ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1973 ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ» 6

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

КОММУНИЗМ — ЭТО ЕСТЬ СОВЕТСКАЯ ВЛАСТЬ
ПЛЮС ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ВСЕЙ СТРАНЫ (Ленин)

ЖУРНАЛ
ОСНОВАН
в 1880 г.

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

6
1973
ИЮНЬ

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

УДК 061.5

«Электросиле» — 75 лет

Генеральный директор ЛЭО «Электросила» им. С. М. Кирова Б. И. ФОМИН

«Электросила» — народному хозяйству страны. Завод «Электросила» был основан 75 лет назад. Здесь в небольших мастерских началось производство первых электрических машин для освещения и нужд промышленности по документации, получаемой из Берлина. Однако подлинное развитие завода как самостоятельного предприятия начиналось с 1922 г., когда, залечив раны послевоенной разрухи, завод приступил к выполнению заказов для электростанций, строящихся по плану ГОЭЛРО.

Первый заказ на изготовление четырех гидрогенераторов был получен для строящейся Волховской ГЭС. В то же время разрабатывалась первая серия отечественных турбогенераторов мощностью от 500 до 10 000 *квт*. Параллельно с освоением производства генераторов началось изготовление силовых трансформаторов и высоковольтной аппаратуры.

В годы первых пятилеток — в период индустриализации народного хозяйства — потребовалось электроборудование для черной и цветной металлургии, судостроения и других отраслей промышленности. Завод успешно справлялся с порученной задачей. Был налажен также выпуск асинхронных электродвигателей небольших мощностей. В конце 30-х годов был создан турбогенератор мощностью 100 *Мвт* с воздушным охлаждением, успешно работали гидрогенераторы Днепровской и Рыбинской ГЭС, серии машин АМ и АМО, прокатные машины в двухъякорном исполнении.

К 1941 г. общий выпуск продукции завода в 10 раз превысил выпуск 1923 г. Завод стал одним из крупнейших электромашиностроительных предприятий Европы, признанным арсеналом электрификации народного хозяйства страны.

Великая Отечественная война прервала творческий путь коллектива «Электросилы», но производственная жизнь на заводе не прекращалась. Уже в 1945 г. был достигнут довоенный уровень производства. «Электросила» стала предприятием комплексного электромашиностроения и электропривода.

Послевоенный период характеризуется интенсивным развитием производства. В настоящее время освоен серийный выпуск турбогенераторов и гидрогенераторов мощностью 500 тыс. *квт*, успешно эксплуатируется головной образец турбогенератора мощностью 800 *Мвт*, изготовляются машины переменного тока мощностью до 10 *Мвт* в единице, машины постоянного тока, широкая номенклатура низковольтных аппаратов.

«Электросила» дала стране более половины турбогенераторов для тепловых электростанций, гидрогенераторов общей мощностью свыше 30 млн. *квт*, крупных машин постоянного и переменного тока суммарной мощностью около 60 млн. *квт*.

Новый этап развития «Электросилы». Десять лет назад было создано Ленинградское электромашиностроительное объединение «Электросила» им. С. М. Кирова. В объединение, кроме головного завода «Электросила», вошел один электромашиностроительный, один электроаппаратный заводы и научно-исследовательский институт.

Истекшие годы показали жизненность этой новой формы управления производством. Четко определился профиль каждого предприятия, вошедшего в объединение. Концентрация производства отдельных типов машин на основе специализации работы на всех этапах позволила внедрить передовую технологию с широким применением механизации. Это положительно сказалось на повышении ритмичности работы, улучшении качества и увеличении выпуска продукции.

В настоящее время объединение «Электросила» — единый производственный организм, непрерывно совершенствующийся, имеющий высококвалифицированный инженерный и рабочий коллективы, способный решать сложные задачи, которые ставит перед ним неуклонно развивающееся народное хозяйство страны.

Новые задачи. Характерной особенностью прогресса современного народного хозяйства является

© «Электричество», 1973 г.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

опережающее развитие энергетики, в первую очередь быстрый рост установленных мощностей на электростанциях. При этом установленная мощность турбогенераторов составляет примерно 80% общей мощности электростанций.

Представляет интерес соотношение между темпами роста энерговооруженности и темпами роста единичных мощностей оборудования. Иными словами, важно проследить, как необходимость все убыстряющегося наращивания устанавливаемой мощности отражается на мощностях единичных монтируемых агрегатов (котел — турбина — генератор).

Кривая *1* (рис. 1) показывает рост установленной мощности на тепловых станциях по отношению к установленной мощности в 1945 г. Кривая *2* показывает увеличение максимально достигнутой за данный период единичной мощности турбогенераторов по отношению к максимальной единичной мощности турбогенераторов в 1945 г. (100 *Мвт*).

Можно показать, что рост максимально достигнутой единичной мощности, выраженный в относительных единицах (кривая *2*), отражает в то же время рост основной (характерной для данного периода) единичной мощности монтируемых агрегатов, т. е. в известной степени отражает рост средней единичной мощности.

Действительно, если, например, максимальная мощность агрегата в 1958 г. составляла 200 *Мвт*, а серийным (наиболее применяемым) был турбогенератор 100 *Мвт*, то, когда в 1962 г. максимальная мощность достигла 300 *Мвт*, серийным стал турбогенератор 150 *Мвт*. Указанное соотношение характерно и для более длительных промежутков времени.

Таким образом, кривая *2*, построенная для максимальной мощности турбогенераторов, может быть рассмотрена и как кривая, показывающая рост средней единичной мощности монтируемого оборудования. Учет этого обстоятельства позволяет сопоставить темпы роста установленной мощности с темпами роста единичных мощностей (рис. 1).

Как видно из рисунка, темпы роста установленной мощности за довольно значительный промежуток времени превосходят темпы роста единичной мощности примерно вдвое. Это, в частности, означает, что в течение указанного периода было организовано строительство новых электромашиностроительных цехов и заводов, а также проведены расширение и интенсификация производства существующих предприятий, обеспечивающих практическое удвоение количества выпускаемых машин (при одновременном непрерывном возрастании средней мощности каждой выпускаемой машины).

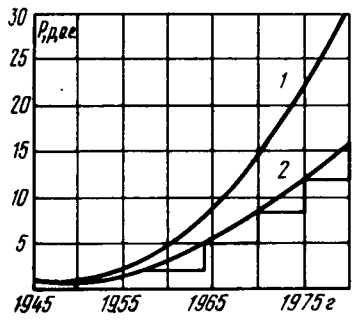


Рис. 1. Рост относительной мощности.
1 — тепловых электростанций; *2* — турбогенераторов.

Если допустить, что в дальнейшем указанная закономерность сохранится и средняя единичная мощность по-прежнему будет зависеть от максимальной единичной мощности, то в 1980 г. максимальная единичная мощность турбогенераторов должна составить примерно 1 600 *Мвт*.

В области гидрогенераторостроения перед «Электросилой» стоит задача создания машин для проектируемой Саяно-Шушенской ГЭС с единичной мощностью агрегатов примерно 800 *Мвт*. Единичные мощности машин постоянного и переменного тока также возрастут.

Научно-технические проблемы, средства и пути их разрешения. Рост единичной мощности машин, ставший важнейшей тенденцией крупного машиностроения, влечет за собой существенные изменения как в конструкциях самих машин, так и в сфере подготовки и организации их производства.

Эффективный рост единичной мощности должен осуществляться при практически неизменных размерах генераторов. Отсюда возникает сложная проблема: параметры машин должны лежать в необходимых пределах. Проиллюстрируем это положение на примере турбогенераторов.

Повышение единичной мощности турбогенераторов за счет увеличения размеров ограничено механической прочностью ротора, массой поковки ротора и транспортными габаритами статора.

Центробежные силы ограничивают диаметр бочки ротора; масса поковки — его длину. При этом наибольшие механические напряжения при вращении возникают в бандажных кольцах, которые удерживают лобовые части обмотки ротора.

Относительно медленный рост предельного диаметра бочки и массы вала ротора во времени может характеризоваться следующими данными:

Годы	1937	1952	1964	1968—1970
Диаметр ротора, *см*	99,0	107,5	12,5	117,5—120
Масса вала, *т*	32,1	43,6	47,8	60
Объем бочки ротора, $м^3$	5,0	5,8	6,3	7,3—7,9

Следовательно, активный объем бочки ротора в период 1937 — 1964 гг. возрос на 26%, в то время как мощность турбогенератора в единице за тот же период увеличилась в 5,3 раза (со 111 до 589 $Мв \cdot а$).

Следует ожидать, что и в ближайшем будущем, несмотря на значительные успехи металлургии в способах литья, ковки, тепловой обработки и методов контроля, рост размеров поковок роторов и бандажных колец будет отставать от роста мощности в единице.

Зачастую ограничивающим фактором увеличения размеров турбогенераторов могут явиться транспортные габариты и масса наиболее тяжелой его части — статора. Однако сейчас этот фактор в большинстве случаев не является определяющим, хотя транспортирование турбогенераторов большой мощности с завода-изготовителя до места установки представляет сложную техническую задачу.

Для повышения транспортабельности турбогенераторов (помимо увеличения грузоподъемности железнодорожных и автодорожных транспортеров) предлагается разъемная конструкция статора и транспортирование сердечника статора отдельно от других частей машины. В дальнейшем можно также предположить возможность сборки активной стали на месте установки машины.

Произведение линейной нагрузки на индукцию имеет размерность давления на единицу площади.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Среднее удельное тангенциальное усилие на единицу площади расточки статора

$$G_\tau = \frac{150}{\pi\sqrt{2}} ASB_\delta f_\beta, \ н/м^2.$$

Произведение ASB_δ возросло за последние годы весьма значительно, за счет чего и достигнуто в основном повышение мощности в единице (рис. 2).

Таким образом, произведение ASB_δ отражает степень использования материалов. Кроме того, линейная нагрузка AS и индукция в воздушном зазоре B_δ характеризуют интенсивность выделения потерь. Возрастание удельных потерь в машине должно привести к увеличению температуры обмоток и активных частей, если при этом интенсивность охлаждения не будет соответственно повышаться.

До последнего времени тепловые ограничения были определяющими при выборе электромагнитных нагрузок. Внедрение непосредственного охлаждения позволило практически снять эти ограничения, в том числе тепловой барьер в повышении мощности турбогенератора. Газовое, а затем и жидкостное охлаждение дало возможность значительно увеличить электромагнитные нагрузки машины. Следует, конечно, иметь в виду, что непосредственное охлаждение может усложнить конструкцию, технологию изготовления и эксплуатацию турбогенератора, и поэтому та или иная степень интенсификации охлаждения должна получить в каждом конкретном случае технико-экономическое обоснование.

В 1957—1959 гг. были разработаны серии турбогенераторов с непосредственным водородным охлаждением обмотки ротора и водяным охлаждением обмотки статора. Такая конструктивная схема успешно применяется на турбогенераторах мощностью до 800 *Мвт* и может быть распространена на машину мощностью 1 200 *Мвт*.

Особенностью непосредственного водородного охлаждения обмотки ротора следует считать относительную простоту подвода охлаждающей среды к вращающимся проводникам ротора. При этом длина охлаждающих каналов может быть выбрана значительно меньше, чем длина одного витка или катушки. Наиболее перспективными оказались схемы с забором газа из зазора машины, обеспечивающие равномерное распределение температур и большой расход газа через ротор.

Эффективность применения водяного охлаждения для обмотки возбуждения в большой мере за-

Технические данные	Ротор с водородным охлаждением	Ротор с водяным охлаждением
Длина одного охлаждаемого канала, *м*	0,43	116,6
Количество параллельно охлаждаемых каналов	3 528	11
Сечение канала в меди, %	23	24,6
Расход охлаждающей среды, $м^3/сек$	7,74	0,00477
Плотность тока, $а/мм^2$	8,79	8,61
Среднее превышение температуры меди, °С	64	22,2

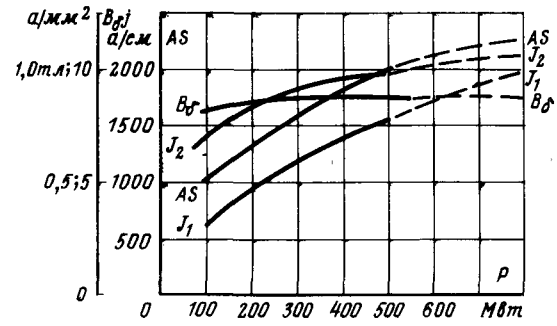


Рис. 2. Электромагнитные загрузки турбогенераторов.
j_1 — плотность тока статора; j_2 — плотность тока ротора.

висит от длины охлаждаемых участков. Первый в мире промышленный ротор с водяным охлаждением обмотки, изготовленный заводом «Электросила» в 1960 г., имел последовательное соединение двух катушек, что обеспечило достаточную простоту и надежность конструкции. По такой же конструктивной схеме был выполнен ротор турбогенератора мощностью 200 *Мвт*, успешно работающего с 1964 г.

В таблице представлены технические данные роторов с газовым и водяным охлаждением для турбогенератора мощностью 200 *Мвт*.

Таким образом, при относительно небольшом числе параллельных ветвей ротор с водяной системой имеет достаточно эффективное охлаждение. Однако преимущества водяной системы охлаждения, особенно для более мощных турбогенераторов, могут проявиться только при значительно меньшей длине охлаждаемого канала и, следовательно, при повышенном числе параллельных ветвей.

В связи с этим основные усилия конструкторов направлены на создание достаточно простых и надежных схем, обеспечивающих параллельное соединение по воде каждого полувитка ротора.

Электромагнитные нагрузки AS и B_δ влияют самым существенным образом также на параметры машины.

В общем виде индуктивные сопротивления турбогенератора в относительных единицах можно представить так:

$$x = k \frac{AS}{B_\delta} \lambda,$$

где k — постоянная, определяемая обмоточными данными; λ — эквивалентная магнитная проводимость.

Индукция в воздушном зазоре B_δ практически мало возросла за последнее время, а линейная нагрузка AS увеличилась за последние 10—12 лет в 2,5—3 раза. В связи с этим имеется определенная тенденция увеличения индуктивных сопротивлений с ростом использования материалов. При этом регулирование индуктивных сопротивлений машины возможно лишь в той степени, в какой может быть уменьшена магнитная проводимость.

Например, индуктивное сопротивление реакции якоря x_{ad} может быть принято на любом (конечно, технически и экономически целесообразном) уровне за счет увеличения воздушного зазора. Придержи-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ваясь классического выполнения обмоток ротора и статора, уложенных в пазы сердечников из магнитных материалов, значительно уменьшить эквивалентную проводимость рассеяния пазов ротора и статора затруднительно, поэтому индуктивные сопротивления x'_d и x''_d, обусловленные в основном рассеянием обмоток, возрастают с увеличением использования машины.

