысить цену на энергию в связи с наличием перерывов в подаче энергии потребителям.

Как известно, смысл п. 2 [Л. 1] заключается в том, что если применение какого-либо мероприятия (варианта) в данной отрасли сопровождается повышением ее эффективности (нормы рентабельности), но при этом изменяются условия у смежных отраслей или изменяется качество выпускаемой данной отраслью продукции, то прежде чем внедрять данное мероприятие, необходимо проверить совокупную экономическую эффективность всех затрагиваемых данным мероприятием отраслей (потребителей).

Относительно четвертого тезиса можно сказать следующее. В соответствии с теорией оптимального управления оптимизировать можно только замкнутые системы. Последними, как известно, называют такие, у которых выходные величины соизмеряются со входными, а разность между ними представляет собой управляющее воздействие в данной системе. В производственно-экономической системе (предприятия, объединении, производственном министерстве) при оптимизации по экономическому показателю выходной и входной величинами являются поступления от реализации продукции и издержки, а прибыль, отнесенная к производственным фондам, т. е. норма рентабельности, является управляющим воздействием. Таким образом, каждое предприятие СМП управляется под воздействием разности своих выходных и входных величин. Возможность независимой оптимизации предприятий СМП обеспечивается выбором цен и кратностей компенсаций, соответствующих оптимальному плану СМП.

Прибавление к правой части приведенных затрат энергоснабжающего предприятия не оплачиваемого им ущерба у потребителей равносильно замене истинной входной величины фиктивной, в силу чего оно теряет свойство замкнутой системы, так как в ней возникает дополнительный вход с независимой управляющей величиной, не охваченной отрицательной обратной связью. Вычисленные при наличии такого входа параметры предприятия будут отличаться от оптимальных, при которых имеет место наибольшее значение создаваемой данным энергоснабжающим предприятием части национального дохода. Таким образом, будет понижена эффективность СМП.

В свете вышеизложенного выявляется полное несоответствие истине утверждений, содержащихся в шестом и седьмом абзацах отклика Эдельмана В. И. и Барга И. Г.

Синьков В. М. без доказательств оспаривает вывод рассматриваемой статьи о том, что при расчетах экономической эффективности недопустимо для всех предприятий задавать одинаковое значение нормативного коэффициента эффективности. Докажем, что такой вывод правильный.

Пусть имеется энергоснабжающее предприятие, для которого: степень загрузки электрической сети $0 < \zeta \leq 35 \text{ МВт} \cdot \text{ч}/(\text{км} \cdot \text{г})$; средняя установленная цена на продаваемую им электроэнергию $c = 2,0 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$; удельные издержки

на покупаемую энергию и вспомогательные материалы $u_{*см} = 0,378 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$; удельные издержки на реновацию и плату за фонды $u_{*вф} = 0,2644 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$; удельные издержки на зарплату и прочие расходы $u_{*ад} = 0,418 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$; максимально возможное значение нормы рентабельности для предприятий данной группы в соответствии с нормальной экономической характеристикой надежности, $E_{\max} = 0,0895 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$. Необходимо выбрать его оптимальные параметры.

Рассмотрим три варианта, характеризующиеся следующими параметрами:

Вариант	1	2	3
Коэффициент бесперебойности энергоснабжения, k_6	0,9886	0,9920	0,9860
Удельные фонды k_{*} , коп/(\text{кВт} \cdot \text{ч})	7,564	9,44	6,85
Удельные издержки на ремонт $u_{*р}$, коп/(\text{кВт} \cdot \text{ч})	0,2636	0,165	0,386

Проанализируем два случая. В первом задано $E_n = 0,0895 = E_{\max}$, а во втором — $E_n = 0,12 > E_{\max}$. Значения нормы рентабельности и удельных приведенных затрат для них, вычисленные по (2) и (5), следующие:

Вариант	1	2	3
Норма рентабельности $E_{\text{ф}}$, руб/(\text{руб} \cdot \text{г})	0,0895	0,0820	0,0808
Удельные приведенные затраты при $E_n = 0,0895$	2,0000	2,070	2,060
Удельные приведенные затраты при $E_n = 0,12$	2,2317	2,357	2,269

При выборе по приведенным затратам лучшими будут: в первом случае — первый вариант, для которого $z_a = 0,200 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$, что соответствует установленной цене; во втором случае — также первый вариант, для которого $z_a = 2,2317 \text{ коп}/(\text{кВт} \cdot \text{ч})$; однако данное значение удельных приведенных затрат, т. е. средней цены, по которой нужно продавать энергию, чтобы предприятие имело заданное значение нормы рентабельности выше установленной, что недопустимо.

Обязательная проверка по абсолютной эффективности дает следующие результаты. В первом случае при цене 2 коп/(\text{кВт} \cdot \text{ч}) предприятие будет иметь норму рентабельности, равную заданной — 0,0895; следовательно, согласно п. 14 [Л. 1] и п. 8 [Л. 2] данный вариант является экономически эффективным. Во втором случае при установленной цене 2 коп/(\text{кВт} \cdot \text{ч}) норма рентабельности также будет 0,0895, т. е. ниже заданной 0,12; следовательно, согласно п. 14 [Л. 1] и п. 8 [Л. 3] данный вариант не может быть принят к внедрению как экономически неэффективный.

Следовательно, во втором случае было неправильно задано значение коэффициента экономической эффективности — нормы рентабельности.

Утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что формулы (3), (4) в статье непригодны для пользования, лишено оснований. Упомянутые формулы являются приближенными, о чем, например, свидетельствует знак приближенного равенства в (4), и как всякие приближенные формулы справедливы не при любых значениях входящих в них величин. Как известно, применение приближенных формул для предельных случаев не является корректным. Как следует из рисунков и таблиц, приведенных в анализируемой статье, значения k_6 лежат в пределах 0,980—0,999. В таких же примерно пределах лежат значения k_6 для других энергоснабжающих объектов. Поэтому погрешность, получающаяся при пользовании формулами (3) и (4), представляет собой величину второго порядка малости. Точные формулы приведены в [Л. 3].

Приведенное утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что главная трудность в установлении взаимосвязи «... между затратами в электрическую сеть, ее надежностью и качеством энергии» заключается в определении значений переменных, входящих в соответствующую формулу, необоснованно. Из огромного научно-практического опыта известно, что во всех формализуемых задачах главная трудность заключается в правильном отражении имеющихся место объективных закономерностей математическими выражениями — математическими моделями.

В ответ на утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что вряд ли возможно корректно определить понятие «отказ» применительно к электрической сети предприятия

сошлемся на [Л. 3], где приведены корректные определения отказов и нарушений применительно к энергоснабжающему объекту, частным случаем которого является электрическая сеть.

Утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что предложенная в статье математическая модель зависимости издержек на ремонт от уровня надежности не отражает имеющей место объективной закономерности, лишено оснований. Даже в том случае, когда повышение надежности нескольких участков электрической сети достигнуто за счет сооружения в них дополнительных (резервных) ВЛ, издержки на ремонт данных участков сети (при одинаковой кратности резервирования) для поддержания исходного уровня надежности будут больше для тех участков, в которых применены менее надежные ВЛ. Общая зависимость издержек на ремонт от уровня надежности будет соответствовать предложенной математической модели для любых однородных совокупностей участков сети (при данной кратности резервирования). Вместе с тем относительное значение издержек на ремонт при том же уровне надежности будет тем больше, чем выше кратность резервирования. Из этого следует очень важный вывод — повышение уровня надежности путем сетевого резервирования (повышения кратности резервирования) является наименее эффективным способом.

Приведенные без доказательства, как тезис Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что будто в статье «... утверждается необходимость обеспечения большей надежности тому потребителю, который больше платит за электроэнергию», так и мысль Синькова В. М. о том, что если коэффициент бесперебойности энергоснабжения определять по уравнению (2) обсуждаемой статьи, то при различных тарифах на электроэнергию для отдельных потребителей стимулируется «... первоочередное повышение надежности снабжения потребителей с высоким тарифом на электроэнергию (т. е. коммунально-бытовых)», не соответствуют истине.

Во-первых, в статье такого утверждения нет. Там вообще не рассматривается вопрос о том, для каких потребителей уровень надежности должен быть выше, а для каких — ниже, так же как и не рассматривается вопрос о «важности» каналов энергоснабжения. В статье рассматривается вопрос об эквивалентном уровне надежности энергоснабжающего объекта.

Во-вторых, для потребителей первых трех категорий (как они определены в [Л. 4]) уровни надежности не должны быть ниже установленных в [Л. 4] независимо от общего уровня надежности энергоснабжающего объекта. В такой ситуации определяется не безусловный, а условный оптимальный уровень надежности [Л. 3], при котором обеспечиваются уровни надежности для отдельных потребителей не ниже гарантированных в [Л. 4].

В-третьих, определение обобщенных интегральных показателей в соответствии с принятым в государственных стандартах принципом производится путем взвешивания по стоимости, на что справедливо обращает внимание Шарнопольский Б. П. в своем отклике.