Как известно, с ростом x'_d ухудшаются условия параллельной работы синхронных машин, поэтому при повышении использования материалов за счет преимущественного роста линейной нагрузки ухудшаются параметры турбогенераторов. В этом смысле параметры машины могут рассматриваться как ограничивающий фактор роста мощности. При этом, конечно, подразумевается определенная система требований к синхронной машине, работающей на дальние линии передач. В настоящее время нет общепринятых значений x'_d, превышение которых было бы нежелательно. Но общая тенденция к возрастанию x'_d в мощных машинах может привести к снижению запасов устойчивости параллельной работы.

Уменьшения значений x'_d или хотя бы удержания их на приемлемом уровне можно добиться существенным увеличением плотности тока за счет снижения высоты паза или увеличения полезного магнитного потока. Оба эти мероприятия в современных конструкциях турбогенераторов трудно осуществить в полной мере, поэтому рост x'_d по мере повышения использования материалов практически неизбежен. Кардинальным решением проблемы уменьшения потока рассеяния могла бы служить в будущем конструкция сердечника без зубцов или применение глубокого охлаждения.

Таким образом, рост мощности в единице может быть связан с уровнем потерь и параметрами машины (рис. 3 и 4).

Решение этих и многих других задач турбогенераторостроения и производства новейших машин других типов требует организации и проведения большого комплекса научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ. Такие работы выполняет НИИ объединения.

Для исследования готовых машин, их отдельных узлов, различных макетов и моделей научно-исследовательский институт располагает мощной лабораторной базой, размещенной в трех больших корпусах. В их число входит испытательная станция для исследований турбогенераторов мощностью до 1 000 *Мвт* при номинальной мощности методом взаимной нагрузки с технологическим генератором, работающим в режиме недовозбуждения.

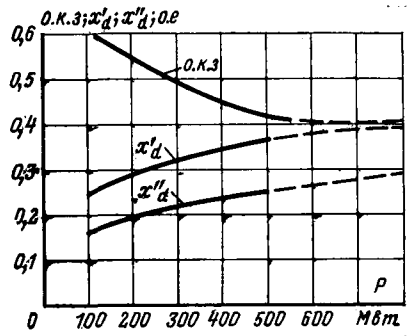


Рис. 3. Параметры турбогенераторов.

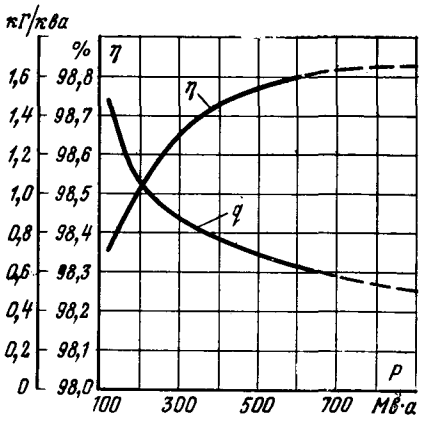


Рис. 4. Коэффициент полезного действия η и удельный расход материалов *q*.

Коллективы завода «Электросила» и его исследовательского центра способны самостоятельно решать сложные проблемы электромашиностроения и электроаппаратостроения. Однако без творческого содействия других предприятий индустрии, без содружества с коллективами АН СССР и отраслевых институтов работа завода была бы недостаточно плодотворной. Поэтому завод осуществляет тесные контакты не только с отечественными, но и со многими зарубежными научными и производственными организациями.

Реконструкция производства. Задачи, стоящие перед коллективом «Электросилы», сложны и многообразны. Так, например, развитие атомной энергетики потребовало создания мощных турбогенераторов в четырехполюсном исполнении. Такие машины, обладая некоторыми преимуществами в отношении уровня удельных нагрузок, в то же время отличаются большими габаритами и массой. Соответственно и технологическое оборудование завода должно быть приспособлено к новым требованиям. Оказалось целесообразным провести необходимое переоборудование в рамках реконструкции завода, которая проводится в связи с общегосударственной задачей интенсификации машиностроения.

В процессе своего развития завод «Электросила» непрерывно расширялся. Однако реконструкция завода по комплексному проекту начала осуществляться лишь в 1962 г. По плану реконструкции осуществляется перестройка и переоборудование некоторых основных цехов завода, строительство новых цехов и пролетов, строительство инженерного корпуса и лабораторий.

За последние годы завод неузнаваемо изменился. На месте старых обветшалых зданий выросли многоэтажные светлые корпуса. Интерьеры многих цехов оформлены в соответствии с требованиями современной эстетики. Новые формы управления производством создали все условия для высокопроизводительного качественного труда.

План реконструкции завода, по которому ведется капитальное строительство, впервые составлен с учетом архитектурного оформления Московского проспекта — одной из основных магистралей Ленинграда.

Управление производством. Управление производственной деятельностью современного электромашиностроительного предприятия на достаточно высоком уровне может быть осуществлено только с использованием экономико-математических методов и электронно-вычислительной техники. Поэтому одной из важнейших задач руководства объединения в девятой пятилетке является разработка и внедрение автоматизированной системы управления. Предполагается уже к 1975 г. все главные задачи по управлению основным производством решать с помощью ЭВМ.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

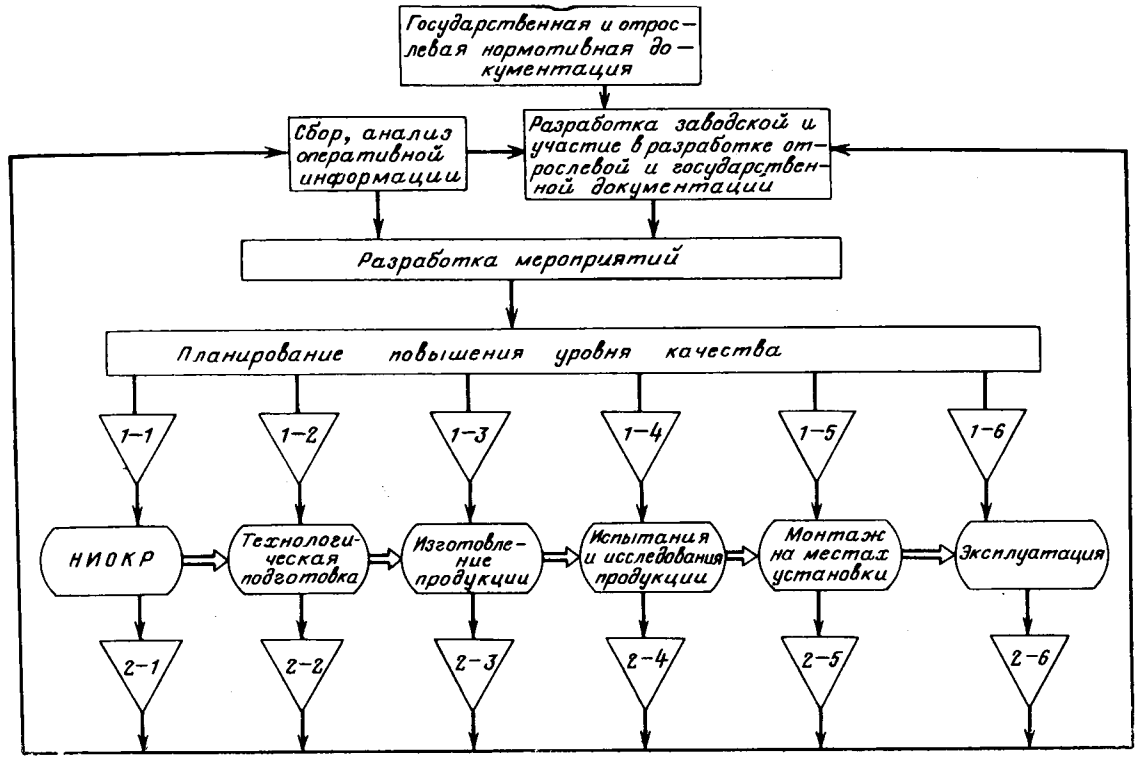


Рис. 5. Подсистема управления качеством продукции.

В настоящее время с помощью ЦВМ регулярно решаются многовариантные расчеты годового плана по объему, трудоемкости и себестоимости: расчеты подетально-узлового состава изделий с выдачей производственно-технической документации в отделы, цехи и участки; расчеты материальных и трудовых нормативов на изделия с выдачей спецификаций. Свыше 70% выпущенных в 1972 г. электрических машин были изготовлены на основе производственно-технической документации, выданной ЦВМ. В 1973 г. будут внедрены ежеквартальные расчеты объемом выпуска в ценностном выражении по трудоемкости и себестоимости продукции. Будут внедрены также расчеты квартальной потребности материалов.

Дополнительно к традиционным подсистемам АСУП разрабатывается новая подсистема управления качеством продукции — АСУ КАЧЕСТВО. Основным принципом создания этой подсистемы является планомерное формирование уровня качества продукции на всех стадиях (рис. 5). Как видно из рисунка, подсистема предполагает для каждой стадии помимо плановых заданий (индекс 1 —) также отчетность (индекс 2 —), выступающую в качестве обратной связи для осуществления управления качеством.

В настоящее время проводится анализ показателей качества и надежности на уровне предприятия, совершенствуются формы документов, создается информационное обеспечение системы управления качеством.

В результате внедрения автоматизированной системы управления вводится непрерывный контроль и управление ходом производства, более четкое обеспечение предприятия материалами, анализ и прогнозирование результатов хозяйственной деятельности.

Ближайшие перспективы. Важнейшей работой завода в настоящее время является создание турбогенератора мощностью 1 200 *Мвт*, основные узлы которого уже запущены в производство. К числу отличительных особенностей конструкций этой машины следует отнести в первую очередь дальнейшее повышение использования активных материалов. Так, если удельный расход материалов в килограммах на киловольтампер мощности машины составлял для турбогенераторов мощностью 500 и 800 *Мвт* соответственно 0,65 и 0,85, то в машине 1 200 *Мвт* он равен 0,47.

Здесь впервые применен вал с наружным диаметром 1 250 *мм*. Принята шестифазная система обмотки статора, которая при повышении использования позволяет существенно уменьшить электродинамические нагрузки на обмотку и дополнительные потери энергии.

Турбогенератор 1 200 *Мвт* выполняется с бесщеточной системой возбуждения, что позволяет освободиться от нелегкой проблемы коммуникации к обмотке ротора тока возбуждения, вдвое превосходящего по величине ток возбуждения машины 800 *Мвт*. Изложенные принципы проектирования могут быть распространены и на конструкцию турбогенератора мощностью 1 600 *Мвт*.

Следует заметить, что в настоящее время атомная энергетика базируется на турбогенераторах двухполюсного исполнения. Широкое распространение получили машины мощностью 220 и 500 *Мвт*. Анализ показывает, что эта тенденция получит развитие и в ближайшем будущем. По всей вероятности на базе машины 1 200 *Мвт* будут созданы гене-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

раторы для атомных электростанций с единичной мощностью примерно 1 000 *Мвт*.

В области гидрогенераторостроения представляют интерес машины капсульного и обратимого исполнения. Ведется подготовка к созданию гидрогенератора мощностью 800 *Мвт*.

В последнее время для горнообогатительной, металлургической и цементной промышленности потребовались тихоходные электродвигатели, которые строятся на «Электросиле» в синхронном исполнении с тиристорными преобразователями частоты. Для нужд морского электродвижения, для прокатных заводов и мощных подъемников создаются уникальные двигатели постоянного тока.

Коллектив Ленинградского электромашиностроительного объединения «Электросила» в напряженном труде решает сложные задачи электрификации народного хозяйства страны и готов к решению еще более сложных и масштабных проблем развития электромашиностроения.

✧ ✧ ✧

УДК 621.315.1

Об учете характеристик нагрузок при определении пропускной способности электропередач сверхвысокого напряжения

Канд. техн. наук Н. Д. АНИСИМОВА

Москва

Пропускная способность электропередачи, связывающей электростанцию с энергосистемой, определяется [Л. 1] как

$$P=\frac{P_{\text{пр}}}{1+k_P}, \qquad (1)$$

где $P_{\text{пр}}$ — предельная передаваемая мощность, найденная из условий устойчивости режима с учетом действия автоматических устройств; k_P — коэффициент запаса по устойчивости, принимаемый в соответствии с [Л. 1].

Следовательно, для установления пропускной способности электропередачи необходимо знание величины предела по мощности в системе. В связи с тем, что протяженные электропередачи сверхвысокого напряжения обладают относительно невысокой пропускной способностью, на них предусматривают устройства увеличения ее. При этом выявление рационального способа и параметров средств повышения пропускной способности связано с неоднократным определением предела по мощности электропередачи при учете основных характеристик энергосистемы и, в частности, нагрузок. При выполнении подобного рода расчетов используются в основном два способа задания нагрузок — представление их неизменными сопротивлениями или сопротивлениями, значение которых изменяется в соответствии с зависимостями:

$$P_{\text{н}}=f_1(U_{\text{н}}); \quad Q_{\text{н}}=f_2(U_{\text{н}}).$$

Первый способ удобен тем, что ограничивает задачу рассмотрением линейной схемы замещения системы, для которой применим метод наложения [Л. 2 и 3].

В этих условиях предельная передаваемая мощность электропередачи ($P_{1\text{пр}}$), входящей в состав сложной электрической системы (n станций), достаточно просто [Л. 4] определяется из следующей системы уравнений:

$$\left.\begin{aligned} P_1&=\frac{E_1^2}{z_{11}}\sin\alpha_{11}+\frac{E_1E_2}{z_{12}}\sin(\delta_{12}-\alpha_{12})+\\ &+\ldots+\frac{E_1E_n}{z_{1n}}\sin(\delta_{1n}-\alpha_{1n});\\ P_2&=\frac{E_2E_1}{z_{21}}\sin(\delta_{21}-\alpha_{21})+\frac{E_2^2}{z_{22}}\sin\alpha_{22}+\\ &+\ldots+\frac{E_2E_n}{z_{2n}}\sin(\delta_{2n}-\alpha_{2n});\\ &\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\ P_n&=\frac{E_nE_1}{z_{n1}}\sin(\delta_{n1}-\alpha_{n1})+\ldots+\frac{E_n^2}{z_{nn}}\sin\alpha_{nn}, \end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где при вычислении собственных и взаимных сопротивлений z_{jj}, z_{jk} нагрузки учтены постоянными сопротивлениями, найденными по параметрам исходного режима каждого i-го узла;

$$Z_{\text{н}i}=\frac{U_{\text{н}i}^2}{S_{\text{н}i}}(\cos\varphi_{\text{н}i}+j\sin\varphi_{\text{н}i}). \qquad (3)$$

При задании нагрузок их статическими характеристиками по напряжению пропускная способность электропередачи выявляется на основе рассмотрения схемы с нелинейными элементами, что предполагает использование метода подбора, который применительно даже к относительно простым схемам электрических систем при ручном счете оказывается громоздким, а при использовании ЦВМ требует повышенного машинного времени.

Тем не менее большинство расчетов по определению пропускной способности электропередач выполняется при учете нагрузок их статическими характеристиками, задаваемыми аналитическими выражениями [Л. 5]:

$$\left.\begin{aligned} P_{\text{н}i}&=a_2U_i^2+a_1U_i+a_0);\\ Q_{\text{н}i}&=b_2U_i^2+b_1U_i+b_0, \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

где $a_0=0{,}83$; $a_1=-0{,}3$; $a_2=0{,}47$; $b_0=3{,}7$; $b_1=-7{,}0$; $b_2=4{,}3$.

Высказанное выше положение объясняется тем, что пропускная способность электропередачи, вычисленная по (2), оказывается выше, чем при представлении нагрузок статическими характеристиками.

Аналогичный результат получен в [Л. 6], где рассматривалась система (рис. 1), содержащая две станции (E_1, $x_{\text{г}1}$; E_2, $x_{\text{г}2}$), работающие на общую нагрузку, при представлении электропередач индуктивными реактивными сопротивлениями $x_{\text{л}1}$ и $x_{\text{л}2}$.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Для этой схемы при постоянстве E_1 и E_2, а также $x_1 > x_2$ предел по мощности

$$P_{1пр} = \frac{E_1^2}{z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{E_1 E_2}{z_{12}}, \qquad (5)$$

где z_{11} и z_{12} остаются неизменными во всех режимах от исходного до предельного, если $Z_н = \text{const}$.

В случае учета нагрузки статическими характеристиками предельную мощность определяют постепенным утяжелением исходного режима, в данной схеме увеличением P_1. При этом напряжение $U_н$ снижается, а в соответствии с (3) уменьшается и $Z_н$, что является причиной такого изменения модулей и аргументов сопротивлений Z_{11}, Z_{12}, при котором снижается $P_{1пр}$ по сравнению со способом задания нагрузки в виде $Z_н = \text{const}$. Однако представление электропередачи индуктивным сопротивлением оказывается правомерным лишь для линий относительно небольшой длины с номинальным напряжением до 220 *кв*.

При рассмотрении электропередач напряжением 330 *кв* и выше последние должны представляться T или $П$-образными схемами замещения, учитывающими емкостную проводимость линии. В связи с этим соотношение величин пределов по мощности электропередачи, определенных при представлении нагрузок постоянными сопротивлениями и статическими характеристиками, нуждается в уточнении. Остановимся на этом более подробно.

Рациональные параметры исходного режима электропередачи в общем случае с промежуточными отборами мощности выбираются на основе технико-экономических расчетов [Л. 7]. При этом в условиях ограниченной выдачи реактивной мощности генераторами электростанций зарядная емкостная мощность линии не компенсируется полностью реакторами, а в определенной мере расходуется на покрытие потерь реактивной мощности в линии и обеспечение реактивной мощностью нагрузок промежуточных подстанций и приемной системы (рис. 2,*а*).

Из приведенных выше соображений (рис. 2,*а*) можно установить, что

$$-jQ_{c1} - jQ_{c2} = -jQ_c = -jU^2_н b = \\ = -j(Q_н + Q''_1 + Q'_2), \qquad (6)$$

где $b = b_1/2 + b_2/2$ — половина суммарной емкостной проводимости линий, примыкающих к узлу нагрузки. При этом эквивалентная нагрузка в узле

$$\dot{S}_{н.э} = P_н - j(Q_c - Q_н) = P_{н.э} - jQ_{н.э}. \qquad (7)$$

Последнее означает, что в исходном режиме схема замещения подстанции будет содержать активное сопротивление, соответствующее нагрузке, и емкостное реактивное сопротивление (рис. 2,*б*), значение которого находится по параметрам нагрузки $S_{н0}$, с учетом зарядной мощности линии (Q_{c0}) и напряжения в узле, т. е.

$$\left.\begin{aligned} Z_{н.э_0} &= \frac{U^2_{н0}}{S_{н.э0}} (\cos \varphi_0 - j \sin \varphi_0); \\ \cos \varphi_0 &= \frac{P_{н9}}{\sqrt{P^2_{н0} + (Q_{c0} - Q_{н0})^2}}, \end{aligned}\right\} \qquad (8)$$

где индексом «0» отмечена принадлежность величин к исходному режиму.

Утяжеление режима системы с целью достижения предела по мощности электропередачи предопределяет увеличение передаваемой по ней активной мощности при постоянстве э. д. с. или напряжений в соответствующих точках системы из-за действия регулирующих устройств. При этом напряжение в узлах нагрузки $U_{нi}$ снижается, и в соответствии со статическими характеристиками (4) уменьшаются $P_{нi}$ и $Q_{нi}$. Но в этих режимах пропорционально квадрату напряжения уменьшается и зарядная мощность линии ($Q_c = U^2_{нi} b_i$). Поскольку реактивная мощность нагрузки меняется в меньшей степени, то величина эквивалентной нагрузки узла, имеющая емкостный характер ($-jQ_{н.э}$), в утяжеленных режимах уменьшается, но более интенсивно, чем пропорционально U^2. В приложении показано, что в тех случаях, когда выполняется условие $Q_{н0} < 0{,}78\, Q_{c0}$ в утяжеленных режимах системы, вследствие малой зависимости активной мощности от напряжения (4) также наблюдается снижение активной и реактивной составляющих сопротивления, представляющего эквивалентную нагрузку. Однако из-за того, что реактивная составляющая эквивалентной нагрузки имеет емкостный характер, изменение собственных и взаимных сопротивлений ветвей системы при подходе к пределу вызывает повышение пропускной способности электропередачи [Л. 6] по сравнению с аналогичной величиной, определенной в условиях $Z_н = \text{const}$. Следовательно, в тех случаях, когда зарядная мощность электропередачи полностью или частично используется для питания реактивной мощностью нагрузок промежуточных подстанций и покрытия потерь реактивной мощности электропередачи, предел по мощности, вычисленный при учете статических характеристик нагрузок (4), будет выше, чем при условии постоянства их сопротивлений. Различие между величинами пропускной способности электропередачи, найденными обоими способами, зависит от напряжения, длины участков линии, величины нагрузок и их коэффициента мощности. Однако при принятых условиях расчеты для $Z_н = \text{const}$ дают менее оптимистический результат и заниженный коэффициент запаса по мощности.

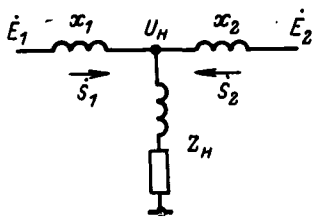


Рис. 1. Схема замещения системы, имеющей две станции (E_1, E_2), работающие на общую нагрузку.
$x_1 = x_{г1} + x_{л1}$; $x_2 = x_{г2} + x_{л2}$.

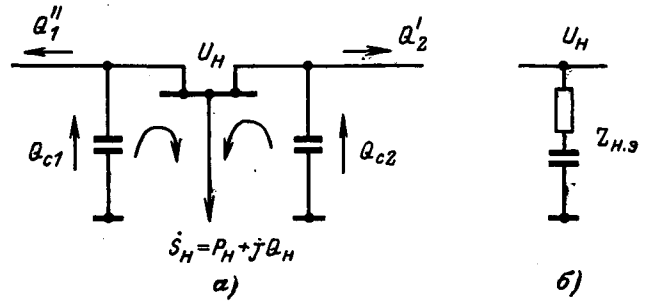


Рис. 2. Узел нагрузки при учете емкостной проводимости линии (*а*), его схема замещения (*б*).

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

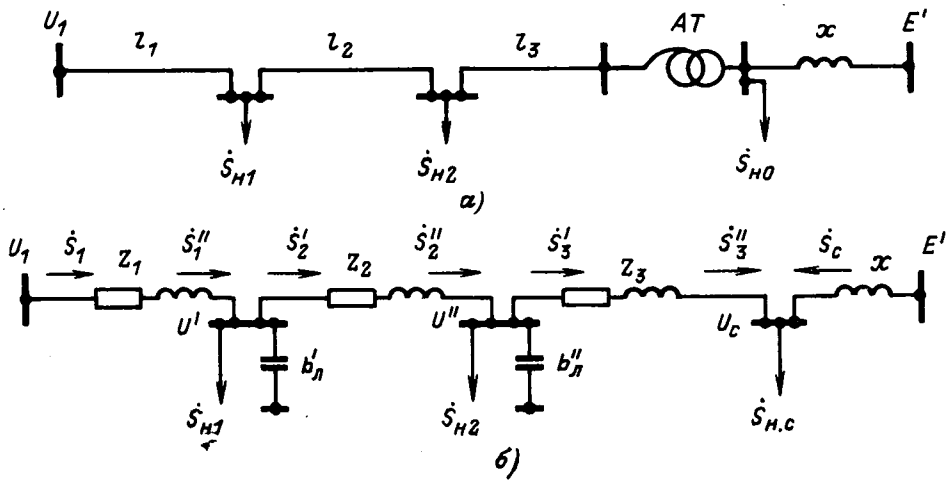


Рис. 3. Схема системы, содержащая ВЛ с промежуточными отборами мощности (*а*), ее схема замещения (*б*).

Приведенные выше соображения проиллюстрируем конкретным примером для системы двух станций (рис. 3), определив пропускную способность электропередачи напряжением 750 *кв*, длиною около 1 000 *км* ($l_1=l_2\approx400$ *км*, $l_3=300$ *км*), которая объединяет источники питания и нагрузки ($S_{н1}$; $S_{н2}$; $S_{н.с}$). Было предположено, что генераторы передающей станции имеют АРВ сильного действия, поддерживающие неизменным напряжение в начале линии ($U_1=1{,}05U_{ном}$), а в приемной системе установлены АРВ пропорционального действия ($E'=$const). Параметры схемы замещения системы и ее исходного режима в относительных единицах ($S_б=2\,000$ *Мва*, $U_б=750$ *кв*):

$$Z_1=0{,}023+j0{,}442;\ Z_2=0{,}017+j0{,}331;$$

$$Z_3=0{,}0213+j0{,}50;\ x=j0{,}12;\ \dot S_{н1}=0{,}35+j0{,}135;$$

$$\dot S_{н2}=0{,}4+j0{,}164;\ \dot S_{н.с}=2{,}5+j1{,}345;$$

$$b'_л=b''_л=+j0{,}349;$$

$$U_1=1{,}05\underline{/48{,}8°};\ U'=1{,}0085\underline{/22°};\ U''=1{,}024\underline{/13{,}4°};$$

$$U_c=1{,}013\underline{/0°};\ E'=1{,}203\underline{/12{,}5°};\ \dot S_1=1{,}1+j0{,}3;$$

$$\dot S''_1=1{,}073-j0{,}221;\ \dot S'_2=0{,}723+j0;$$

$$\dot S''_2=0{,}714-j0{,}17;\ Q_{b''_л}=-j0{,}366;$$

$$Q_{b'_л}=-j0{,}356;$$

$$\dot S'_3=0{,}314+j0{,}032;\ S''_3=0{,}312-j0{,}015;$$

$$\dot S_c=2{,}188+j1{,}36.$$

Активная мощность, выдаваемая удаленной станцией в исходном режиме, $P_{10}=1{,}1$, реактивная мощность ($Q_{10}=+j0{,}3$) была определена на основании расчетов, связанных с выявлением рационального перепада напряжений по концам ВЛ.

Анализ результатов расчета исходного нормального режима дает возможность установить, что баланс реактивной мощности электропередачи выполняется лишь при полном использовании зарядной мощности линии, поэтому включение реакторов не требуется и, кроме того, существенное увеличение потока реактивной мощности Q_{10} невозможно из-за глубокой посадки напряжения на первой промежуточной подстанции.

При задании всех трех нагрузок постоянными сопротивлениями, найденными по параметрам исходного режима, применительно к схеме (рис. 3,*б*) были вычислены собственные и взаимные сопротивления (см. таблицу). Пропускная способность ВЛ, определенная по (5) для указанных выше параметров, а также значений U_1 и E', приведенных выше, оказалась равной $P_{1пр}=1{,}2$.

В случае задания каждой из нагрузок их типовыми статическими характеристиками (4) пропускная способность ВЛ находилась путем последовательного утяжеления режима удаленной станции (разгружалась эквивалентная станция приемной системы) с учетом поддержания неизменными по величине U_1 и E'. В этих условиях пропускная способность электропередачи была определена величиной $P_{1пр.с.х}=1{,}22$ при $P_c=1{,}97$ и $\delta=89{,}25°$, где $\delta=\underline{/\dot U_1 E'}$.

Зависимости $P_1=f(\delta)$ для обоих случаев задания нагрузок даны на рис. 4.

В таблице приведены также значения сопротивлений эквивалентных нагрузок собственных и взаимных сопротивлений ветвей схемы (рис. 3) для предельного режима при условии задания нагрузок статическими характеристиками.

Величина пропускной способности электропередачи, найденная из (5) с учетом значений Z_{11} и Z_{12}, для предельного режима (см. таблицу) оказалась равной 1,23, что подтверждает результаты расчетов путем утяжеления исходного режима.

Следует подчеркнуть, что разница в результатах расчетов пределов по мощности, выполненных при разных способах учета характеристик нагрузок, лежит в пределах их точности и для более сложных схем может быть еще менее ощутима.

Выводы. Если электропередача напряжением 330 *кв* и выше имеет отборы мощности на промежуточных подстанциях, а зарядная мощность линии используется как для выдачи реактивной мощности нагрузке, так и компенсации её потерь то пропускная способность электропередачи может определяться при представлении нагрузок постоянными сопротивлениями. Получаемый при относительно простых расчетах результат будет иметь некоторый запас по сравнению с расчетами при учете нагрузок их статическими характеристиками.