В-четвертых, если бы Эдельман В. И. и Барг И. Г., а также Синьков В. М., пользуясь формулой (22) в рассматриваемой статье определили максимальные значения нормы рентабельности E и оптимальные значения k_6 для двух средних цен — c_1 и c_2 , например, $c_2 < c_1$, то они обнаружили бы, что оптимальное значение коэффициента бесперебойности энергоснабжения при более низкой цене (c_2) выше, чем при более

высокой цене (c_1), т. е. $k_{6,опт2} > k_{6,опт1}$. Это означает, что чем больше удельный вес потребителей, получающих энергию по низкому тарифу (потребителей сельскохозяйственного производства), тем выше оптимальное значение коэффициента бесперебойности энергоснабжения энергоснабжающего объекта. Таким образом, если бы Эдельман В. И., Барг И. Г. и Синьков В. М. произвели вычисления, пользуясь формулой (22), то они обнаружили бы картину, обратную той, которую они нарисовали в своих откликах.

В свете вышеизложенного ничего неправомерного нет в способе определения среднего значения показателя бесперебойности энергоснабжения, приведенном в анализируемой статье.

Утверждение Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, «... что предлагаемый в статье способ оценки может быть реализован» только при внедрении системы тарифов на электроэнергию, дифференцированных по уровню надежности электроснабжения, лишено оснований. Предлагаемая в статье методика справедлива независимо от действующей системы тарифов на энергию и другую продукцию и потому может быть реализована при любой системе тарифов. Это следует из всего вышеизложенного.

Заявление Эдельмана В. И. и Барга И. Г. о том, что показатель времени перерыва энергоснабжения (размера недоотпуска энергии) должен вводиться в формулу определения коэффициента бесперебойности функционирования канала с некоторым весовым коэффициентом, учитывающим вид перерыва энергоснабжения, нельзя признать правильным. Упомянутый показатель должен отражать объективную картину надежности, а с введением предлагаемого «весового» коэффициента он будет отражать субъективную точку зрения лица, утвердившего значения данных коэффициентов.

В общем дискуссию следует считать полезной, так как она способствовала выяснению ряда вопросов, хотя отсутствие во многих случаях доказательств выдвигаемых в откликах положений нельзя считать положительным фактором дискуссии.

Отсутствие в отраслевой инструкции [Л. 2] примеров применения оценок по абсолютной экономической эффективности, которые обязательно должны быть в ней, а также использование в проектной практике справочных материалов и справочников, не соответствующих нормативным документам государственного значения [Л. 1 и 4], способствуют формированию неправильных представлений об оценке экономической эффективности технических мероприятий.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Типовая методика определения экономической эффективности капитальных вложений. — «Экономическая газета», 1969, № 39, с. 11—12.
2. Инструкция по определению экономической эффективности капитальных вложений в развитие энергетического хозяйства (генерирование, передача и распределение электрической и тепловой энергии). М., «Энергия», 1973. 56 с.
3. Москалев А. Г. По поводу статьи Е. М. Червоного «О показателях надежности систем энергоснабжения». — «Электрические станции», 1975, № 4, с. 82—84.
4. Правила пользования электрической и тепловой энергией. М., «Энергия», 1970. 120 с.
5. Москалев А. Г. Автоматическая частотная разгрузка энергетических систем. М., Госэнергоиздат, 1959. 160 с.

Канд. техн. наук МОСКАЛЕВ А. Г.

ОТ РЕДАКЦИИ

Публикация выступления по статье «Надежность, качество энергии и экономичность функционирования энергетического предприятия» и ответ автора, редакция на этом заканчивает дискуссию. Проблемы надежности и качества в электроэнергетике несомненно шире, чем они рассмотрены в статье Москалева А. Г., которую следует воспринимать только как один из возможных подходов к решению некоторых задач этой большой проблемы.

С этим обстоятельством связаны и различные точки зрения выступающих в дискуссии, критикующие взгляды Москалева А. Г. Несомненно, что в свете задач X пятилетки проблеме качества и надежности будет уделено большое внимание, и можно надеяться, что в дальнейших разработках будут учтены материалы этого обсуждения.

Третий семинар-симпозиум по применению метода функций Ляпунова в энергетике

В июне 1975 г. в Новосибирске проходил третий семинар-симпозиум по применению метода функции Ляпунова в энергетике, организованный Сибирским научно-исследовательским институтом энергетике, Новосибирским областным правлением НТО ЭиЭП, Новосибирским общественным университетом энергетике. На пяти заседаниях семинара-симпозиума было заслушано и обсуждено 36 докладов, сделанных представителями 18 научно-исследовательских, проектных, эксплуатационных организаций и высших учебных заведений страны.

Доклады представлены пятью основными группами:

1. Практическое применение функции Ляпунова в расчетах переходных режимов энергосистем и электроустановок.
2. Синтез законов аварийного управления активной мощностью в энергосистемах.
3. Вычислительные аспекты метода функции Ляпунова.
4. Создание программных вычислительных комплексов для АСДУ энергосистем.
5. Развитие математического аппарата, использующего функции Ляпунова, для решения задач энергетике.

Семинар открыл председатель оргкомитета заслуженный деятель науки и техники, доктор техн. наук, проф. **Щербаков В. К.**, который в своем вступительном слове подчеркнул актуальность проблемы и полезность проведения подобных семинаров.

С докладом, посвященным развитию исследований в этом направлении в СибНИИ Энергетике в период, прошедший после второго семинара-симпозиума (1969 г.) выступила **Путилова А. Т.** В ее докладе «Использование функции Ляпунова при решении задач управления электроэнергетическими системами» показана перспективность использования функций Ляпунова для повышения скорости расчетов динамической устойчивости, для разработки алгоритмов кибернетического управления переходными процессами в сложных электроэнергетических системах.

Основное содержание докладов, относящихся к первой группе, сводится к следующему. **Вениковым В. А.** (МЭИ) и **Бампи Ю. С.** (Белорусский филиал ЭНИН) в докладе «Некоторые аспекты практического применения второго метода Ляпунова» рассмотрены общие подходы к решению задач устойчивости «в большом» сложных электроэнергетических систем. Предложены способы получения «минимальных» моделей, описывающих переходный процесс и содержащих наименьшее число параметров режима. Оценивается «качество» функций Ляпунова. Обзор возможностей применения метода функции Ляпунова для исследования динамической устойчивости сложных электроэнергетических систем посвящен докладу **Страхова С. В.** и **Ваймана М. Я.** (МИИТ).

В докладе **Рудницкого М. П.** (УПИ) «Энергетические концепции в теории устойчивости электроэнергетических систем» приведена энергетическая трактовка основных соотношений, используемых при качественном анализе синхронной динамической устойчивости энергосистем в рамках наиболее известных методик, рассматривается вопрос об определении экстремальных значений углов и скольжений синхронных машин в устойчивых динамических переходах.

Ляткер И. И. (ВЭИ) в докладе «К исследованию устойчивости «в большом» электромеханических переходных процессов в энергетических системах» предложил способ построения функции Ляпунова в многомашиной энергосистеме с учетом активных составляющих взаимных производимостей сети, указал подход к определению поверхностей уровня, целиком принадлежащих области устойчивости.

Применение функции Ляпунова для приближенной оценки общего уровня устойчивости сложных энергосистем рассмотрено в докладе, сделанном сотрудниками СибНИИ Энергетике. Показано, что использование метода дает возможность повысить скорость анализа динамической устойчивости, так как позволяет выявить слабые звенья энергосистемы, систе-

матизировать аварии по тяжести и тем самым уменьшить количество динамических переходов, подлежащих исследованию при выборе противоаварийных мероприятий.

В докладе **Ковалева В. Д.** (ВЭИ) предложена функция Ляпунова для электростанции, работающей на одно направление с асинхронной нагрузкой в виде «квадратичной формы плюс интеграл от нелинейности».

В докладах **Ваймана М. Я.**, **Бернштейна А. И.**, **Сеславина А. И.** (МИИТ) показано, что для ряда моделей электрических систем статическая устойчивость может быть оценена по гессиану потенциальной части функции Ляпунова, предложен способ построения одного класса законов управления с использованием функции Ляпунова, рассмотрены функции Ляпунова, учитывающие влияние демпфирования и автоматических регуляторов скорости. Полученные функции Ляпунова позволяют расширить аппроксимируемую область устойчивости.

Бампи Ю. С. (Белорусский филиал ЭНИН) и **Голуб Е. Л.** (Белорусское отделение ВГПИиНИИ «Энергосетьпроект») провели анализ известных методов построения функций Ляпунова для энергосистем в виде квадратичных форм и предложили регулярный прием построения таких функций с помощью минимаксной процедуры.

Вопросам устойчивости дуги посвящены доклады **Кулакова П. А.**, **Новикова О. Я.** (Куйбышевский ПТИ) «Применение метода функции Ляпунова к исследованию устойчивости электрической дуги», **Бажутовой И. Л.**, **Лубимцева Я. К.**, **Хмары А. И.**, **Егорова В. М.** «Устойчивость стационарных процессов в RLC-цепи постоянного тока с электрической дугой».

Основное содержание тематики второй группы раскрыто в следующих докладах.

В докладах **Путиловой А. Т.**, **Подшивалова В. И.**, **Короткова В. А.**, **Макаровича Ф. И.** (СибНИИ Энергетике) рассмотрены вопросы использования функций Ляпунова при выборе стратегии и тактики аварийного управления сложными энергосистемами, приведены результаты численного и экспериментального (на электродинамической модели) исследования эффективности законов аварийного управления мощностью паровых турбин, полученных с использованием функций Ляпунова. Проведенные исследования показали высокую эффективность предлагаемых законов управления.