Приложение. Выполнение равенств (6) и (7) для нормального режима электропередачи указывает на то, что в этом режиме реактивная составляющая эквивалентной нагрузки, а следовательно, и реактивное сопротивление, представляющее ее, имеет емкостный характер (8). Соотношение между реактивной мощностью нагрузки узла, заданной статическими характеристиками, и зарядной мощностью участков линии, примыкающих к нему, когда соблюдается это положение и в утяжеленных режимах, найдем, определив величину напряжения (U_k), при котором нагрузка имеет минимальное значение. Этому условию соответствует равенст-

Режим	Параметры, отн. ед.				
	$Z_{н.э1}$	$Z_{н.э2}$	$Z_{н.с}$	Z_{11}	Z_{12}
Нормальный	$2{,}46e^{-j32°}$	$2{,}34e^{-j26{,}7°}$	$0{,}362e^{j28{,}3°}$	$1{,}405e^{j63{,}5°}$	$1{,}487e^{j115{,}2°}$
Предельный	$2{,}038e^{-j21{,}9°}$	$1{,}915e^{-j17{,}5°}$	$0{,}347e^{j27{,}6°}$	$1{,}257e^{j61{,}3°}$	$1{,}558e^{j119{,}8°}$

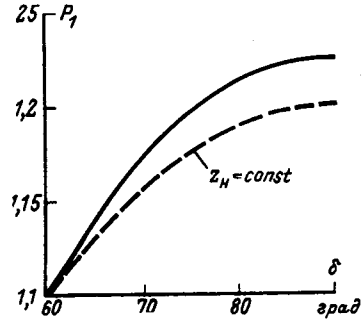


Рис. 4. Зависимости $P_1=f(\delta)$ при задании нагрузок.
—— — статическими характеристиками по напряжению.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

во $\frac{\partial Q_н}{\partial U}=0$, которое применительно к (4), имеет вид:

$$(2b_2U_k+b_1)Q_{н0}=0.$$

Из последнего уравнения находим:

$$U_k=-\frac{b_1}{2b_2};\quad U_k^2=\frac{b_1^2}{4b_2^2}. \qquad (П\text{-}1)$$

Реактивная мощность нагрузки и зарядная мощность участков линии при этом определяются как:

$$Q_{н\,min}=\left(-\frac{b_1^2}{4b_2}+b_0\right)Q_{н0};\qquad Q_c=-\frac{b_1^2}{4b_2^2}Q_{c0},$$

а реактивная мощность эквивалентной нагрузки

$$Q_{н.э}=Q_c+Q_{н\,min}=-\frac{b_1^2}{4b_2^2}Q_{c0}+\left(-\frac{b_1^2}{4b_2}+b_0\right)Q_{н0}=$$

$$=\left[-\frac{b_1^2}{4b_2^2}+\left(-\frac{b_1^2}{4b_2}+b_0\right)\frac{Q_{н0}}{Q_{c0}}\right]Q_{c0}.$$

Следовательно, реактивная составляющая эквивалентной нагрузки будет иметь емкостный характер, если выполняется неравенство

$$-\frac{b_1^2}{4b_2^2}+\left(-\frac{b_1^2}{4b_2}+b_0\right)\frac{Q_{н0}}{Q_{c0}}<0,$$

из которого имеем:

$$Q_{н0}<\frac{b_1^2}{b_2(4b_2b_0-b_1^2)}Q_{c0}. \qquad (П\text{-}2)$$

Подставив численные значения коэффициентов b_0, b_1, b_2 в (П-1) и (П-2), получим: $U_k=0{,}814$; $U^2_k=0{,}663$, а

$$Q_{н0}<0{,}78Q_{c0}. \qquad (П\text{-}3)$$

Покажем, что при выполнении этих условий в утяжеленных режимах сопротивление эквивалентной нагрузки уменьшается, не изменяя характера реактивной составляющей. Пусть в исходном режиме параметры нагрузки равны $P_{н0}$, $U_{н0}$, $Q_{н0}$, причем $Q_{н0}=0{,}75Q_{c0}$, тогда

$$z_{н0}=\frac{U_{н0}^2}{\sqrt{P_{н0}^2+(0{,}75-1)^2Q_{c0}^2}}=$$

$$=\frac{U_{н0}^2}{P_{н0}\sqrt{1+0{,}25^2\left(\frac{Q_{c0}}{P_{н0}}\right)^2}};$$

$$\sin\varphi_{н0}=\frac{-0{,}25Q_{c0}}{P_{н0}\sqrt{1+0{,}25^2\left(\frac{Q_{c0}}{P_{н0}}\right)^2}}.$$

Если при утяжелении режима системы напряжение в узле нагрузки достигнет значения U_k, то в соответствии с (4)

$$Q_{н\,min}=0{,}85Q_{н0}=0{,}85\cdot0{,}75Q_{c0}=0{,}638Q_{c0};$$

$$P_н=0{,}897P_{н0};\quad Q_c=-0{,}663Q_{c0};$$

$$Q_{н.э}=(-0{,}663+0{,}638)Q_{c0}=-0{,}025Q_{c0},$$

откуда

$$z_н=\frac{0{,}814^2U_{н0}^2}{\sqrt{0{,}897^2P_{н0}^2+(-0{,}025Q_{c0})^2}}=$$

$$=\frac{0{,}663U_{н0}^2}{P_{н0}\sqrt{0{,}897^2+0{,}025^2\left(\frac{Q_{c0}}{P_{н0}}\right)^2}};$$

$$\sin\varphi_н=\frac{-0{,}025Q_{c0}}{P_{н0}\sqrt{0{,}897^2+0{,}025^2\left(\frac{Q_{c0}}{P_{н0}}\right)^2}}.$$

В связи с тем, что числитель выражений, определяющих величину и фазу сопротивления нагрузки, уменьшается быстрее знаменателя, то

$$|z_{н0}|>|z_н| \text{ и } |\varphi_{н0}|>|\varphi_н|.$$

Отметим, что при подходе к пределу по мощности напряжение в каких-то узлах может быть ниже U_k. При этом даже в случае выполнения условия (П-3) возможно изменение характера реактивной составляющей эквивалентной нагрузки. Тем не менее это обстоятельство не может изменить сделанных ранее выводов, поскольку в этих условиях предел передаваемой мощности достигнут быть не может из-за нарушения устойчивости нагрузки узлов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1 Основные положения по определению устойчивости электрических систем.— «Электричество», 1963, № 11. Авт.: Азарьев Д. И., Веников В. А., Литкенс И. В. и др.

2. **Жданов П. С.** Устойчивость электрических систем. М., Госэнергоиздат, 1948.

3. **Веников В. А.** Электромеханические переходные процессы в электрических системах. М., «Высшая школа», 1970.

4. Исследование с помощью ЦВМ статической устойчивости сложных автоматически регулируемых электрических систем.— «Электричество», 1967, № 11. Авт.: Веников В. А., Анисимова Н. Д., Мичке Р., Шелухина Т. И.

5. **Качанова Н. А., Макаревич Р. А.** Модификация программы расчета на ЦВМ «Урал-2» установившегося электрического режима сложной энергосистемы для учета статических характеристик нагрузок.— В кн.: Анализ режимов электроэнергетических систем при помощи вычислительных машин. Киев, «Наукова думка», 1967.

6. Под ред. В. А. Веникова. Переходные процессы электрических систем в примерах и иллюстрациях. М., «Энергия», 1967.

7. Под общ. ред. А. М. Некрасова, С. С. Рокотяна. Дальние электропередачи 500 *кв*. М., «Энергия», 1964.

[7.8.1972]

◇ ◇ ◇

УДК 621.3.016.35

Исследование влияния длительного асинхронного хода в электрической системе на устойчивость синхронно работающих генераторов

Инж. В. И. ПУГО

Московский энергетический институт

Асинхронный ход в электрической системе, создавая периодические возмущения для синхронно работающих генераторов, может привести к нарушению их синхронной динамической устойчивости и многочастотному асинхронному ходу в системе. Восстановление синхронизма в системе связано

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

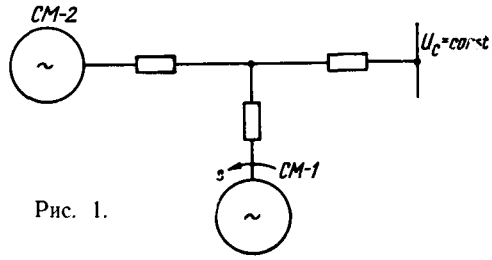


Рис. 1.

в этом случае с разделением системы на отдельные части, работающие с разной частотой, и дальнейшей их ресинхронизацией.

В связи с этим представляет интерес вопрос о допустимости асинхронного хода в электрической системе с точки зрения его влияния на устойчивость синхронно работающих машин и требуемых в связи с этим запасах результирующей устойчивости сложной системы в нормальном режиме. Ранее проведенные исследования влияния длительности асинхронного хода (Ю. М. Шахназарян, М. Г. Портной, А. А. Хачатуров, Д. П. Ледянкин, В. П. Помазкин и др.) позволили получить общие физические представления о причинах изучаемых явлений и разработать методы постановки задачи на АВМ и приближенные расчетные способы оценки допустимости асинхронного хода в системе. С помощью таких расчетных способов решалась поставленная задача для нерегулируемой электрической системы с учетом следующих допущений:

демпферные моменты синхронно работающих машин полагались равными некоторым постоянным коэффициентам;

в ряде случаев принимались упрощенные модели возмущения, создаваемого асинхронным ходом в системе;

устойчивость вынужденных колебаний при асинхронном ходе в системе оценивалась приближенно.

В статье рассматриваются расчетные методы определения допустимости длительного асинхронного хода в электрической системе по условию сохранения устойчивости автоматически регулируемых синхронно работающих генераторов. Математическое описание задачи основывается на упрощенных уравнениях Парка — Горева и оценке условий существования и устойчивости их решений.

При исследовании сложной системы и необходимости получения уточненных результатов задача может быть решена с помощью ЦВМ при достаточно полном математическом описании переходных процессов во всех элементах системы. Учитывая трудоемкость таких расчетов, а также анализа полученных результатов, в ряде практических задач целесообразно выполнять эквивалентирование исследуемой сложной системы и приведение ее к выбранной расчетной модели. Рассматриваемая в статье расчетная схема (рис. 1), где два эквивалентных синхронных генератора работают через линии связи на шины неизменного напряжения, может быть в первом приближении использована как расчетная модель сложной энергосистемы при анализе влияния длительного асинхронного хода на выделенный участок сложной энергосистемы.

Переходные процессы в автоматически регулируемом синхронном генераторе СМ-2 при асинхронном ходе СМ-1 (рис. 1) могут быть описаны следующей системой уравнений [Л. 1 и 2]:

$$T_{J2}\frac{d^2\delta_2}{dt^2}+\beta_2\frac{d\delta_2}{dt}+ +E_1E_{q02}y_{21}[(1+e_{q2}+e_{1q2})\sin\delta_{21}-e_{1d2}\cos\delta_{21}]+ +U_cE_{q02}y_{23}[(1+e_{q2}+e_{1q2})\sin\delta_{23}-e_{1d2}\cos\delta_{23}]=P_{T2}; \quad (1)$$

$$e_{q2}\lambda_2+\dot e_{q2}+\dot e_{1q2}\mu_3+\frac{E_1}{E_{q02}}\mu y_{21}(\cos\delta_{21})+ +\frac{U_c}{E_{q02}}\mu y_{23}(\cos\delta_{23})=\lambda_2F_{e2}; \quad (2а)$$

$$e_{1q2}\lambda_{1q2}+\dot e_{1q2}+\dot e_{q2}\mu_4+\frac{E_1}{E_{q02}}\mu_1y_{21}(\cos\delta_{21})+ +\frac{U_c}{E_{q02}}\mu_2y_{23}(\cos\delta_{23})=0; \quad (2б)$$

$$e_{1d2}\lambda_{1d2}+\dot e_{1d2}+\frac{E_1}{E_{q02}}\mu_2y_{21}(\sin\delta_{21})+ +\frac{U_c}{E_{q02}}\mu_2y_{23}(\sin\delta_{23})=0; \quad (2в)$$

$$F_{e2}=f(e_{qe2}); \quad (3)$$

$$\left(\frac{d}{dt}+\lambda_3\right)e_{qe2}=\frac{\lambda_3}{E_{q02}}\left\{\sum_{\Pi}[k_{0\Pi}(\Pi_0-\Pi_{00})+ +k_{1\Pi}\dot\Pi+k_{2\Pi}\ddot\Pi]\frac{\lambda_{4\Pi}}{\frac{d}{dt}+\lambda_{4\Pi}}\right. . \quad (4)$$

Все обозначения здесь и далее приведены в приложении. Уравнение (3) отражает влияние нелинейности потолочного ограничения возбудителя *СМ-2*. Предполагая решение уравнений (1)—(4) в виде одночастотных периодических функций

$$\left.\begin{aligned}
\delta_2&=a_0+\frac{a_1}{2j}e^{j(st+\varphi_1)};\\
e_{q2}&=b_0+\frac{b_1}{2j}e^{j(st+\varphi_b)};\\
e_{1d2}&=b_{1d0}+\frac{b_{1d1}}{2j}e^{j(st+\varphi_{b1d})};\\
e_{1q2}&=b_{1q0}+\frac{b_{1q1}}{2j}e^{j(st+\varphi_{b1q})};\\
e_{qe2}&=c_0+\frac{a_0}{2}e^{(jst+\varphi_c)};\\
F_{e2}&=F_0+\frac{F_1}{2}e^{j(st+\varphi_{F1})}
\end{aligned}\right\} \quad (5)$$

(при допущении $\delta_1=st$ — установившийся асинхронный ход *СМ-1* со скольжением s), приходим от (1)—(4) к системе трансцендентных уравнений для постоянных составляющих $n=0$ и 1-й гармоники $n=1$:

$$M_{23(0)}+M^{\text{АРВ}}_{23(0)}+M_{21(0)}+M^{\text{АРВ}}_{21(0)}= =P_{T2}+M_{31(0)}+M_{\text{ас}(0)}; \quad (6)$$

$$F_0=f_0(c_0); \quad (7)$$

$$e_0=\sum_{\Pi}k_{0\Pi}(\Pi_0-\Pi_{00}); \quad (8)$$

$$-T_{J2}s^2+\operatorname{Re}M_{23(1)}+\operatorname{Re}M^{\text{АРВ}}_{23(1)}=\frac{1}{a_1}[\operatorname{Re}M_{21(1)}+$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$+\operatorname{Re} M^{\text{АРВ}}_{21(1)}+\operatorname{Re} M_{s1(1)}+\operatorname{Re} M_{ac(1)}]; \quad (9)$$

$$s\beta_2+\operatorname{Im} M_{2s(1)}+\operatorname{Im} M^{\text{АРВ}}_{23(1)}=\frac{1}{a_1}[\operatorname{Im} M_{21(1)}+$$

$$+\operatorname{Im} M^{\text{АРВ}}_{21(1)}+\operatorname{Im} M_{s1(1)}+\operatorname{Im} M_{ac(1)}]; \quad (10)$$

$$F_1=qc_1; \quad (11)$$

$$c_1=\operatorname{Re}\left[\sum_{\Pi} W'_{\Pi}(js)\,\Pi_1 e^{-j\varphi_c}\right]. \quad (12)$$

Уравнения (6), (9), (10) получены из (1), (2) при исключении переменных e_{q2}, e_{1q2}, e_{1d2}. Составляющие электромагнитного момента на валу *СМ*-2, входящие в уравнения (1), (9), (10) и отражающие влияние регулирования возбуждения *СМ*-2 (верхний индекс «АРВ»), могут быть после некоторых преобразований записаны в виде:

$$M^{\text{АРВ}}_{23(0)}=P_{23}\{F_0J_0\sin a_0+J_1a_1\cos a_0\operatorname{Re}Y\}; \quad (13)$$

$$M^{\text{АРВ}}_{21(0)}=P_{21}\Big\{F_0J_1\sin\theta+\frac{a_1}{2}[(J_0+J_2)\sin\theta\operatorname{Im}Y-$$

$$-(J_0-J_2)\cos\theta\operatorname{Re}Y]\Big\}; \quad (14)$$

$$\operatorname{Re}M^{\text{АРВ}}_{23(1)}=P_{23}\{F_02J_1\cos a_0+a_1(J_0-J_2)\sin a_0\operatorname{Re}Y\}; \quad (15)$$

$$\operatorname{Re}M^{\text{АРВ}}_{21(1)}=P_{21}\Big\{F_0(J_0-J_2)\cos\theta-\frac{a_1}{2}J_1[3\sin\theta\operatorname{Re}Y+$$

$$+\cos\theta\operatorname{Im}Y]\Big\}; \quad (16)$$

$$\operatorname{Im}M^{\text{АРВ}}_{21(1)}=P_{21}\Big\{-F_0(J_0+J_2)\sin\theta-$$

$$-\frac{a_1}{2}J_1[\sin\theta\operatorname{Im}Y+\cos\theta\operatorname{Re}Y]\Big\}; \quad (17)$$

$$\operatorname{Im}M^{\text{АРВ}}_{23(1)}=P_{23}2J_1\sin a_0\operatorname{Im}Y, \quad (18)$$

где

$$\theta=a_0+\varphi_1.$$

Составляющие электромагнитного момента нерегулируемого генератора *СМ*-2 при асинхронном ходе *СМ*-1 [без индекса «АРВ» в уравнениях (6), (9), (10)] приведены в [Л. 3]. В уравнениях (13)—(18) величины $\operatorname{Re}Y$ и $\operatorname{Im}Y$ — действительная и мнимая части частотной характеристики

$$Y=\frac{1}{E_{q02}}q[M_1(js)+M_2(js)]\sum_{\Pi}W'_{\Pi}(js)\frac{2j\Pi_2}{a_1}e^{-j\varphi_1}, \quad (19)$$

отражающей действие АРВ.

Определение параметров колебаний *СМ*-2 при асинхронном ходе *СМ*-1 осуществляется совместным решением уравнений (6)—(12) с учетом (13)—(19). Решение (переменные a_0, a_1, φ_1, c_1, c_0, F_0, F_1 при заданном скольжении установившегося асинхронного хода s и заданных параметрах схемы и исходного режима системы) может быть получено с помощью итерационных методов[1]. При вариации значения скольжения s рассчитываются резонансные кривые $a_1(s)$, функции $a_0(s)$, $\varphi_1(s)$, $c_1(s)$, $c_0(s)$, $F_0(s)$ и (при проведении качественного анализа) обобщенные эквивалентные параметры $\omega_э$, $\beta_э$, $A_{f(n)}$ [Л. 1 и 3], характеризующие поведение синхронной машины при колебаниях и отражающие влияние схемы системы, исходного режима и регулирования возбуждения.

Определение параметров колебаний в системе является первой частью решения задачи оценки допустимости асинхронного хода в системе.

Второй частью является выяснение вопроса: не приведут ли колебания с рассчитанными параметрами к нарушению устойчивости синхронно работающих генераторов системы. Эта задача сводится математически к определению устойчивости периодических решений уравнений (1)—(4).

Следуя приближенным методам [Л. 4 и 5] разделения периодических решений по частоте или медленности изменения, определим критерии устойчивости постоянной составляющей (средней точки колебаний) и амплитуды 1-й гармоники колебаний угла ротора *СМ*-2.

Давая малые отклонения постоянным (медленно меняющимся) составляющим Δa_0, Δb_0, Δb_{1q0}, Δb_{1d0}, ΔF_0, Δc_0 и линеаризуя по первому приближению функции смещения (первый член разложения нелинейности в ряд Фурье), запишем из уравнений (1)—(4):

$$T_{J2}p^2\Delta a_0+\beta_2p\Delta a_0+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial\gamma_0}\Delta a_0+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_0}\Delta b_0+$$

$$+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_{1d0}}\Delta b_{1d_0}+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_{1q0}}\Delta b_{1q_0}+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial F_0}\Delta F_0+$$

$$+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial c_0}\Delta c_0=0; \quad (20)$$

$$(p+\lambda_2)\Delta b_0+\mu_3p\Delta b_{1q_0}-\mu B_1p\Delta a_0=\lambda_2\Delta F_0; \quad (21)$$

$$(p+\lambda_{1q2})\Delta b_{1q_0}+\mu_1p\Delta b_0-\mu_1B_1p\Delta a_0=0; \quad (22)$$

$$(p+\lambda_{1d2})\Delta b_{1d_0}+\mu_2B_2p\Delta a_0=0; \quad (23)$$

$$\Delta F_0=\frac{\partial f_0(c_0)}{\partial c_0}\Delta c_0; \quad (24)$$

$$\Delta c_0=\sum_{\Pi}\frac{1}{E_{q02}}W'_{\Pi}(p)\Big[\frac{\partial\Pi_0}{\partial a_0}\Delta a_0+\frac{\partial\Pi_0}{\partial b_0}\Delta b_0+$$

$$+\frac{\partial\Pi_0}{\partial b_{1q0}}\Delta b_{1q_0}+\frac{\partial\Pi_0}{\partial b_{1d0}}\Delta b_{1d_0}+\frac{\partial\Pi_0}{\partial F_0}\Delta F_0+\frac{\partial\Pi_0}{\partial c_0}\Delta c_0\Big], \quad (25)$$

где

$$B_1=\frac{E_1}{E_{q02}}y_{21}\sin\theta+\frac{U_c}{E_{q02}}y_{23}\sin a_0;$$

$$B_2=\frac{E_1}{E_{q02}}y_{21}\cos\theta+\frac{U_c}{E_{q02}}y_{23}\cos a_0.$$

В уравнении (20) функция смещения $M_{\text{пост}}$ соответствует постоянной составляющей электромагнитного момента на валу *СМ*-2, определенной через постоянные (медленно меняющиеся) составляющие переменных a_0, b_0, b_{1q0}, b_{1d0}, F_0, c_0. Вводя для краткости обозначение

$$-\sum_{\Pi}W'_{\Pi}(p)\frac{1}{E_{q02}}=D_1(p), \quad (26)$$

[1] Алгоритм программы для ЦВМ реализует метод Ньютона. При этом начальное приближение задано в виде: $a_0^0\approx\delta_{23(0)}$; $\theta^{(0)}\approx-\pi$; $c_0^0\approx F_0^0\approx0$; a_1^0, c_1^0 — любые малые числа, но не нуль. Расчет начинают от $s_{\text{нач}}=10$—15 *рад/сек*, уменьшая значение s на шаг $\Delta s\approx0{,}1$—$0{,}5$ *рад/сек*. Расчет одной резонансной кривой на ЦВМ «Урал-2» — 5÷7 *мин*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

запишем характеристический определитель системы уравнений (20)—(25) в виде:

$$\begin{vmatrix} \left(T_{J2}p^2+\beta_2 p+\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial a_0}\right) & \frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_0} & \frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_{1q0}} & \frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial b_{1d0}} & \frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial F_0} & \frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial c_0} \\ -p\mu B_1 & (p+\lambda_2) & \mu_3 p & 0 & -\lambda_2 & 0 \\ -p\mu_1 B_1 & \mu_4 p & (p+\lambda_{1q2}) & 0 & 0 & 0 \\ p\mu_2 B_2 & 0 & 0 & (p+\lambda_{1d2}) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & -\frac{\partial f(c_0)}{\partial c_0} \\ D_1(p)\frac{\partial \Pi_0}{\partial a_0} & D_1(p)\frac{\partial \Pi_0}{\partial b_0} & D_1(p)\frac{\partial \Pi_0}{\partial b_{1q0}} & D_1(p)\frac{\partial \Pi_0}{\partial b_{1d0}} & D_1(p)\times\frac{\partial \Pi_0}{\partial F_0} & 1-D_1(p)\times\frac{\partial \Pi_0}{\partial c_0} \end{vmatrix}. \quad (27)$$

Свободный член характеристического уравнения, соответствующего определителю (27),

$$A_n=\left[1-\sum_{\Pi}\frac{1}{E_{q02}}k_{0\Pi}\left(\frac{\partial \Pi_0}{\partial c_0}+\frac{\partial \Pi_0}{\partial F_0}\frac{\partial f_0(c_0)}{\partial c_0}\right)\right]A_5+$$
$$+\sum_{\Pi}\frac{1}{E_{q02}}k_{0\Pi}\frac{\partial \Pi_0}{\partial a_0}\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial F_0}\frac{\partial f_0(c_0)}{\partial c_0}\lambda_2\lambda_{1q_2}\lambda_{1d_2}, \quad (28)$$

где A_5 — свободный член характеристического уравнения, определяющего устойчивость средней точки колебаний нерегулируемого генератора *СМ*-2;

$$A_5=\lambda_2\lambda_{1q_2}\lambda_{1d_2}\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial a_0}. \quad (29)$$

Дальнейшее упрощение A_n может быть проведено для конкретного закона регулирования возбуждения. Например, для $\Pi=\delta_2$

$$A_n=A_5+\frac{k_{0\delta}}{E_{q02}}\frac{\partial M_{\text{пост}}}{\partial F_0}\frac{\partial f_0(c_0)}{\partial c_0}\lambda_2\lambda_{1d_2}\lambda_{1q_2}. \quad (30)$$

Переход через нуль величины A_n означает, что при асинхронном ходе в системе произойдет нарушение устойчивости синхронного генератора в виде апериодического нарастания средней точки колебаний a_0. Условия устойчивости средней точки колебаний по самораскачиванию могут быть определены по любому известному критерию (Рауса, Гурвица, Михайлова) для характеристического уравнения, соответствующего определителю (27).

Рассмотрим теперь условия устойчивости стационарных амплитуд периодических решений, предполагая в некотором приближении, что система уравнений для периодических составляющих колебаний ротора *СМ*-2 при асинхронном ходе *СМ*-1 может быть записана в виде эквивалентного уравнения 2-го порядка [Л. 5]:

$$[p^2+\beta_э p+\omega_э^2]\delta_2=f_\delta e^{j(st-a_0)}, \quad (31)$$

где $f_\delta\approx\frac{A_{f(1)}}{T_{J2}}$ и решение (31) полагается в виде медленно меняющейся функции времени

$$\delta_2=a_1(t)e^{j[st+\varphi_1(t)]}. \quad (32)$$

Подставляя (32) в (31) и давая малые отклонения от состояния равновесия

$$\left.\begin{aligned} a_1&=a_1^{(0)}+\Delta a_1;\\ \varphi_1&=\varphi_1^{(0)}+\Delta\varphi_1,\end{aligned}\right\} \quad (33)$$

получаем характеристическое уравнение

$$A'_0p^2+A'_1p+A'_2=0 \quad (34)$$

со следующими коэффициентами:

$$\left.\begin{aligned} A'_0&=1;\\ A'_1&=\beta_э\left[1+\frac{f_\delta\cos\theta}{4a_1s^2}+\frac{a_1}{4s^2}\frac{\partial s^2}{\partial a_1}\right]+\frac{a_1}{2}\frac{\partial\beta_э}{\partial a_1}+\\ &\quad+\frac{\partial f_\delta}{\partial a_1}\frac{\sin\theta}{2s};\\ A'_2&=\frac{\beta_э}{2}\left[\frac{\beta_э}{2}+\frac{a_1}{2}\frac{\partial\beta_э}{\partial a_1}+\frac{\partial f_\delta}{\partial a_1}\frac{\sin\theta}{2s}\right]+\\ &\quad+\frac{f_\delta\cos\theta}{4s^2}\frac{\partial s^2}{\partial a_1}.\end{aligned}\right\} \quad (35)$$

Переход A'_1 или A'_2 через нуль означает, что при асинхронном ходе в системе вынужденные колебания синхронно работающего генератора с параметрами $a_1^{(0)}$, $\varphi_1^{(0)}$ неустойчивы и произойдет либо переход к устойчивому периодическому движению с другими параметрами (возможность многозначности решения системы (1)—(4) отражает гистерезисный характер резонансных кривых), либо нарушение устойчивости синхронно работающего генератора. Последнее соответствует нарушению условия

$$\beta_э\geqslant 0, \quad (36)$$

что практически для автоматически регулируемого генератора означает, что настройка АРВ выбрана за границей области устойчивости.

При выполнении условия (36) минимальный (критический) уровень возмущения, при котором происходит нарушение устойчивости синхронно работающего генератора при установившемся асинхронном ходе в системе, соответствует переходу A_n через нуль. Под уровнем возмущения понимается любой параметр схемы, АРВ, доаварийного режима системы, который оказывает значительное влияние и установление критических значений которого является целью проводимого в каждом конкретном случае исследования допустимости асинхронного хода. В качестве уровня возмущения могут быть приняты: возбуждение асинхронно идущей машины E_{q_1}, взаимная проводимость асинхронно идущей и исследуемой машины, коэффициенты настройки регуляторов возбуждения, нагрузки синхронных машин в доаварийном режиме. Уровни возмущения определяют координаты для построения границы области результирующей устойчивости при асинхронном ходе в системе. Определение критических уровней возмущения осуществляется с помощью расчета серии резонансных кривых при постепенном нарастании уровня возмущения до критических значений, когда для резонансной частоты выполняется условие

$$A_n=0. \quad (37)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

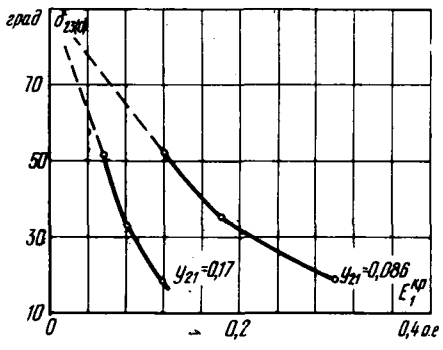


Рис. 2.

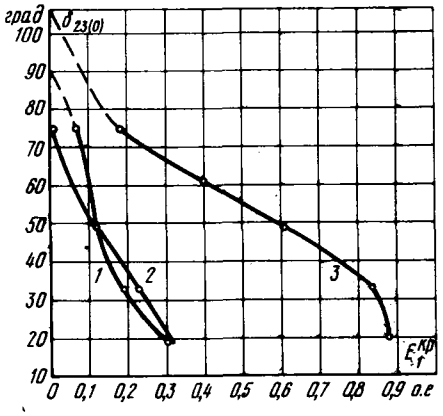


Рис. 3.

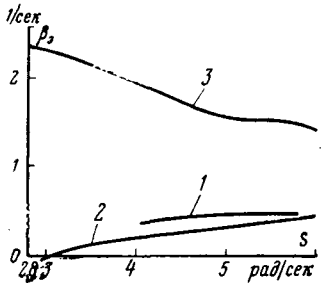


Рис. 4.

Учитывая (28) и (37), можно сказать, что критические уровни возмущения и запасы устойчивости определяются параметрами вынужденных колебаний, а также параметрами схемы, АРВ, доаварийного и аварийного режимов системы. Эти взаимосвязи в общем случае представляют собой сложные функции, в связи с чем для получения уточненных оценок необходимо проведение серии расчетов.