Синтезу законов управления на основе интеграла энергии консервативной модели энергосистемы посвящен доклад **Зеккеля А. С.** и **Богомоловой И. А.** (НИИПТ). Синтез инвариантных к исходному режиму управляющих воздействий предлагается производить, используя частные производные интеграла энергии по параметрам стабилизации.

В докладе **Карпова В. А.**, **Ковалева В. Д.**, **Федяева И. Б.** (ВЭИ) «Синтез алгоритмов противоаварийного управления энергетическими системами при больших возмущениях с помощью функции Ляпунова» предложен метод выбора функциональных зависимостей, связывающих уровни воздействия с параметрами системы в доаварийном, аварийном и послеаварийном режимах.

Параметрическая форма качественного критерия устойчивости при управлении переходными процессами в энергосистемах рассмотрена в докладе **Богатырева Л. Л.** (УПИ). Поверхность, разделяющую классы устойчивых и неустойчивых режимов, предлагается определять, используя методы теории распознавания образов.

Вопросам выбора коэффициентов регулирования регуляторов возбуждения синхронных машин посвящен доклад **Анциферова Е. Г.** (СЭИ) «Применение методов математического программирования в задаче синтеза статически устойчивых электроэнергетических систем». Метод синтеза сводится к решению последовательности задач линейного программирования.

Содержание докладов третьей группы сводится к следующему.

Подшиваловым В. И. и Шамарой Н. П. (СибНИИэнергетики) в докладе «Выбор уравнений управляемого дифференциального спуска» предложен способ, позволяющий для любой итерационной формулы записать с использованием функций Ляпунова уравнения управляемого спуска; указывается, что при этом гарантируется улучшение сходимости.

Расчету стационарного режима без введения балансирующего узла применительно к построению позиционных математических моделей энергосистем и применению метода малого параметра для построения позиционных и консервативных моделей энергосистем, основанного на условии совпадения их стационарных режимов посвящены доклады Морощкина Ю. В. и Позднякова А. Ю. (ВГПИиНИИ «Энергосеть-проект»).

В докладе Рудниченко М. П., Попова В. Н. (УПИ) «Метод медленного «подъема» в задачах качественного исследования устойчивости энергосистем» рассмотрена задача определения граничного значения функции Ляпунова, основанная на анализе свойств потенциальной составляющей этой функции.

Прямые методы определения координат точки неустойчивого положения равновесия консервативной модели сложной электроэнергетической системы, основанные на использовании свойств потенциальной составляющей функции Ляпунова и частных производных этой составляющей, а также сопоставление характера протекания переходных процессов в электроэнергетической системе при экспериментальных исследованиях на электродинамической модели и при расчетах на ЦВМ для различных уровней идеализации приведено в докладах Амбарникова Г. А. (Павлодарский индустриальный институт). Указывается на существенное различие результатов экспериментальных и аналитических исследований.

Задача создания программ, использующих функции Ляпунова, для АСДУ энергосистем рассмотрена в следующих докладах.

В докладе Амбарникова Г. А., Большикова А. А., Рудниченко М. П. (УПИ) «Программа качественного анализа синхронной динамической устойчивости сложных энергосистем» приведены основные технические характеристики программы, разработанной в Уральском политехническом институте. Программа предназначена для оперативного анализа синхронной динамической устойчивости сложных энергосистем с числом узлов до 300 и числом эквивалентных синхронных машин до 45 и рассчитана на ЦВМ третьего поколения.

В докладе Борисова Р. И., Кобытева М. И., Черног Н. Е. (ТПИ, ОДУ Сибири) рассмотрена программа качественного анализа синхронной динамической устойчивости сложных электроэнергетических систем, использующая функции Ляпунова. Программа объединена в комплекс с программами СЭИ СДО и «Радиус», что дает возможность проводить исследования энергосистем, схема замещения которой содержит 45 генераторных узлов, 200 пассивных узлов и 300 связей на ЦВМ типа М-220.

Описанию программы для исследования динамической устойчивости многомашинных (до ста генераторов) энергосистем с использованием функции Ляпунова посвящен доклад СибНИИэнергетики). В программе заложена возможность получения сравнительной оценки тяжести аварии, предельного времени коммутации, выделения синфазных групп

генераторов, формирования законов аварийного управления мощностью турбин.

О комплексе программ для аппроксимации областей синхронной динамической устойчивости энергосистем доложили Карпов В. А., Ковалев В. Д., Федяев И. Б. (ВЭИ). Приведенный алгоритм расчета весовых коэффициентов аппроксимирующих функций реализован в виде модульной системы программ на алгоритмическом языке «фортран».

Тематика пятой группы включает следующие доклады.

Суханов О. А. (МЭИ) предложил метод качественного анализа устойчивости нелинейных систем, использующий свойства особых точек фазового пространства, принадлежащих сепаратрисным поверхностям, функций Ляпунова и их высших производных.

В докладе Тагирова М. А. (СибНИИэнергетики) «Приложение теории Морса к задачам устойчивости в большом» показана связь теории Морса с задачей аппроксимации областей устойчивости в фазовом пространстве с помощью энергетических (потенциальных) функций Ляпунова, приведены теоремы, которые можно рассматривать как обоснование алгоритмов оценки устойчивости методом стационарных точек функции Ляпунова потенциального класса.

Математическая модель дальней электропередачи с учетом распределенности параметров, позволяющая использовать методы функций Ляпунова рассмотрена в докладе Склярова Ю. С. и Минкина С. И. (Севастопольский приборостроительный институт).

В докладе Смирнова Л. В. (Горьковский государственный университет) «Исследование устойчивости сложных гидравлических систем прямым методом Ляпунова» исследуются уравнения движения жидкости, полученные на основе уравнений Лагранжа второго рода, в различных режимах работы системы.

Развитию математического аппарата, использующего метод функций Ляпунова, посвящены также доклады Бабкина Н. А., Горяченко В. Д. (ГИФТИ) «К анализу устойчивости взаимосвязанных систем с запаздыванием», Кузнецова Ю. А., Сабаева Е. Ф. (ГИФТИ) «Интегральная модель количества движения», Безводнинской Т. А., Сабаева Е. Ф. «Условия устойчивости в целом систем с переменной структурой».

Семинар принял решение, в котором отметил заметный прогресс, достигнутый в методических и прикладных вопросах использования методов Ляпунова в электроэнергетике. Основными направлениями дальнейших исследований признаны:

- а) разработка методов определения областей устойчивости и ускоренной оценки уровня статической и динамической устойчивости сложных энергосистем;
- б) синтез законов аварийного управления и стабилизации режимов в энергосистемах;
- в) разработка методов эквивалентирования и декомпозиции сложных электроэнергетических систем;
- г) создание комплекса программ для управляющих вычислительных машин;
- д) экспериментальная проверка разработанных методов исследования устойчивости и управления на цифро-аналого-физических комплексах, а также путем натурных испытаний в энергосистемах.

Канд. техн. наук КОРОТКОВ В. А.



НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Аветисян Д. А., Соколов В. С., Хан В. Х. Оптимальное проектирование электрических машин на ЭВМ. 1976. 208 с. с ил.

Книга предназначена для научных работников и инженеров, занятых проектированием электрических машин и других электромеханических устройств. Она может быть также полезна преподавателям и студентам соответствующих специальностей.

Жданов В. С. Статистические методы проектирования автоматизированных систем централизованного контроля и

управления. 1976. 64 с. с ил. (Б-ка по автоматике. Вып. 557).

Книга рассчитана на специалистов в области автоматизированных систем управления, а также может быть использована студентами старших курсов соответствующих специальностей.

Следящие приводы. Под ред. докт. техн. наук, проф. Б. К. Чемоданова. В 2-х кн. Книга первая. 480 с. с ил.

Книга предназначена для инженерно-технических работников, специализирующихся в области следящих приводов, и может быть полезна студентам технических вузов.

Заседание секции 4 Научного Совета АН СССР по теоретическим и электрофизическим проблемам электроэнергетики

Электрофизические проблемы старения, долговечности и надежности изоляции электроэнергетического и электрофизического оборудования

(Томск, 28—30 мая 1975 г.)

Были заслушаны и обсуждены 10 докладов и 37 сообщений по следующим комплексным проблемам: механизм и теория старения и разрушения диэлектриков при воздействии высоких электрических полей; долговечность и надежность изоляционных конструкций (кабелей, конденсаторов, электрических машин), включая физические модели, методы оценки, а также способы обеспечения и повышения надежности и долговечности.

Доклад В. С. Дмитриевского (Томский политехн. ин-т) был посвящен теории разрушения и надежности электрической изоляции, содержащей неоднородности. В докладе изложена «кривая жизни» электрической изоляции, полученная автором на основе термофлюктуационной теории разрушения материалов. Получено уравнение надежности, связывающее вероятность безотказной работы изоляции (отсутствия локального разрушения) в течение заданного времени со многими характеристиками изоляционного материала, размерами изоляционной конструкции, воздействующими электрическими и механическими напряжениями. Рассмотрено решение уравнения «кривой жизни» при наличии частичных разрядов (ч. р.), ускоряющих разрушение диэлектрика. Рассмотрен вопрос о развитии разрушения дендрита в твердом диэлектрике; делается вывод, что при развитии дендрита происходит его скачкообразное прорастание, причем длина скачка составляет несколько межмолекулярных расстояний. Формулируются задачи дальнейших исследований.