Такие расчеты показывают, что критические уровни возмущения $E^{кр}_1$ будут тем больше, чем меньше нагрузка синхронно работающих генераторов в доаварийном режиме $\delta_{23(0)}$ и чем меньше взаимная проводимость y_{21} между синхронно работающей и асинхронно идущей машинами (рис. 2).

Вопрос о способе выбора типа и настройки АРВ с целью ограничения амплитуды колебаний угла положения ротора и повышения запаса устойчивости при асинхронном ходе рассматривался в [Л. 6], где было предложено обеспечить определенные фазовые соотношения между колебаниями составляющей э. д. с. от регулирования возбуждения и составляющей момента возмущения от асинхронного хода.

Такой способ выбора АРВ может быть реализован на АВМ в соответствии с общей методикой исследования вторичной устойчивости при асинхронном ходе, предложенной Д. П. Ледянкиным, В. П. Помазкиным. Этот способ может быть также применен с помощью проведения серии экспериментов на физической модели. В статье рассматривается способ выбора типа и настройки АРВ с помощью расчетных методов [Л. 2], которые для данной задачи дают возможность в первом приближении качественно сопоставить различные варианты и выбрать наилучший с точки зрения обеспечения необходимых запасов устойчивости. При необходимости получения уточненных результатов проводится серия расчетов по определению критических уровней возмущения при различных вариантах регулирования возбуждения.

В соответствии с общими физическими соображениями можно сказать, что критические уровни возмущения будут тем больше, чем лучше демпфирующие свойства синхронно работающих генераторов. Последние в общем случае определяются параметрами роторных обмоток и типом АРВ и могут быть численно оценены эквивалентным коэффициентом демпфирования $\beta_э$, который для автоматически регулируемого генератора имеет вид:

$$\beta_э = -\frac{P_{23}}{T_{j2}\, s}\left\{\left(\frac{2I_1}{a_1}\right)^2 [\operatorname{Im} L_d(js)\sin^2 a_0 + \operatorname{Im} L_q(js)\cos^2 a_0] + \frac{2I_1}{a_1}\sin a_0 \operatorname{Im} Y\right\}. \quad (38)$$

Использование обобщенного параметра $\beta_э$ позволяет провести качественное сравнение различных вариантов схемы, параметров генератора и его АРВ для оценки критических уровней возмущения. На рис. 3 представлены расчетные границы областей устойчивости больших вынужденных колебаний синхронной машины (нерегулируемой — кривая *1*, с АРВ пропорционального действия — кривая *2* и АРВ сильного действия — кривая *3*) при установившемся асинхронном ходе в системе, а на рис. 4 — коэффициент $\beta_э$ для тех же вариантов АРВ и исходного режима $\delta_{23(0)}=55°$. Очевидно, что чем больше коэффициент $\beta_э$, тем больше критические уровни возмущения и шире зона устойчивой работы синхронной машины при том же исходном режиме и асинхронном ходе в системе. При расчетах первого приближения и необходимости проведения качественных сопоставлений по величине $\beta_э$ в выражении (38) может быть принято $a_1 \to 0$, т. е. расчет $\beta_э$ проведен в линейном приближении для интересующего диапазона возможных скольжений асинхронно идущего генератора.

При сравнении различных настроек и параметров регулятора возбуждения сильного действия качественное сопоставление вариантов может быть в первом приближении проведено не по полному коэффициенту $\beta_э$, а по величине мнимой частотной характеристики $\operatorname{Im} Y$, которая для АРВ сильного действия существенно больше характеристик $\operatorname{Im} L_d(js)$, $\operatorname{Im} L_q(js)$. Чем больше величина $\operatorname{Im} Y$, определяющая демпфирующее действие регулятора возбуждения, тем больше критические уровни возмущения и запасы устойчивости при асинхронном ходе в системе. На рис. 5 представлены в качестве расчетного примера частотные характеристики $\operatorname{Im} Y$ (кривые *1* и *2*), зависимости коэффициентов демпфирования $\beta_э(s)$ (кривые *1′* и *2′*) и резонансные кривые $a_1(s)$ (кривые *1″* и *2″*) для двух вариантов настройки АРВ.

Кривые *1*, *1′* и *1″* соответствуют первой настройке:

$$k_{0u} = 37{,}5\ \frac{\text{ед. возб. х. х}}{\text{ед. напр.}};\quad k_{1\delta} = 0;$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

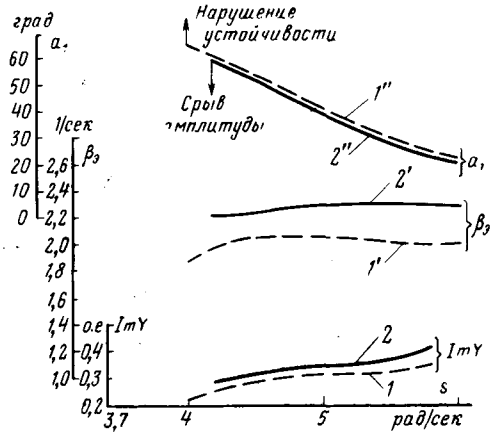


Рис. 5.

$$k_{2\delta} = 1{,}5\ \frac{\text{ед. возб. х. х}}{\text{рад/сек}^2};$$

кривые *2*, *2'* и *2''* соответствуют второй настройке:

$$k_{0u} = 37{,}5\ \frac{\text{ед. возб. х. х.}}{\text{ед. напр.}};\quad k_{1\delta} = 0{,}5\ \frac{\text{ед. возб. х. х.}}{\text{рад/сек}};$$

$$k_{2\delta} = 1{,}5\ \frac{\text{ед. возб. х. х.}}{\text{рад/сек}^2}.$$

При первой настройке происходит вторичное нарушение устойчивости синхронного генератора при скольжении асинхронного хода, соответствующем резонансной частоте; при второй настройке происходит срыв амплитуды, и генератор остается в синхронизме при прохождении резонансных частот.

Выводы. 1. Допустимость установившегося асинхронного хода в автоматически регулируемой электрической системе по условию сохранения устойчивости синхронно работающих генераторов может быть оценена по предлагаемой расчетной методике.

2. Качественное сопоставление и выбор в первом приближении типа и настройки АРВ могут быть осуществлены по величине эквивалентного коэффициента демпфирования $\beta_э$ и частотной характеристики Im *Y*.

Приложение. Принятые в статье обозначения:

$$e_{q2} = \frac{E_{q2} - E_{q02}}{E_{q02}};\quad e_{1q2} = \frac{i_{1d}x_{a1d}}{E_{q02}};$$

$$e_{1d2} = -\frac{i_{1q}x_{a1q}}{E_{q02}}$$

— относительные э. д. с. в обмотке возбуждения, продольной и поперечной демпферных обмотках *СМ-2*; $F_{e2}(e_{qe2}) = (E_{qe2} - E_{q02})/E_{q02}$ — относительная э. д. с. от действия регулирования возбуждения *СМ-2*; E_{q02}, U_c — э. д. с. *СМ-2* в исходном (доаварийном) режиме и напряжение шин;

$$\lambda_2 = \frac{r_{f2}}{x'_{ffd2}};\quad \lambda_{1q2} = \frac{r_{1d2}}{x'_{11d2}};\quad \lambda_{1d2} = \frac{r_{1q2}}{x'_{11q2}};$$

$$\mu = \frac{x^2_{afd2}}{x'_{ffd2}};\quad \mu_3 = \frac{x'_{f1d2}x_{afd2}}{x_{a1d2}x'_{ffd2}};\quad \mu_1 = \frac{x^2_{a1d2}}{x'_{11d2}};$$

$$\mu_4 = \frac{x'_{f1d2}}{x_{afd2}}\,\frac{x_{a1d2}}{x'_{11d2}};\quad \mu_2 = \frac{x^2_{a1q2}}{x'_{11q2}};$$

$$x'_{ffd2} = x_{ffd2} - x^2_{afd2}y_{22};\quad x'_{f1d2} = x_{f1d2} - x_{afd2}x_{a1d2}y_{22};$$

$$x'_{11d2} = x_{11d2} - x^2_{a1d2}y_{22};\quad x'_{11q2} = x_{11q2} - x^2_{a1q2}y_{22};$$

$$\lambda_3 = \frac{1}{T_e};\quad \lambda_{4\Pi} = \frac{1}{T_{p\Pi}};$$

β_2 — коэффициент механического демпфирования; $П$ — параметр регулирования; $П_0$ — постоянная составляющая $П$; $П_1$ — комплексная амплитуда 1-й гармоники $П$; $W_{\Pi}(p)$ и $W_{\Pi}(js)$ — операторная функция и частотная характеристика ($p=js$) возбудителя и АРВ по каналу параметра $П$:

$$W'_{\Pi}(p) = \frac{\lambda_3\lambda_{4\Pi}}{(p+\lambda_3)(p+\lambda_{4\Pi})}\,(k_{0\Pi} + pk_{1\Pi} + p^2k_{2\Pi});$$

$$M_1(js) + M_2(js) = \frac{\lambda_2\lambda_{1q2} + js\lambda_2(1-\mu_4)}{[-s^2(1-\mu_3\mu_4) + \lambda_2\lambda_{1q2}] + js(\lambda_2 + \lambda_{1q2})}$$

— частотная характеристика, отражающая влияние обмотки возбуждения и продольной демпферной обмотки на действие регулирования возбуждения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Литкенс И. В., Пуго В. И.** Исследование синхронной устойчивости генератора при наличии установившегося асинхронного хода в системе.— «Изв. АН Латв. ССР. Сер. физических и технических наук», 1970, № 5.

2. **Литкенс И. В.** Определение запаса статической устойчивости послеаварийного режима и пути его увеличения.— «Электричество», 1969, № 4.

3. **Литкенс И. В., Пуго В. И.** Асинхронный ход в сложной системе как гармоническое возмущение синхронной машины.— «Электричество», 1971, № 11.

4. **Попов Е. П., Пальтов И. П.** Приближенные методы исследования нелинейных автоматических систем, М., Физматгиз, 1960.

5. **Литкенс И. В.** Условия устойчивости нелинейных колебаний регулируемой синхронной машины.— В кн.: Доклады научно-технической конференции по итогам научно-исследовательских работ за 1968—1969 гг. МЭИ, 1969.

6. **Ледянкин Д. П., Помазкин В. П.** Использование регулирования возбуждения синхронного работающего генератора для повышения его запаса устойчивости при асинхронном ходе в электрической системе.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1972, № 2.

[9.11.1972]

◇ ◇ ◇

УДК 621.3.016.3

Эквивалентирование нагрузок электрических систем при исследованиях статической и динамической устойчивости

Доктор техн. наук Ф. Г. ГУСЕЙНОВ, канд. техн. наук Н. Р. РАХМАНОВ

АзНИИэнергетики

Нагрузка электрической системы представляет собой совокупность многочисленных потребителей электроэнергии, обладающих различными статическими и динамическими характеристиками и питающихся от узловых точек энергосистемы. Эти узлы комплексных нагрузок (КН) обычно обладают большой мощностью, и процессы в них оказывают существенное влияние на систему. Существующие

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

способы моделирования и эквивалентирования КН еще не всегда могут правильно отразить статические и динамические характеристики реальных нагрузок, а следовательно, оценить их влияние на результаты анализа установившихся и переходных режимов в электрической системе.

В статье приводятся результаты исследований по эквивалентированию КН и показана методика определения уточненных значений параметров и характеристик эквивалентных элементов нагрузки в статических и динамических режимах.

Основные направления в эквивалентировании нагрузок электрических систем. При разработке инженерной методики эквивалентирования КН могут рассматриваться два направления.

Первое из них основано на полной математической модели КН. При этом узел КН рассматривается как состоящий из ряда «подузлов», представляющих собой совокупность однородных по режиму работы потребителей электроэнергии. Задача эквивалентирования нагрузки системы в данном случае решается из анализа совокупности уравнений этих «подузлов». Эквивалентирование нагрузки таким путем сопряжено с большими трудностями из-за неопределенности числа и структуры ее «подузлов».

Второе направление основано на использовании экспериментальных статических характеристик узла нагрузки по напряжению или частоте. Из качественного анализа состава КН устанавливается возможность ее представления совокупностью типовых эквивалентных потребителей. Параметры этих потребителей определяются из условия сохранения статических характеристик узла нагрузки.

В большинстве случаев комплексный узел нагрузки может быть представлен тремя типовыми элементами — эквивалентными синхронным и асинхронным двигателями и неизменным активным сопротивлением. Ниже рассматривается эквивалентная модель узла нагрузки в виде этих трех эквивалентных элементов. Однако изложенная методика легко может быть распространена также и на случаи представления нагрузки четырьмя и более элементами в зависимости от особенностей узла нагрузки.

Эквивалентирование комплексной нагрузки в статическом режиме. Статические характеристики нагрузки обычно представляются в виде графической зависимости активных и реактивных мощностей от напряжения и частоты.

Это обстоятельство затрудняет качественный анализ происходящих в системе процессов и эквивалентирование нагрузок при решении сложных общесистемных задач. В связи с этим приобретает важное значение определение аналитических выражений для статических характеристик системной нагрузки.

Такие выражения целесообразно получить на основе эквивалентирования КН синхронным и асинхронным двигателями и пассивным сопротивлением, так как при этом аналитические выражения будут отражать в себе в какой-то мере также и качественную сторону процессов в реальной КН. При этом общая активная и реактивная мощности узла нагрузки заменяются суммой активных и реактивных мощностей эквивалентных синхронного и асинхронного двигателей и неизменного сопротивления.

Аналитические выражения активной и реактивной мощностей для каждого из этих эквивалентных элементов модели нагрузки могут быть составлены по их схемам замещения. При этом все параметры этих схем замещения приняты постоянными. Учтена только зависимость индуктивностей намагничивания синхронного и асинхронного двигателей от напряжения в соответствии с кривыми намагничивания.

Таким образом получена следующая математическая модель для комплексной нагрузки [Л. 1]:

$$P = P_{2н}\left(\frac{1-\frac{S_н}{k_и^{\alpha_1}}}{1-S_н}\right)^{\beta+1} + P_{0н}k_и^2 + \Delta P_{1н}\frac{1}{k_и^{\alpha_1}} + \Delta P_{0н}k_и^{\alpha_2} + P_{3н}k_и^2 + P_{сн}; \quad (1)$$

$$Q = Q_{0н}k_и^4 + \Delta Q_{1н}\frac{1}{k_и^{\alpha_1}} + \Delta Q_{0н}k_и^{\alpha_2} - Q_{1сн}\left(\frac{k_и^4 - b^2}{1-b^2}\right)^{0,5} + Q_{2сн}k_и^3. \quad (2)$$

Для определения коэффициентов в выражениях (1) и (2), соответствующих конкретному узлу нагрузки, разработаны алгоритм и программа, использующие метод наименьших квадратов. По значениям найденных коэффициентов (1) и (2) устанавливается соотношение мощностей асинхронной, синхронной и статической составляющих нагрузки, входящих в состав эквивалентируемого узла. Так, например, для типовой КН системы Азглавэнерго установлено, что ее синхронная составляющая по статическим характеристикам будет 16%, а по фактическому расчету — 18% от суммарной нагрузки. Отметим, что применяемые синхронные двигатели имеют большую мощность и поддаются точному учету в системе, а поэтому их суммарная мощность может быть определена достаточно точно.

Из условия инвариантности не только полных мощностей, но и составляющих мощностей по (1) и (2) получены выражения для определения параметров эквивалентных синхронного и асинхронного двигателей и неизменного сопротивления. Так, для эквивалентного синхронного двигателя

$$x_d = \frac{1}{Q_{2сн}k_и}; \quad (3)$$

$$x_q = \frac{(k_и^2 + r_s P_{сн})\operatorname{tg}\delta_э + (Q_{1сн} - Q_{2сн})r_s}{P_{сн} - (Q_{1сн} - Q_{2сн})\operatorname{tg}\delta_э}; \quad (4)$$

$$x_s = \frac{(\Delta Q_{1н} + \Delta Q_{0н})S_c}{S_0^2 + S_c^2}; \quad (5)$$

$$r_s = \frac{(\Delta P_{1н} + \Delta P_{0н})S_c}{S_a^2 + S_c^2}; \quad (6)$$

$$\delta_э = \operatorname{arctg}\frac{P_{сн}}{Q_{1сн}}; \quad (7)$$

$$E_э = \frac{P_{сн}}{Q_{2сн}\sin\delta_э}. \quad (8)$$

Аналогично для эквивалентного асинхронного двигателя

$$r_m = \frac{P_{0н}}{(P_{0н}^2 + Q_{0н}^2 k_и^4)S_a}; \quad (9)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$x_m = \frac{Q_{0н} k_и^2}{(P_{0н}^2 + Q_{0н}^2 k_и^4) S_а}; \quad (10)$$

$$r_1 = \frac{\Delta P_{0н}}{(P_{0н}^2 + Q_{0н}^2) S_а}; \quad (11)$$

$$x_1 = \frac{\Delta Q_{0н}}{(P_{0н}^2 + Q_{0н}^2) S_а}. \quad (12)$$

В (5)—(12) $S_а$ и $S_с$ — полные мощности асинхронной и синхронной нагрузок, определяемые из (1) и (2).

Вычислив по (9)—(12) значения r_m, x_m, r_1 и x_1, можно найти r_2, x_2 и s из решения следующих уравнений:

$$\frac{\Delta P_{1н}}{\Delta Q_{1н}} = \frac{r_1 + r_2}{x_1 + x_2}; \quad (13)$$

$$\frac{(S_а^2 + S_с^2) P_{2н}}{S_а^2 \Delta P_{1н}} = \frac{r_2/s}{r_1 + r_2}; \quad (14)$$

$$\frac{(S_а^2 + S_с^2) P_{2н}}{S_а^2 \Delta Q_{1н}} = \frac{r_2/s}{x_1 + x_2}. \quad (15)$$

Выражения (3), (4), (9) и (10), по которым определяются параметры ветви намагничивания эквивалентного синхронного и асинхронного двигателей, учитывают зависимость их от $k_и$ (от насыщения). Значение $k_и$ здесь выбирается в зависимости от особенностей решаемой задачи. Так, например, при расчетах динамической устойчивости системы нас интересует область изменения напряжения значительно меньше номинального, и для определения ненасыщенных значений x_d, x_q, r_m, x_m в выражения (3), (4), (9) и (10) необходимо подставить $k_и = 0{,}9$.

Эквивалентирование нагрузки в динамическом режиме. При переходных режимах в электрической системе процессы в КН также могут быть достаточно точно определены на основе эквивалентных элементов — синхронного и асинхронного двигателей. Эти эквивалентные элементы могут быть представлены в виде математической или физической модели в зависимости от средства решения задачи.

При исследованиях неустановившихся режимов системы на расчетных столах переменного тока поведение нагрузки удобно учитывать по ее динамическим характеристикам. Эти характеристики могут быть получены путем расчета переходных процессов эквивалентной нагрузки исследуемой системы. Для этой цели разработаны алгоритм и реализующая его программа.

Эквивалентные синхронный и асинхронный двигатели нагрузки представлены дифференциальными уравнениями Парка — Горева. Все коэффициенты этих уравнений определены нами выше. Исключение составляют постоянные инерции эквивалентных двигателей. Они могут быть определены или на основе частотных характеристик системы [Л. 2], или путем качественного анализа состава КН. Нами принято, что постоянные инерции эквивалентной нагрузки определены одним из известных способов и заданы [Л. 3 и 6].

Рис. 1.

Эквивалентирование нагрузки системы Азглавэнерго. Изложенная выше методика, алгоритм и программа определения параметров и характеристик эквивалентной нагрузки электрической системы были использованы при эквивалентировании типовой КН системы Азглавэнерго.

На рис. 1 приведены экспериментальные статические характеристики этой нагрузки, для которых получены следующие аналитические выражения:

$$P = 0{,}61\left(\frac{1 - \frac{0{,}02}{k_и^4}}{1 - 0{,}02}\right)^3 + 0{,}06k_и^2 + 0{,}06\frac{1}{k_и^4} + 0{,}015k_и^{15} + 0{,}06k_и^2 + 0{,}19; \quad (16)$$

$$Q = 1{,}62k_и^4 + 0{,}246\frac{1}{k_и^4} + 0{,}19k_и^{15} + 0{,}42k_и^3 - 1{,}48\left(\frac{k_и^4 - b^2}{1 - b^2}\right)^{0{,}5}. \quad (17)$$

Для установления степени совпадения по выражениям (16) и (17) вычислены значения мощностей P и Q (рис. 1).

Из выражений (3)—(15) найдены значения параметров эквивалентных элементов модели нагрузки:

для синхронного двигателя

$x_d = x_q = 2{,}63$; $r_s = 0{,}025$; $x_s = 0{,}101$; $E_э = 3{,}6$; $\delta_э = 11°20'$;

для асинхронного двигателя

$r_1 = 0{,}012$; $x_1 = 0{,}151$; $r_m = 0{,}085$; $x_m = 1{,}39$; $r_2 = 0{,}133$; $x_2 = 0{,}232$.

При этих значениях параметров решены на ЦВМ уравнения электромеханических переходных процессов эквивалентной синхронной и асинхронной нагрузок для десяти вариантов скачкообразного понижения напряжения, начиная от номинального напряжения. Шаг понижения равен $0{,}1U_н$.

Результаты каждого варианта расчета печатались в виде значений i_d, i_q, i_f, i_D, i_Q, δ, s, p, q, по которым строились соответствующие кривые зависимости во времени [Л. 3 и 6].

В качестве примера по результатам расчета электромеханических переходных процессов асинхронной нагрузки построены (рис. 2) характеристики изменения скольжения для различных моментов времени и напряжений на шинах нагрузки.

С целью сравнения этих характеристик с типовыми динамическими характеристиками проведен расчет значений скольжений через 0,7 *сек* после снижения напряжения от $U_н$ до $0{,}8U_н$ по кривым [Л. 4] и (рис. 2). Это скольжение составляет по типовым динамическим характеристикам [Л. 4] $1{,}7s_0$, а по кривым рис. 2 — $1{,}3s_0$.

Как видно, в рассчитанном нами случае скольжение изменяется медленнее, чем по типовым динамическим характеристикам. Такое отличие в характере изменения скольжения эквивалентной асинхронной нагрузки объясняется существенным отличием ее параметров от параметров типового асинхронного двигателя и учетом электромагнитных процессов при расчете электромеханических процессов.

Динамические характеристики эквивалентной нагрузки используются, как известно, при расчетах динамической устойчивости энергосистемы.

Анализ результатов расчета динамической устойчивости объединенной системы Закавказья при точном учете динамических характеристик нагрузки. Расчеты были выполнены для случая представления объединенной системы в виде эквивалентной четырехмашинной системы. Методика эквивалентирова-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

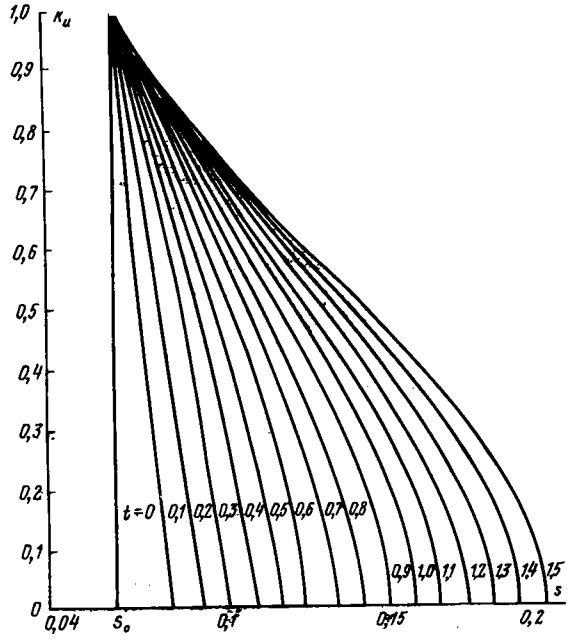


Рис. 2.

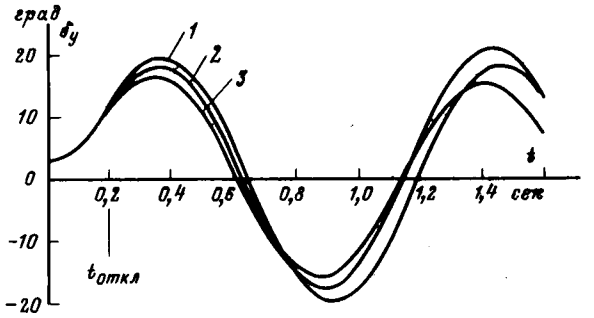


Рис. 3.

ния, определения параметров схемы, а также принятые ограничения и допущения при эквивалентировании освещены в [Л. 5].

С целью сравнения и оценки полученных результатов расчеты динамической устойчивости системы проводились при эквивалентировании нагрузки тремя методами: в виде постоянного сопротивления, по типовым характеристикам [Л. 4] и характеристиками, предложенными в данной статье.

Для всех вариантов представления нагрузок был принят единый исходный режим системы. Динамическая устойчивость системы была рассчитана в случае короткого замыкания на одной из ВЛ 220 *кв* вблизи шин отправной станции с ее последующим отключением через 0,2 *сек*.

На рис. 3 приведены кривые изменения относительных углов этой ВЛ для рассматриваемых трех вариантов представления нагрузок: в виде постоянного сопротивления (кривая *1*), по типовым характеристикам (кривая *2*) и по предлагаемым в этой работе (кривая *3*).

На основе анализа результатов этих расчетов установлено, что даже первый максимум относительного угла качания при учете нагрузок по предложенным характеристикам отличается от соответствующего угла при представлении нагрузок типовыми динамическими характеристиками более чем на 10%.

Выводы. 1. Показана методика эквивалентирования КН электрической системы в статическом и динамическом режимах. Эквивалентная нагрузка рассматривается в виде трех элементов — синхронного и асинхронного двигателей и неизменного сопротивления.

2. Установлены аналитические выражения статистических характеристик нагрузок в интервале изменения напряжения $(0{,}8—1{,}1)\,U_н$.

3. Получены выражения для определения параметров эквивалентных элементов модели нагрузки и показано, что значения этих параметров значительно отличаются от параметров типовых асинхронных и синхронных двигателей.

4. Показана методика расчета динамических характеристик КН на основе эквивалентной синхронной и асинхронной нагрузок.

5. Проведены исследования по эквивалентированию нагрузки системы Азглавэнерго; определены аналитические выражения статических характеристик, параметры и динамические характеристики эквивалентной модели нагрузки.

6. Установлено, что при учете поведения нагрузки в расчетах динамической устойчивости по предложенным уточненным характеристикам величина относительного угла исследуемой ВЛ может существенно отличаться от соответствующего угла при представлении нагрузки типовыми динамическими характеристиками.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р.** О статических характеристиках комплексной нагрузки электрической системы.— «Труды АзНИИЭ», 1967, т. XVII.

2. **Маркович И. М.** Режимы энергетических систем. М., Госэнергоиздат, 1963.

3. **Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р.** Расчет на ЦВМ электромеханических переходных процессов эквивалентной асинхронной нагрузки электрических систем.— «Изв. вузов. Энергетика», 1969, № 8.

4. **Азарьев Д. И.** Математическое моделирование электрических систем. М.— Л., Госэнергоиздат, 1962.

5. **Гусейнов Ф. Г.** Некоторые вопросы энергетических систем и их режимов. Баку, 1963.

6. **Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р.** Исследование на ЭВМ электромеханических переходных процессов эквивалентной синхронной нагрузки электрических систем.— «За технический прогресс», 1967, № 10.

[20.9.1971]

◇ ◇ ◇

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.995.001.24

К расчету электрических характеристик сложных заземлителей

Доктор техн. наук, проф. А. И. ЯКОБС

Всесоюзный научно-исследовательский институт электрификации сельского хозяйства

В технической литературе достаточно полно изложены теоретическое обоснование метода наведенного потенциала, основанный на этом методе алгоритм для расчета электрических характеристик сложных заземлителей и числовые оценки некоторых погрешностей, обусловленных совокупностью всех допущений метода [Л. 1—5]. Применительно к расчету сопротивления сложного заземлителя и потенциала в заданной точке на поверхности земли наиболее подробно были рассмотрены общие погрешности и погрешности, связанные с допущением о двухслойности земли [Л. 5]. Тем самым были косвенно оценены и погрешности, вызванные основными допущениями, принятыми при разработке алгоритма для расчета электрических характеристик сложных заземлителей по методу наведенного потенциала. Однако ни в одной из опубликованных работ, посвященных методу наведенного потенциала, не было дано достаточно полного анализа возможных погрешностей, связанных с допущениями о законах изменения линейной плотности тока, стекающего с элементов сложных заземлителей.

Цель статьи — восполнить имеющийся пробел и проанализировать влияние допущений о законах изменения линейной плотности тока элементов сложных заземлителей на погрешность при расчете сопротивления растеканию и потенциала в произвольной точке поверхности земли в зоне растекания тока заземлителя.

Допущения о законах изменения линейной плотности тока элементов заземлителей, расположенных в неоднородной (многослойной) земле, были впервые сформулированы в [Л. 6] и сводились к следующему.

1. Линейная плотность тока вертикального элемента, пересекающего границу раздела между слоями, изменяется вдоль элемента прямо пропорционально удельной проводимости слоев.

2. Если вертикальный элемент лежит целиком в пределах слоя с однородной удельной проводимостью, то линейная плотность тока одинакова по всей его длине.