Результаты теоретических и экспериментальных исследований механизма ч. р. и разрушения пленочной полимерной изоляции обобщены в докладе В. М. Кириленко и Н. С. Ильченко (Киевский политехн. ин-т). Выполнены расчеты временных характеристик тока ч. р., напряжения на воздушном включении и температуры газа в канале ч. р. С помощью гидродинамических характеристик ч. р. оценено их разрушающее воздействие на диэлектрик. Корреляция между средним током ч. р. и сроком службы пленочных полимерных материалов объясняется тем, что наиболее эффективно диэлектрик разрушается заряженными частицами, образующимися в разряде. Дан обзор основных изменений, вызываемых ч. р. в полимерных диэлектриках. Приведены данные, из которых вытекает, что скорость разрушения полиэтилена (ПЭ) замедляется со временем. Возможность повышения устойчивости полимерных материалов к воздействию ч. р. путем сшивания, прививки более устойчивых звеньев и введения добавок, обладающих антирадными свойствами, была экспериментально подтверждена на примере ПЭ.

Электрические характеристики многослойной пленочной изоляции для высоковольтных криогенных устройств были рассмотрены в докладе Ю. Н. Вершинина, В. П. Вдовико, Ц. М. Левицкой, А. А. Клеин, В. В. Михайлова, Э. Д. Шумиловой, С. П. Андрухина (Сибирский НИИ Энергетики). Получены значения кратковременной электрической прочности $E_{пр}$ пленочной и многослойной изоляции из полиэтилентерефталата (ПЭТФ) и политетрафторэтилена (ПТФЭ) при напряжении 50 Гц в среде воздуха (293 К), жидкого азота (77 К) и жидкого гелия (4,2 К). Показано существенное влияние неоднородностей электрического поля, образуемых диэлектрическими «клиньями», на напряженность возникновения ч. р.; последняя существенно возрастает при переходе от воздушной среды к среде жидкого азота (от 13—17 кВ/мм до 63—66 кВ/мм). Исследован срок службы образцов изоляции из ПЭТФ и ПТФЭ при напряженностях 50—90% $E_{пр}$; показано, что основной вклад в разрушение изоляции вносят ч. р. в открытых диэлектрических «клиньях». Приводятся данные изменения температуры твердого диэлектрика под действием ч. р., полученные с применением жидких кристаллов.

В докладе Г. С. Кучинского, Е. Л. Литвиновой, Г. Г. Лысаковского, О. В. Шилина (Ленинградский политехн. ин-т) «Разрушение и проблемы надежности высоковольтных им-

пульсных конденсаторов при воздействии высоких электрических полей» рассмотрены современные представления о процессах, приводящих к пробое изоляции конденсаторов при многократном воздействии импульсов напряжения, статистика сроков службы и методы испытаний импульсных конденсаторов на надежность. Пробой изоляции при напряженности электрического поля $E=70\text{—}160$ кВ/мм может происходить как в области однородного поля (под обкладкой), так и у края обкладки. Для более высоких значений E пробой, как правило, обусловлен чисто случайным событием совпадения очага ч. р. с местом в диэлектрике в области однородного поля, имеющим пониженную электрическую прочность, и не связан со старением изоляции. Для относительно более низких значений E описанный механизм пробоя менее вероятен, и основным становится постепенное разрушение диэлектрика под действием ч. р. по периметру обкладки. Предложена методика ресурсных испытаний на надежность конденсаторов при повышенной напряженности электрического поля, включающая в общем случае необходимость выявления обоих участков кривой распределения. Для случаев, когда срок службы определяется пробоями в однородном поле, предложены ресурсные испытания по сокращенной программе; предложена методика приемосдаточных и периодических испытаний. Изложены результаты экспериментов, позволяющие на базе изложенной физической модели наметить пути повышения надежности конденсаторов.

В докладе Д. С. Варшавского, А. Д. Варшавского (Усть-Каменогорский строительно-дорожный ин-т) «Статистические закономерности разрушения конденсаторной изоляции с жидкой пропиткой при длительном воздействии напряжения промышленной частоты» показаны возможность и необходимость объединения количественной оценки влияния факторов, определяющих интенсивность воздействия электрического и теплового полей, устойчивость конденсаторного диэлектрика к их воздействию и расщепления ресурса под влиянием дефектов и естественного разброса электрофизических параметров конденсаторного диэлектрика. Влияние различных факторов оценивалось при их одновременном варьировании с использованием методов планирования эксперимента. Показана возможность получения обобщенной функции распределения Вейбулла — Гнеденко для срока службы, в параметр положения которой введены: напряженность и частота электрического поля, температура, толщина диэлектрика, площадь и длина края обкладки и др. Полученные результаты используются при прогнозировании ресурса промышленных конденсаторов переменного тока.

Разрушение и проблемы надежности высоковольтных импульсных кабелей с полимерной изоляцией были рассмотрены в докладе Г. С. Кучинского, В. А. Лапина, Г. Г. Лысаковского, А. Н. Перфилетова (Ленинградский политехн. ин-т), Н. В. Пушкова, Д. Д. Румянцева, С. С. Соломоника (ОКБ Кабельной промышленности), А. М. Лобанова, Г. Б. Шпаковский (ОНПО «Пластполимер»), Г. П. Делекторского (НИИзда «Севкабель»). В докладе обобщены результаты комплексных работ по разработке и исследованию новых конструкций кабелей, методов испытаний и оценки их надежности, путей повышения долговечности и надежности. Для корректной оценки надежности кабелей по результатам их испытаний на надежность обработку данных испытаний целесообразно проводить на вероятностной бумаге распределения Вейбулла — обобщенной модели распределения минимальных сроков службы. Сложный характер полученных кривых распределения определяется, во-первых, суперпозицией различных механизмов пробоя, во-вторых, характером и степенью неоднородности изоляции. Таким образом, кривые распределения должны изучаться индивидуально для каждой конструкции или, по крайней мере, типа конструкций кабеля.

Исследование процесса разрушения изоляции ч. р. и дендритами показало, что распределение времени развития единичного разрушения подчинено логарифмически нормальному закону. Для конструкций кабелей, обладающих весьма высокой степенью однородности, переход от времени единичного разрушения к сроку службы целого кабеля дает распределение Вейбулла с возрастающей интенсивностью отказов при $\alpha = 2-3$. Увеличение степени неоднородности приводит к уменьшению показателя α , а для кабелей, имеющих отдельные единичные дефекты, характерны величины $\alpha < 1$.

При существенно ограниченных сроках службы важно учитывать то, что пробой изоляции является двухступенчатым; при этом срок службы до пробоя можно рассматривать как сумму времен, необходимых для зарождения и для развития дендрита, а распределение срока службы — как композицию соответствующих распределений. В докладе рассмотрены конструктивные, материаловедческие и технологические методы обеспечения и повышения долговечности и надежности кабелей, предназначенных для работы при напряжениях до 40 кВ/мм и выше и сроках службы 10^4 импульсов и более. Показано, что при анализе эффективности тех или иных методов необходимым элементом является применение кривых распределения сроков службы.

В докладе Ю. П. Похолкова (Томский политехн. ин-т) «Разрушение и проблемы надежности изоляции обмоток асинхронных двигателей единых серий. Математические модели надежности» предлагается общий подход к оценке и обеспечению надежности изоляции обмоток, работающих при невысоких напряжениях. В качестве критерия оценки качества изоляции обмоток используется уровень ее дефектности — число сквозных повреждений на единицу поверхности изоляции. Разработаны математические модели отказов корпусной, межфазной и витковой изоляции, учитывающие влияние основных конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов и позволяющие расчетным путем оценивать надежность изоляции обмоток на стадии проектирования и изготовления двигателей.

На основании анализа математических моделей отказов изоляции обмоток оценено долевое участие отдельных факторов в формировании уровней показателей надежности и долговечности. В соответствии с кинетической концепцией о природе прочности твердых тел рассмотрен процесс дефектообразования в изоляции при действии основных эксплуатационных факторов. На основе многофакторного планирования экспериментов получены математические модели дефектообразования в изоляции на основных технологических операциях изготовления обмоток. Предложен ряд мероприятий по повышению надежности изоляции обмоток.

Перспективы совершенствования систем высоковольтной корпусной изоляции электрических машин рассмотрены в докладе Л. Т. Пономарева, Я. Б. Данилевича, В. Н. Тарабанова (ВНИИЭлектромаш). Изложены технические требования к высоковольтной изоляции статорных обмоток мощных турбогенераторов и указаны пути дальнейшего совершенствования изоляционных конструкций. Авторы предлагают следующие направления совершенствования рассматриваемых изоляционных конструкций: повышение содержания слюдинита в лентах до 50%; разработку терморезистивного связующего, обладающего повышенной эластичностью и гарантирующего отсутствие теплового пробоя при 130°C; усовершенствование технологического процесса за счет более глубокого вакуумирования (до 0,1 мм рт. ст.); повышение монолитности изоляции; регулирование поля на границе токоведущая часть — изоляция; снижение механических напряжений в изоляции при уплотнении стержня в пазу и его креплений в лобовой части за счет применения эластичных прокладок с модулем 10^2 кГ/см².

На заседании работали две секции, на которых были заслушаны и обсуждены краткие сообщения.

На первой секции обсуждались вопросы, касающиеся полимерной изоляции конденсаторов и кабелей. В сообщении А. М. Лобанова, Г. Б. Шаповаловой, О. С. Романовской (ОНПО «Пластполимер») изложены результаты исследования влияния надмолекулярной структуры и дефектности строения на дендритостойкость, пробивную напряженность и характер пробоя полиолефинов. В сообщении Э. М. Костенко, А. Н. Перфилетова (Ленинградский политехн. ин-т) «Некоторые закономерности зарождения древовидных побегов в ПЭ изоляции кабелей» показано, что время до зарождения хорошо описывается уравнением Журкова для механической прочности; с позиций термофлуктуационной теории объясняется

влияние увлажнения ПЭ на образование «химических» и «электрических» древовидных побегов.

Г. Г. Лысаковский и В. Е. Пильщиков (Ленинградский политехн. ин-т) представили экспериментальные данные о развитии дендритов в образцах ПЭ кабелей с искусственными дефектами жилы, о влиянии условий диффузии газа, образующегося под действием ч. р., на скорость развития дендрита; последнее использовано при разработке методов борьбы с уже образовавшимися дендритами. В сообщении М. С. Земерова (Томский политехн. ин-т) приведены данные о процессе разрушения изоляции, включая стадии зарождения и развития дендритов. Время зарождения хорошо описывается «кривой жизни», выведенной на основе термофлуктуационной теории разрушения. Определены параметры развивающихся дендритов: температура диэлектрика в зоне действия ч. р., радиус закругления на конце канала и расстояние, на которое скачкообразно продвигается канал.

Результаты исследований «времени жизни» ПЭ изоляции в коаксиальных и однородных электрических полях при многократном воздействии импульсного напряжения косоугольной и прямоугольной формы изложены в сообщении В. В. Багина, В. Ф. Вазова, В. П. Сотникова, В. Я. Ушакова (Томский политехн. ин-т). Отказы образцов на вейбулловской вероятностной бумаге представляются двумя прямолинейными участками, первый из которых соответствует приработочным отказам или технологическому браку, второй — случайным отказам. Влияние технологических параметров переработки на число импульсов до пробоя ПЭ изоляции отрезков кабеля РК-75 рассматривается в сообщении И. И. Сквирской (Томский политехн. ин-т). Л. И. Стрижкова (Томский политехн. ин-т) привела результаты экспериментов для расчета надежности резиновой изоляции кабелей по термофлуктуационной теории при комплексе нагрузок и для выбора сечения жил высоковольтных гибких кабелей. В сообщении В. И. Меркулова (Томский политехн. ин-т) «Исследование температурной зависимости электрической прочности полимерных диэлектриков» показано, что при температурах выше точки плавления наблюдается стабилизация $E_{пр}$ ПЭ высокого давления и парафина, что не согласуется с теорией теплового пробоя, но может быть объяснено с позиций электрического пробоя полимеров как неоднородных диэлектриков.

В сообщении В. М. Кириленко (Киевский политехн. ин-т) оценивается кинетика процесса старения изоляции по результатам статистических испытаний на срок службы на основе предположения, что отклонения распределения срока службы от нормального обусловлены зависимостью скорости износа от его накопленной величины и что нормально распределены количественные факторы, обуславливающие эту зависимость. В сообщении В. В. Носова (Томский политехн. ин-т) приводятся результаты исследования влияния размеров искусственных воздушных включений цилиндрической формы и давления газа на срок службы полимерной изоляции. По опытным данным с использованием термофлуктуационной теории рассчитаны коэффициент превышения напряженности электрического поля и температура в зоне ч. р. А. А. Абрамов и Б. М. Рябов (Ленинградский политехн. ин-т) привели результаты исследования зависимости напряжения возникновения и величины заряда ч. р. от глубины воздушной поры, расположенной в неоднородном электрическом поле. Показано, что оценка размеров пор в реальной конструкции изоляции по характеристикам ч. р. малоэффективна.

В сообщении М. А. Аронова, Ю. Г. Сергеева, М. П. Кокуркина (Москва) рассматривается разрушение оргстекла и компаундов ЭЗК-14, ТЭК-2 и ЭНС-Т под действием поверхностных ч. р. Объем выгоревшего материала пропорционален мощности разрядов с коэффициентом пропорциональности, равным удельной энергии каналообразования. Ю. В. Багалец, Ю. В. Михайлусь, Б. Г. Набока (Харьковский политехн. ин-т) представили результаты исследований старения бумажно-эпоксидного конденсаторного диэлектрика при импульсном напряжении. Выделены две области напряженностей с различными механизмами старения, характеризующиеся разными значениями показателей m в степенных зависимостях $t(E)$ и разными параметрами закона Вейбулла, которому подчиняются распределения t .

На второй секции рассматривались вопросы долговечности и надежности изоляции вращающихся электрических машин и трансформаторов. В сообщении А. Ф. Горбунцова, В. В. Гурина, В. В. Соколова (ПО «Запорожтрансформатор») проанализированы распределения сроков службы в эксплуатации и

при заводских испытаниях изоляции силовых трансформаторов. Даны рекомендации по устранению приработочных отказов в эксплуатации приработочными испытаниями на заводе в форсированном режиме. В сообщении **В. В. Пучковского, Л. М. Рыбакова, Г. А. Филиппова, Г. В. Хромовой** (Ивановский энергетич. ин-т) изложены результаты исследований электрофизических характеристик трансформаторной изоляции в процессе теплового старения.

Е. Г. Мякинин, С. А. Рыжков, Л. А. Саплин (Челябинск) доложили о применении метода планирования эксперимента к исследованию изоляции электрических машин. Сообщение **Т. Ю. Баженовой, А. О. Каменецкого, А. Л. Левит-Гуревич и Ю. Л. Преснова** (ЛЭО «Электросила») было посвящено критериям стойкости высоковольтной изоляции крупных электрических машин к разрушающим воздействиям. Предложено для сравнительной оценки изоляции высоковольтных конструкций с ионизационным механизмом старения в качестве критерия использовать длительную электрическую прочность и ее снижение под действием главных видов механических деформаций, имеющих место в эксплуатации. Кратковременная электрическая прочность и ее снижение — менее чувствительный критерий, который в ряде случаев приводит к ошибочным заключениям по долговечности рассматриваемых конструкций. **Л. Л. Хаймович** (Харьков) сообщил об использовании эквивалентных линий при анализе распределения электрического поля и его воздействия на изоляцию высоковольтных устройств.

В сообщении **Р. Е. Маламуд, Ю. В. Багаля и Г. Е. Шумовской** (Харьков) рассмотрен механизм нелинейности сопротивления эмалевых композиций с порошками карбида кремния и указаны пути получения стабильных свойств противокоронных покрытий высоковольтных обмоток. Авторы рекомендуют для получения стабильных полупроводящих покрытий применять короностойкое связующее с высокими диэлектрическими свойствами, специальную конструкцию противокоронной защиты и специальную технологию изготовления. **В. З. Мельников, В. А. Алексеев, Г. В. Головкин, Т. Б. Клушанцева, Н. А. Коннова, И. Д. Еськова** (Москва) сообщили о результатах исследования возможности применения физико-химических методов для оценки эксплуатационного состояния турбо- и гидрогенераторов. Установлена возможность выявления перегревов изоляционных материалов конструктивных узлов турбогенератора по контролю примесей водорода с помощью измерителя аэрозолей и газового хроматографа.

В сообщении **К. А. Бойцова, Л. К. Бородулиной, А. Н. Перфилютова и И. С. Гинсбурга** (Ленинград) рассматривается проблема оценки и прогнозирования электрической прочности витковой изоляции электрических машин малой мощности (с вращающейся обмоткой) при тепловом старении. Обоснована возможность экстраполяции результатов ускоренных испытаний для конструкций с исследованными видами изоляции в область эксплуатационных режимов. **О. Д. Гольдберг и П. М. Хазановский** (Москва) рассмотрели вопрос

оценки надежности изоляции вращающихся обмоток электрических машин на базе ускоренных испытаний. В качестве критерия для оценки системы межвитковой изоляции принята величина пробивного напряжения. В сообщениях **Н. А. Козырева, С. А. Алексеева, А. В. Дробинского, В. В. Дроновой, Е. Е. Ивацки, В. Н. Лифанова, Л. С. Минченко, И. Г. Пухова, Ю. И. Тырнова** (Ленинградский политехн. ин-т) рассмотрены вопросы электрического старения твердой (пленочной) изоляции при контрольных испытаниях.

Был представлен также ряд дополнительных докладов и сообщений по электрофизическим характеристикам электроизоляционных материалов и конструкций, связанным с проблемой их надежности.

В решении отмечается, что заседание было своевременным и подвело итоги большого комплекса работ по исследованию электрофизических характеристик изоляционных материалов и высоковольтных конструкций электроэнергетического и электрофизического назначения для решения ряда теоретических и практических вопросов долговечности и надежности. Отмечаются успехи в области разработки статистических механизмов отказа диэлектриков при воздействии сильных электрических полей и указывается на необходимость анализа конкретных условий корректной применимости различных моделей отказа.

Для ряда высоковольтных изоляционных конструкций разработаны физические модели отказов, проверенные экспериментально и применяемые на практике при испытаниях на надежность и при оценке эффективности методов управления надежностью. Существенные успехи достигнуты в области обеспечения и повышения надежности изоляционных конструкций путем применения новых материалов, усовершенствования конструкций и технологии изоляции. В процессе дискуссии и в решении указано на недостаточное использование современных электрофизических методов и приборов при разработке проблемы долговечности и надежности, а также на слишком долгий процесс внедрения новых разработок и методик на предприятиях.

Подчеркивается важность учета условий эксплуатации при разработке методов ускоренных испытаний, эквивалентных эксплуатационных режимов, и выбора обоснованных критериев надежности и долговечности. Модели надежности, применяемые при оценке изоляции, должны в основном базироваться на экспериментальных фактах и физических положениях, в противном случае модели нельзя признать удовлетворительными. Ввиду большого теоретического и экспериментального материала по теории и практике надежности изоляции, накопленного целым рядом представленных на заседании организаций, решено ходатайствовать об обязательном участии этих организаций в разработке и согласовании соответствующих нормативных документов.

Канд. техн. наук **ЛЫСАКОВСКИЙ Г. Г.**

НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Алиев Г. М. А. Эксплуатация и ремонт электрофильтров. 1976. 208 с. с ил.

Рассчитана на инженерно-технических работников энергетических служб промышленных предприятий, может быть использована инженерами и техниками проектных и исследовательских организаций, занимающихся вопросами электрогазоочистки.

Арш Э. И. Автогенераторные измерения. 1976. 136 с. с ил.

Предназначена для научных работников и инженеров, работающих в области создания средств автоматики и телемеханики.

Морговский Ю. Я. Импульсные системы управляемой структуры с тирсторными преобразователями. 1976. 248 с. с ил.

Рассчитана на инженерно-технических работников, занимающихся исследованием, расчетом и проектированием систем управления автоматизированным электроприводом.

Надь Ш. Б. Диэлектрометрия. Пер. с венгерского. 1976. 200 с. с ил.

Рассчитана на широкий круг инженеров-исследователей, а также специалистов, занимающихся измерением параметров веществ и разработкой соответствующих приборов.

ГЕННАДИЙ ВАСИЛЬЕВИЧ АЛЕКСЕНКО

(К 70-летию со дня рождения)

Исполнилось 70 лет со дня рождения дважды лауреата Государственной премии, доктора технических наук, профессора Г. В. Алексенко.

После окончания в 1930 г. Московского энергетического института Г. В. Алексенко поступил на Московский трансформаторный завод (ныне Московский электрозавод) и работал на испытательной станции мощных трансформаторов. В 1937 г. он был выдвинут на должность главного инженера завода.

На этой работе проявились незаурядные способности Г. В. Алексенко. В 1940 г. он был переведен в Наркомат электротехнической промышленности, где прошел путь от начальника Главного управления, заместителя председателя Технического совета до заместителя наркома и заместителя министра электротехнической промышленности.

В 1947 г. Г. В. Алексенко был назначен министром промышленности средств связи. Находясь на этом посту, он внес большой вклад в становление бурно развивающейся электронной и радиотехнической промышленности страны.

В 1953—1955 гг. Г. В. Алексенко работал в аппарате Совета Министров СССР, а затем являлся заместителем председателя Гостехники СССР, Государственного научно-технического комитета, Комитета по координации научно-исследовательских работ; в настоящее время — он заместитель председателя Государственного комитета Совета Министров СССР по науке и технике.



Г. В. Алексенко осуществляет руководство важнейшими научно-исследовательскими работами и внедрением достижений науки и техники в области энергетики и ряда других отраслей народного хозяйства.

Занимая высокие государственные должности, Геннадий Васильевич проявил себя высокоорганизованным специалистом и талантливым организатором

науки; он пользуется большим авторитетом среди работников науки, электротехнической промышленности и энергетиков страны.

Г. В. Алексенко является автором нескольких оригинальных книг по трансформаторостроению. Кроме того, им опубликовано в ведущих технических журналах страны несколько десятков статей, в основном направляющего характера.

Большую государственную работу Геннадий Васильевич сочетает с педагогической деятельностью — он заведует кафедрой электротехники Московского института стали и сплавов.

Г. В. Алексенко, член КПСС с 1940 г., много сил отдает общественной и политической работе, являясь членом Комитета по Ленинским и Государственным премиям, Высшей аттестационной комиссии, председателем Научного Совета по энергетике и электрификации Государственного комитета Совета Министров СССР по науке и технике, членом редколлегии журнала «Электротехника» и редакционного совета издательства «Энергия».

Большие заслуги Г. В. Алексенко перед Родиной отмечены рядом высоких правительственных наград.

Сердечно поздравляем Геннадия Васильевича с 70-летием, желаем ему здоровья, бодрости и дальнейших творческих успехов.

Редакция и редколлегия журнала «Электричество»

ОБЪЯВЛЕНИЕ

Очередная сессия СИГРЭ состоится в Париже с 27 августа по 2 сентября 1976 г. в здании конференций ЮНЕСКО.

В ходе сессии, на которую представлено 148 докладов, будет продолжено рассмотрение технических проблем электроэнергетических систем, изучающихся в рамках СИГРЭ экспертами всего мира.

Работа сессии будет проходить в 14 специализированных группах, каждая из которых будет иметь один полный день для обсуждения проблем, касающихся генераторов, трансформаторов, выключателей, линий постоянного тока, изоляционных материалов, кабелей, систем транспорта, перенапряжений, релейной защиты, телепередачи и помех от энергетических сетей.

Заседание каждой из групп начнется с рассмотрения основных тем, определенных для каждой из них, и закончится общей дискуссией по основным вопросам, которые занимают в этом году инженеров-сетевиков.

ЧЛЕН-КОРРЕСПОНДЕНТ АН СССР ЛИДОРЕНКО НИКОЛАЙ СТЕПАНОВИЧ

(К 60-летию со дня рождения)

Н. С. Лидоренко — крупнейший ученый в области автономных электрогенерирующих устройств, его трудовая деятельность неразрывно связана с развитием электротехнической промышленности. После окончания института с 1940 по 1950 г. он работал инженером, начальником цеха, начальником производства, главным инженером завода.

Н. С. Лидоренко выдвинул новые принципы построения и оптимизации электрогенерирующих устройств с использованием физики твердого тела, газообразных и жидких заряженных сред и их границ, создания энергетических полуветвей с заданными свойствами, результатом которых явились успехи в разработке современных автономных источников энергии с использованием эффектов Зеебека, Пельтье, комбинированных эффектов Пельтье-Эттинсгаузена, фотоэмиссии и др. Сформулированы основы новой области науки и техники — молекулярной электроники, исследующей поведение и свойства носителей заряда на границе раздела фаз.

В 1970—1976 гг. под руководством и при непосредственном участии Н. С. Лидоренко были проведены исследования, разработаны научные основы и теоретические предпосылки нового направления нелинейной электродинамики. Ис-



пользуя новые взгляды на микроскопические свойства межфазовых границ, были созданы принципиально новые устройства концентрации электромагнит-

ного поля и гиперпроводимости, используемые в классической электротехнике, радиотехнике и кибернетике.

За руководство и непосредственное участие в выполнении научных разработок новой техники Н. С. Лидоренко присвоено высокое звание Героя Социалистического Труда, а в 1960 г. лауреата Ленинской премии, он награжден орденами и медалями СССР. В 1966 г. Н. С. Лидоренко избран член-корреспондентом Академии наук СССР.

Н. С. Лидоренко ведет большую научно-организаторскую и педагогическую работу. Он является членом и председателем ряда научных советов и комиссий при АН СССР и министерствах, главным редактором журнала «Новые методы получения электроэнергии», членом редколлегии журнала «Электричество».

С 1965 г. Н. С. Лидоренко заведует кафедрой факультета квантовой электродинамики в Московском физико-техническом институте. Им подготовлено большое количество докторов и кандидатов наук.

Н. С. Лидоренко неоднократно избирался депутатом Московского Совета депутатов трудящихся; он делегат XXII, XXIII, XXIV и XXV съездов КПСС.

Группа товарищей

ОБЪЯВЛЕНИЕ

ВСЕМИРНЫЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЙ КОНГРЕСС

Москва 21—25 июня 1977 года

НАСТОЯЩЕЕ И БУДУЩЕЕ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ

Приглашаем ученых обсудить проблемы:

Генерирование электрической энергии

Электрооборудование для мощных энергосистем

Новые материалы

Электричество в технологии

Достижения физики и химии для преобразования энергии

Новое электрооборудование и электронная техника

Электроника в системах управления

Электротехника в доме и медицине

Аннотации докладов представляются до 1 августа 1976 г.

Официальные языки: русский, английский, французский.

Адрес: Москва, Г-19, проспект Калинина, ВЭЛК, Оргкомитет

Телефон: 291-50-43 (45)

Телеграф: Москва, Г-269, Оргкомитет

Телекс: 7590

СОДЕРЖАНИЕ

Лидоренко Н. С. — Об электрической природе материи и перспективы электротехники	1	Фокин В. А., Чикина В. А. — Влияние соотношения параметров асинхронного двухклеточного двигателя на его механическую характеристику	56
Бертинов А. И., Бут Д. А., Ковалев Л. К., Никитин Ю. М. — Анализ и расчет стационарных электрических и магнитных полей в движущихся электропроводящих средах	7	Из опыта работы	
Цицикян Г. Н., Эрин В. Н. — Расчет поля в цилиндре с осевым током методом конечных интегральных преобразований	12	Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Горин Ю. В. — Коронный разряд, инициируемый распадом отрицательных ионов	60
Бондалетов В. Н., Чернов Е. Н. — Переходные электромагнитные процессы в плоской индукторной системе с осевой симметрией	16	Конькова Э. Г. — Влияние заземленных экранов на показания электростатических киловольтметров	62
Тафт В. А., Горелик В. Ю., Зильберман Я. С. — Исследование режимов работы магнитомодуляционных датчиков, работающих на емкостную нагрузку	20	Гончарик Е. П. — Оценка индуцированного потенциала на корпусе автотранспорта	63
Глебов И. А., Каштелян В. Е., Кичаев В. В., Корольков С. А., Юрганов А. А. — Об устойчивости криогенных турбогенераторов	23	Иньков Ю. М., Вотчицев Г. М., Феоктистов В. П., Алексеев В. М. — Токи короткого замыкания в непосредственном преобразователе частоты	66
Волков В. М., Демирчян К. С., Карташев Е. Н. — Применение системных методов для расчета стационарных режимов сложных электроэнергетических систем	27	Боголюбов В. Е., Казаков В. Н., Шихин А. Я. — Устройство для автоматического контроля низкокоэрцитивных ферромагнетиков	70
Баринов В. А. — К исследованию аperiodической устойчивости сложных электроэнергетических систем	31	Сообщения	
Варганов Г. П., Гельфанд Я. С. — Исследование параллельных феррорезонансных контуров токовых выпрямительных блоков питания	36	Веников В. А. — О возможности единого подхода к статическому и динамическому устойчивости электрических систем	72
Бабыкин В. В., Басс Э. И., Будкин В. В., Дорогунцев В. Г., Овчаренко Н. И., Лебедев О. В., Темкина Р. В. — Быстродействующее измерительное реле сопротивления	41	Илиев Стефан — О показателях и критериях оптимального управления динамическим поведением энергетических систем	73
Баев А. В., Гельман М. В., Савинова Д. В. — Анализ и расчет установившихся режимов колебательных инверторов по частотным характеристикам	46	Алексанян А. Г., Мизюрин С. Р., Холн В. Д. — Методика расчета колебаний напряжения сети переменного тока ограниченной мощности, питающей зарядное устройство емкостного накопителя	76
Соляnnиков А. М. — Анализ гармоник выпрямленного напряжения в схемах с последовательным соединением преобразователей	51	Дискуссии	79
		Хроника	87

CONTENTS

The Electrical Nature of Matter and Prospects for Electrical Engineering — N. S. Lidorenko	1	How the Relationship Between the Parameters of a Double — Cage Induction Motor Influences Its Mechanical Characteristics — V. A. Fokin, V. A. Chikina	56
Analysis and Calculation of Steady-State Electric and Magnetic Fields in Dynamical Conducting Media — A. I. Bertinov, D. A. But, L. K. Kovalev, U. M. Nikitin	7	FROM OPERATING EXPERIENCE	
Calculation of the Field in a Cylinder With Coaxial Current By a Finite Integral Transformation Method — G. N. Tsi-tsikian, V. N. Erin	12	Corona Discharge Initiated By Negative Ion Decomposition — C. M. Djuvarly, G. V. Vechhaizer, U. V. Gorin	60
Electromagnetic Transients in a Planar Inductor System Having Axial Symmetry — V. N. Bondaletov, E. N. Chernov	16	How Grounded Screens Influence the Readings of Electrostatic Kilovoltmeters — E. G. Konkova	62
A Study of the Performance of Magneto-Modulation Transducers With a Capacitance Load — V. A. Taft, V. U. Gorelik, J. S. Zilberman	20	An Estimate of the Potential Induced in the Body of a Vehicle — E. P. Goncharik	63
On the Stability of Cryogenic Turbogenerators — I. A. Glebov, V. E. Kashtelian, V. V. Kichayev, S. A. Korolkov, A. A. Yurganov	23	Short Circuit Currents in the Frequency Converter Itself — U. M. Inkov, G. M. Votchitsev, V. P. Feoktistov, V. M. Alexeyev	66
Application of System Methods for Calculating the Steady-State of Complex Power Systems — V. M. Volkov, K. S. Demirchian, E. N. Kartashev	27	A Device for Automatically Monitoring Low Coercive Ferromagnets — V. E. Bogoliubov, V. N. Kazakov, A. J. Shikhin	70
On Studying Aperiodic Stability of Complex Power Systems — V. A. Barinov	31	REPORTS	
A Study of Parallel Ferresonant Circuits in Rectified Current Power Supply Modules — G. P. Varganov, J. S. Gelfand	36	On the Possibility of a Single Approach to the Steady-State and Transient Stability of Power Systems — V. A. Venikov	72
A High-Speed Distance Relay — V. V. Bablkin, E. I. Bass, V. V. Budkin, V. G. Doroguntsev, N. I. Ovcharenko, O. V. Lebedev, R. V. Temkina	41	On Characteristics and Criteria for Optimum Control of the Dynamical Behavior of Power Systems — Stephan Iliyev	73
Calculation and Analysis From Frequency Characteristics of Steady-State Conditions in Oscillating Inverters — A. V. Bayev, M. V. Gelman, D. V. Savinova	46	Calculation of Voltage Oscillations in an A. C. Network of Limited Capacity Supplying the Charging Device for a Capacitance Storage Element — A. G. Alexanian, S. R. Miziurin, V. D. Holin	76
Harmonic Analysis of the Rectified Voltage in Circuits With Series Connected Converters — A. M. Solyannikov	51	DISCUSSION	79
		CHRONICLE	87

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК [537.212+621.3.013].001.24

Анализ и расчет стационарных электрических и магнитных полей в движущихся электропроводящих средах. Бертинов А. И., Бут Д. А., Ковалев Л. К., Никитин Ю. М. — «Электричество», 1976, № 7.

Для общих электродинамических уравнений, описывающих процессы в движущихся проводящих средах с переменной скоростью и переменной анизотропной проводимостью, строятся интегральные представления на базе функции Грина уравнения Лапласа и векторных функций влияния. Численное решение получаемых систем интегральных уравнений позволяет находить распределение двухмерного электрического и магнитного поля и трехмерное распределение электрического поля для различных профилей скорости и проводимости среды. В двухмерных задачах учитываются конечные значения параметра Холла и магнитного числа Рейнольдса. Библ. 10.

УДК 538.311.001.24

Расчет поля в цилиндре с соосным током методом конечных интегральных преобразований. Цицикин Г. Н., Эрин В. И. — «Электричество», 1976, № 7.

Дано точное аналитическое выражение для напряженности магнитного поля в цилиндре с соосным током, полученное методом конечных интегральных преобразований. Имеющие прикладное значение формулы для мощности в цилиндре и вносимых сопротивлений подтверждены экспериментально. Библ. 7.

УДК 538.311.001.24

Переходные электромагнитные процессы в плоской индукторной системе с осевой симметрией. Бондалетов В. Н., Чернов Е. Н. — «Электричество», 1976, № 7.

Проведен расчет электромагнитного поля в индукторной системе — плоская кольцевая катушка с равномерным поверхностным током над проводящим полупространством, включаемой на источник тока произвольной формы. При расчете использован метод интегральных преобразований (Лапласа и Ханкеля), в результате чего полученное решение выражается в виде несобственных интегралов.

Показано, что изменение поля по глубине проводника имеет тот же характер, что и для плоской волны, при этом распределение по радиусу зависит от проявления эффектов близости и поверхностного. Библ. 5.

УДК 620.179.143.001.5

Параметрическая теория многомодуляционных датчиков, работающих на емкостную нагрузку. Тафт В. А., Горелик В. Ю., Зильберман Я. С. — «Электричество», 1976, № 7.

Приведены решения линейных дифференциальных уравнений с периодически изменяющимися коэффициентами для малых отклонений от исследуемого режима дифференциальных четногогармонических магнитомодуляционных (феррозондовых) датчиков, работающих на емкостную нагрузку, и описывается методика исследования их устойчивости, сводимая к анализу решений уравнений типа Хилла или Матье. Библ. 5.

УДК 621.313.322-82.017.72:621.59.35

Об устойчивости криогенных турбогенераторов. Глебов И. А., Каשתелян В. Е., Кичаев В. В., Корольков С. А., Юрганов А. А. — «Электричество», 1976, № 7.

Изложены результаты исследования статической и динамической устойчивости криогенных турбогенераторов и определены пути повышения устойчивости и качества вырабатываемой электроэнергии для криотурбогенераторов с медленнореагирующим регулированием возбуждения. Библ. 9.

УДК 621.311.001.24

Применение системных методов для расчета стационарных режимов сложных электроэнергетических систем. Волков В. М., Демичьян К. С., Карташев Е. Н. — «Электричество», 1976, № 7.

Рассмотрены возможности решения систем алгебраических уравнений — уравнений узловых напряжений сложных электроэнергетических систем с помощью системных методов численного интегрирования систем дифференциальных уравнений. Проведен анализ различных методов решения задачи. Библ. 11.

УДК 621.311.016.351.001.24:681.142

К исследованию аperiodической устойчивости сложных электроэнергетических систем. Барин В. А. — «Электричество», 1976, № 7.

Рассматривается возможность улучшения метода расчета статической аperiodической устойчивости, основанного на критерии сходимости специального итерационного процесса расчета установившегося режима, позволяющая значительно повысить эффективность этого метода исследования статической устойчивости. Устанавливается связь условий сходимости предлагаемого итерационного метода с условиями статической аperiodической устойчивости. Выделяется некоторая область G и показывается, что эта область содержит только статически аperiodически устойчивые установившиеся режимы, и что в этой области предлагаемый итерационный метод при условии принадлежности последовательных приближений области G сходится к статически аperiodически устойчивому установившемуся режиму, который является в области G единственным, удовлетворяющим заданным определяющим параметрам. Библ. 8.

УДК 621.316.925:621.314.224.013.62

Метод исследования параллельных феррорезонансных контуров, включаемых на источник тока. Варганов Г. П., Гельфанд Я. С. — «Электричество», 1976, № 7.

Предложен метод исследования феррорезонансных контуров, основанный на применении прямоугольной безгистерезисной аппроксимации характеристики намагничивания насыщающегося трансформатора.

Получены расчетные выражения для расчета параметров контура при установившемся режиме и определения устойчивости феррорезонанса на основной гармонике. Результаты расчета хорошо совпадают с данными опыта и математического моделирования на ЦВМ. Библ. 5.

УДК 621.316.925.2.001.57

Быстродействующее измерительное реле сопротивления. Бабыкин В. В., Басс Э. И., Будкин В. В., Дорогунцев В. В., Овчаренко И. И., Лебедев О. В., Темкина Р. В. — «Электричество», 1976, № 7.

Описано быстродействующее и правильно работающее при интенсивных электромагнитных переходных процессах коротких замыканий на линиях электропередач с распределенными постоянными направленное реле сопротивления дистанционных защит. Реле выполнено на импульсной магнитной схеме сравнения фаз.

Правильность действия реле обеспечивается частотными фильтрами в цепях сравниваемых величин, а быстродействие — за счет нулевых начальных условий переходных процессов в фильтрах. Реле содержит специальный блок управления измерительной частью, обеспечивающий его быстродействие. Приведены результаты испытаний реле на электродинамической модели. Библ. 8.

УДК 621.314.572.001.24

Анализ и расчет установившихся режимов колебательных инверторов по частотным характеристикам. Баев А. В., Гельман М. В., Савинова Д. В. — «Электричество», 1976, № 7.

Изложен метод расчета колебательных автономных инверторов, основанный на применении частотных характеристик цепи инвертора и нагрузки. Показано, что входной ток (в относительных единицах) и угол проводимости вентилей определяются только частотной характеристикой цепи инвертора при фиксированных частотах, равных и кратных частоте управления.

Приведена универсальная номограмма, позволяющая с высокой точностью определить угол проводимости и другие величины, а также найти области работы и граничные режимы по параметрам частотных характеристик.

УДК 621.314.6.015.001.24

Анализ гармоник выпрямленного напряжения в схемах с последовательным соединением преобразователей. Соляников А. М. — «Электричество», 1976, № 7.

Приводится методика расчета гармоник выпрямленного напряжения в схемах с последовательным соединением преобразователей. Выполнен анализ гармоник напряжений на выходе управляемого моста при наличии шунтирующего диода с учетом влияния угла коммутации. Приведены также результаты теоретического и экспериментального анализа гармоник четырехмостового выпрямителя с регулируемой внешней характеристикой при синфазном и поочередном управлении его тиристорными мостами. Библ. 2.

УДК 621.313.333.012.7

Влияние соотношения параметров асинхронного двухклеточного двигателя на его механическую характеристику. Фокин В. А., Чикина В. А. — «Электричество», 1976, № 7.

Излагается методика непосредственного расчета механической характеристики асинхронного двухклеточного двигателя без графического построения диаграммы тока.

Установлен диапазон изменения соотношения параметров роторной цепи двухклеточного двигателя, в котором механическая характеристика двигателя имеет один либо три экстремальных момента. Сравниваются расчетные и экспериментальные механические характеристики двухклеточных двигателей. Библ. 12.

УДК 621.3.015:537.521.537.527

Коронный разряд, инициируемый распадом отрицательных ионов. Джуварлы Ч. М., Вечхайзер Г. В., Горин Ю. В. — «Электричество», 1976, № 7.

Приведено описание эксперимента и даны основные результаты, подтверждающие существование лавинной формы несамостоятельной положительной короны. Указанная форма короны возникает при поступлении отрицательных ионов в зону сильного поля при напряжениях, меньших начальной напряженности самостоятельной короны. Предполагается, что несамостоятельная корона инициируется свободными электронами, появляющимися в результате распада отрицательных ионов в сильном электрическом поле. Библ. 6.

УДК 621.317.725.082.72

Влияние заземленных экранов на показания электростатических киловольтметров. Конькова Э. Г. — «Электричество», 1976, № 7.

Приведены результаты исследования влияния заземленных экранов на показания электростатических киловольтметров открытой конструкции. Определены аналитические зависимости погрешности от расстояния между экранами и электродами, угла охвата экраном электродов и конструктивных параметров киловольтметров для двух случаев заземления схемы измерения. Библ. 3.

УДК 621.315.1

К оценке влияния ВЛ переменного тока на автотранспорт. Гончарик Е. П. — «Электричество», 1976, № 7.

Излагается методика расчета индуктированного потенциала и токов замыкания корпуса автомобиля на землю в зоне влияния ВЛ СВН. Приведены статистические функции распределения величин сопротивления автотранспортных средств. Рассмотрены некоторые вопросы ослабления влияния ВЛ с помощью заземленных экранов тросов. Библ. 3.

УДК 621.314.26.064.1

Токи короткого замыкания в непосредственном преобразователе частоты. Иньков Ю. М., Вотчицев Г. М., Феоктистов В. П., Алексеев В. М. — «Электричество», 1976, № 7.

Выводятся уравнения для расчета токов внутреннего и внешнего короткого замыкания с учетом действия защитных устройств и без учета наличия электронной защиты, снимающей управляющие импульсы с тиристором преобразователя в автономной системе электроснабжения с синхронным генератором. Расчет мгновенных значений аварийных токов производится по интервалам проводимости отдельных вентилях как в фазах генератора, так и вентильных плечах. Полученные аналитические соотношения подтверждены экспериментально снятыми на опытном образце преобразователя частоты мощностью 600 кВт осциллограммами. Библ. 7.

УДК 538.221.621.3.012:621.317

Устройство для автоматического контроля низкокоэрцитивных ферромагнетиков. Боголюбов Б. Е., Казаков В. И., Шихин А. Я. — «Электричество», 1976, № 7.

Описаны новая методика и схемы, позволяющие выполнять высокопроизводительный контроль и измерения динамических магнитных характеристик низкокоэрцитивных ферромагнетиков преимущественно на образцах замкнутой формы. Измерения проводятся без нанесения измерительной обмотки.

Достоверность данных, получаемых по предложенной методике, подтверждается экспериментально путем сравнения с результатами, получаемыми широко известным индукционным методом измерения. Исследования предложенной упрощенной схемы показали ее высокую производительность при широком диапазоне вариаций измеряемых характеристик. Библ. 1.

УДК 621.311.52

О показателях и критериях оптимального управления динамическим поведением энергетических систем. Илиев Стефан — «Электричество», 1976, № 7.

При управлении энергетическими системами следует учитывать взаимосвязь между переходными и послеаварийными стационарными режимами.

Отмечается многокритериальность, одновременность и локальность действия критериев, необходимость управления энергетической системой деления их на главные и подчиненные критерии. Рассмотрены возможности применения различных критериев управления. Библ. 12.

УДК 621.311.6.001.24

Методика расчета колебаний напряжения сети переменного тока ограниченной мощности, питающей зарядное устройство емкостного накопителя. Александрия А. Г., Мизюрин С. Р., Холлин В. Д. — «Электричество», 1976, № 7.

Нестационарный характер работы импульсного источника вторичного питания с емкостным накопителем вызывает модуляцию напряжения сети переменного тока ограниченной мощности. Ввиду трудности детального анализа явлений на базе полной математической модели целесообразно применение приближенных методов расчета, обеспечивающих достаточную для инженерной практики точность. Представление импульсного источника с емкостным накопителем эквивалентной трехфазной нелинейной нагрузкой позволяет использовать методику расчета изменения напряжения на зажимах синхронного генератора при набросе нагрузки. Библ. 6.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

Афанасьев В. В., Бертинов А. И., Будзко И. А., Веников В. А., Глебов И. А., Ефремов И. С., Иванов-Смоленский А. В., Ипатов П. М., Костенко М. В., Костенко М. П., Ларионов В. П., Лидоренко Н. С., Мамиконянц Л. Г. (главный редактор), Меерович Э. А., Мучник Г. Ф., Нетушил А. В., Петров И. И. (зам. главного редактора), Рабинович С. И., Слежановский О. В., Совалов С. А., Тареев Б. М., Толстов Ю. Г., Федосеев А. М., Чиликин М. Г., Шаталов А. С.

Научные редакторы: Евсеев Б. Н. (зав. редакторским отделом), Макашкин Б. Д., Кудинова Л. С.

Адреса редакции: 103012, Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648

Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Н. Н. Левченко

Сдано в набор 14/V 1976 г.
Усл. печ. л. 12,0

Подписано к печати 30/VI 1976 г.
Уч.-изд. л. 15,24

Т-11059
Тираж 9211 экз.

Цена 80 коп.

Формат 60×90¹/₈
Зак. 649

Издательство «Энергия», Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.