3. Линейная плотность тока горизонтального элемента, целиком расположенного в слое с однородной удельной проводимостью, одинакова по всей его длине.

В [Л. 1] было показано, что изменение линейной плотности тока вертикального элемента по его длине строго соответствует 1-му и 2-му допущениям лишь в идеализированном случае, когда вертикальный элемент имеет форму вытянутого полуэллипсоида вращения и выходит на поверхность земли, а удельная электрическая проводимость земли (проводящего полупространства) постоянна вдоль поверхности тока, стекающего с вертикального элемента, и изменяется лишь вдоль эквипотенциальной поверхности. В действительности форма вертикальных элементов и электрическая структура земли отличаются от указанных выше идеализаций. Поэтому 1-е и 2-е допущения неизбежно приводят к погрешностям, величина которых применительно к расчету собственного сопротивления вертикального элемента была оценена в [Л. 6] и не превышает нескольких процентов.

Для количественной оценки погрешности, вносимой третьим допущением, был использован известный прием, заключающийся в последовательном разбиении одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя на ряд равных участков, каждый из которых рассматривается как самостоятельный элемент. При этом одиночный заземлитель становится как бы сложным (многоэлементным) и расчет его электрических характеристик в двухслойной земле выполняется с помощью ЦВМ по алгоритму [Л. 4], в котором для определения собственных и взаимных сопротивлений элементов применен метод наведенных (средних) потенциалов.

Сопротивление R заземлителя находится как частное от деления потенциала $\varphi_з$ заземлителя на ток I, стекающий с заземлителя в землю:

$$I = \sum_{k=1}^{n} I_k, \qquad (1)$$

где I_k — ток, стекающий в землю с k-го элемента. Значения $I_1 \div I_n$ определяются решением системы уравнений:

$$\varphi_з = \sum_{k=1}^{n} \alpha_{jk} I_k \text{ при } j = 1 \div n, \qquad (2)$$

где α_{jk} — взаимное сопротивление элементов с номерами j и k (при $j \neq k$) и собственное сопротивление элементов (при одинаковых индексах).

Потенциал в заданной точке M на поверхности земли в соответствии с принципом наложения рассчитывается по выражению:

$$\varphi_M = \sum_{k=1}^{n} \alpha_{Mk} I_k, \qquad (3)$$

где α_{Mk} — взаимное сопротивление точки M и элемента с номером k.

Собственные и взаимные сопротивления элементов рассчитываются при допущении об однородности линейной плотности тока в пределах каждого элемента (аналогичное допущение, как указывалось выше, было принято и при расчете электрических характеристик исходного одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя, не разбитого на участки — элементы). Однако при переходе от одного участка (элемента) заземлителя к последующему линейная плотность тока изменяется скачком. При этом увеличение числа разбиений исходного заземлителя на одинаковые элементы приведет к асимптотическому приближению рассчитываемого закона изменения линейной плотности тока по длине заземлителя к закону, который был бы найден точным решением краевой задачи об электрическом

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

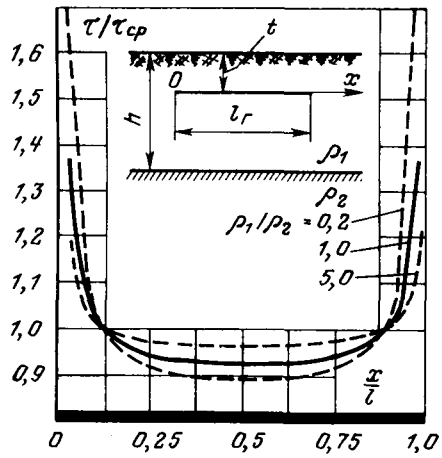


Рис. 1. Характерное распределение τ-линейной плотности тока в относительных единицах (за базовое принято среднее значение $\tau_{ср}$) вдоль горизонтального заземлителя, разбитого на 40 равных участков, с диаметром 0,02 *м* при различной неоднородности электрической структуры двухслойной земли.

ρ_1, ρ_2 — удельные сопротивления слоев соответственно верхнего и нижнего (подстилающего); $l_г$=10 *м*; $h/l_г$=0,2; $t/l_г$=0,005; 0 — начало оси координат.

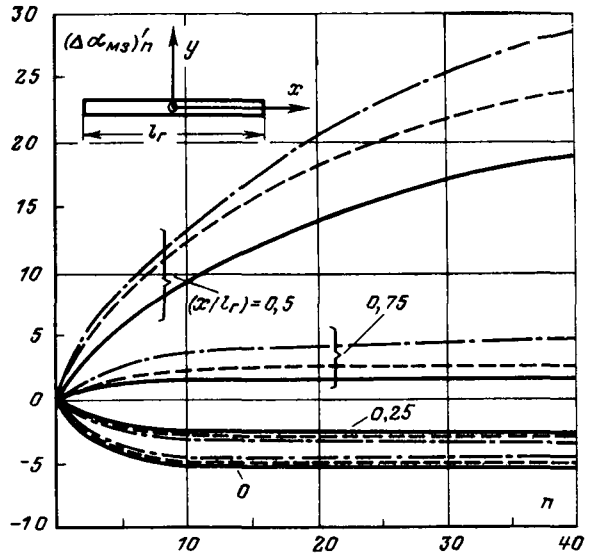


Рис. 2. Зависимость $(\Delta\alpha_{мз})'_n$ от числа разбиений n одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя при $t/l_г$ = =0,005.

——— — ρ_1/ρ_2=0,2; — — — — ρ_1/ρ_2=1,0; — · — · — — ρ_1/ρ_2=5,0. Плоскость *x0y* параллельна поверхности земли.

стационарном поле исходного заземлителя, и, следовательно, позволит уточнить электрические характеристики заземлителя.

Одиночный горизонтальный прямолинейный стержневой заземлитель, имеющий длину $l_г$=10 *м* и диаметр 0,02 *м*, принимался расположенным на глубинах t, равных 0,5; 0,05 и 1 *м* от поверхности двухслойной земли. Мощность (толщина) h верхнего слоя земли была принята равной 2,0 *м*; удельное сопротивление верхнего слоя ρ_1=20, 100 и 500 *ом·м*; удельное сопротивление нижнего слоя ρ_2=100 *ом·м*. Исходный заземлитель последовательно разбивался на 10, 20, 40 равных по длине элементов. Расчетным путем определялось распределение тока между всеми участками (а следовательно, и закон изменения линейной плотности тока по длине заземлителя), сопротивление всего заземлителя и потенциал в заданных точках на поверхности земли. Затем те же электрические характеристики рассчитывались при прочих равных условиях для исходного (не разбитого на участки) заземлителя и проводилось сопоставление результатов.

Расчеты показали, что закон изменения линейной плотности тока вдоль элемента, найденный при разбиении одиночного горизонтального прямилинейного заземлителя всего на 20 равных участков, при последующих дроблениях заземлителя практически не изменяется (за исключением участков по концам заземлителя, составляющих в сумме менее 10% его длины). Отклонения линейной плотности тока от среднего значения в пределах примерно 85% длины заземлителя не превосходят 5% и лишь на концевых участках, составляющих в сумме около 10% длины заземлителя, линейная плотность тока на 30—70% превосходит среднее значение (рис. 1). По мере уменьшения отношения t к $l_г$ неоднородность линейной плотности тока по длине заземлителя усиливается.

Погрешность при расчете собственного сопротивления одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя не превышает 1%.

Значительно большей оказывается погрешность при расчете взаимных сопротивлений между одиночным горизонтальным прямолинейным заземлителем и точками на поверхности земли (напомним, что $\alpha_{мз}$ — взаимное сопротивление между точкой M и заземлителем, которое находится как отношение потенциала φ_M в заданной точке M поверхности земли к току I, стекающему с заземлителя в землю). На рис. 2 показано изменение взаимных сопротивлений $\alpha_{мз}$ (в относительных единицах) от числа разбиений одиночного горизонтального заземлителя. Положение точки M выбрано непосредственно над заземлителем, т. е. при y=0. В этом случае при прочих равных условиях погрешность, обусловленная допущением об однородности линейной плотности тока, должна быть наибольшей. Величина $(\Delta\alpha_{мз})'_n$ определялась по равенству:

$$(\Delta\alpha_{мз})'_n = \frac{(\alpha_{мз})_n - (\alpha_{мз})_1}{(\alpha_{мз})_1} 100, \qquad (4)$$

где $(\Delta\alpha_{мз})_1$, $(\alpha_{мз})_n$ — взаимные сопротивления «заземлитель — точка M» соответственно при неразделенном на участки заземлителе и разбитом на n равных участков.

Разбиение заземлителя на 10 равных участков приводит к практически устойчивым значениям $\alpha_{мз}$ для всей поверхности земли за исключением небольших областей, расположенных непосредственно у концов заземлителя (в пределах окружностей с радиусом, не превышающим 0,05 $l_г$). В этих «концевых» областях значения $\alpha_{мз}$ становятся устойчивыми при числе разбиений $n \geqslant 30$.

В соответствии с указанным, при оценке погрешностей в определении значений $\alpha_{мз}$, обусловленных допущением об однородности линейной плотности

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 1

$t/l_г$	Погрешность											
	$\rho_1/\rho_2=0{,}2$				$\rho_1/\rho_2=1{,}0$				$\rho_1/\rho_2=5{,}0$			
	$x/l_г$				$x/l_г$				$x/l_г$			
	0	0,25	0,50	0,75	0	0,25	0,50	0,75	0	0,25	0,50	0,75
0,1	2,9	0,7	—3,4	—2,1	3,3	1,0	—4,9	—2,6	3,1	1,2	—6,3	—3,7
0,05	4,0	1,3	—6,0	—2,2	4,6	1,7	—8,9	—3,1	4,2	1,9	—11,0	—5,0
0,005	5,3	2,2	—15,0	—2,9	5,4	2,8	—19,7	—3,0	4,6	2,9	—22,4	—5,0

тока горизонтального заземлителя, в качестве «эталонного» принималось значение α_{M3}, рассчитанное при $n=40$. При этом $(\Delta\alpha_{M3})_1$ — погрешность величины α_{M3} рассчитывалась по выражению:

$$(\Delta\alpha_{M_3})_1 = \frac{(\alpha_{M_3})_1 - (\alpha_{M_3})_{40}}{(\alpha_{M_3})_{40}} 100\%. \qquad (5)$$

На величину $(\Delta\alpha_{M3})_1$ существенное влияние при прочих равных условиях оказывает относительная глубина $t/l_г$ заложения заземлителя. В табл. 1 приведены значения $(\Delta\alpha_{M3})_1$ при изменении $t/l_г$ от 0,1 до 0,005. Данные табл. 1 могут быть использованы для построения эпюр погрешности при определении α_{M3} для точек, расположенных на отрезке прямой, лежащей на поверхности земли непосредственно над заземлителем. Как и следовало ожидать, уменьшение $t/l_г$ приводит к заметному увеличению погрешности при расчете α_{M3} для точек, находящихся вблизи середины заземлителя $x/l_г=0$ и вблизи его концов $x/l_г=0{,}5$. Отметим (это имеет значение для оценки надежности электрозащитных свойств рассчитываемого заземлителя), что положительная погрешность, правда сравнительно небольшой величины, наблюдается лишь вблизи от центра заземлителя, а погрешность, имеющая наибольшую абсолютную величину (до 22,4%), зафиксирована непосредственно над концами заземлителя и имеет отрицательное значение. При этом соответствующие коэффициенты прикосновения, которые при прочих равных условиях могут рассматриваться как критерий, характеризующий условия электробезопасности, будут определены с небольшой отрицательной ошибкой у середины заземлителя и со значительным положительным запасом у его концов.

В табл. 2 приведены наибольшие значения $(\Delta\alpha_{M3})_1$ в функции относительного удаления точки M от оси $0x$. Данные этой таблицы свидетельствуют о быстром затухании абсолютной максимальной погрешности расчета α_{M3} при удалении точки M от проекции на поверхность земли горизонтального прямолинейного заземлителя. (Этот результат оказывается в дальнейшем особенно важным для понимания причин, приводящих к сравнительно небольшим погрешностям при расчете α_{M3} для случаев сложных заземлителей, имеющих форму «заземляющей сетки»).

Таблица 2

ρ_1/ρ_2	Погрешность $(\Delta\alpha_{M3})_1$, %					
	$y/l_г$					
	0	0,02	0,04	0,06	0,25	0,50
0,2	—15,0	—9,1	—6,2	—4,8	—1,4	—0,9
1,0	—19,7	—13,1	—9,4	—7,3	—2,0	—1,0
5,0	—22,4	—16,1	—12,3	—9,8	—3,2	—1,3

Погрешность при определении взаимных сопротивлений между элементами сложного заземлителя и точками на поверхности земли неизбежно приводит к погрешности и при расчете распределения потенциала в зоне растекания тока сложного заземлителя. При этом численно относительная погрешность $\Delta\varphi_M$ в процентах при расчете потенциала в точке M определяется выражением:

$$\Delta\varphi_M = \Delta\alpha_{M_3} = \frac{\sum_{k=1}^{n} [\alpha_{Mk} I_k (\Delta\alpha_{Mk} + \Delta I_k)]}{\sum_{k=1}^{n} \alpha_{Mk} I_k}, \qquad (6)$$

где $\Delta\alpha_{M3}$, $\Delta\alpha_{Mk}$, ΔI_k — относительная погрешность (в процентах) при расчете соответственно взаимных сопротивлений α_{M3}, α_{Mk} и тока I_k.

Структура выражения (6) показывает, что значение $\Delta\varphi_M$ (или $\Delta\alpha_{M3}$) зависит от погрешностей при расчете взаимных сопротивлений α_{Mk} и токов, стекающих с элементов сложного заземлителя. Вместе с тем, как показывают расчеты, значения ΔI_k оказываются всегда значительно меньшими, чем соответствующие значения $\Delta\alpha_{Mk}$. Поэтому можно утверждать, что величина $\Delta\alpha_{M3}$ всегда должна оказываться значительно меньшей, чем наибольшая погрешность $(\Delta\alpha)_{max}$ при расчете взаимного сопротивления точки M и любого из расположенных рядом горизонтальных элементов сложного заземлителя (укажем, что погрешность при расчете взаимного сопротивления точки M и любого из вертикальных элементов весьма мала). Степень уменьшения $\Delta\alpha_{M3}$ по отношению к $(\Delta\alpha)_{max}$ зависит от геометрических параметров сложного заземлителя и от параметров электрической структуры земли.

В качестве примера влияния на погрешность при определении электрических характеристик сложных заземлителей параметров системы «заземлитель — земля» в табл. 3 приведены результаты расчетов для сложного заземлителя («сетки» без вертикальных элементов) значений $\Delta\alpha_{M3}$, а также коэффициента прикосновения $k_{пр}$, абсолютной $\delta k_{пр}$ и относительной $\Delta k_{пр}$ (в процентах) погрешностей при расчете $k_{пр}$. «Эталонными» были приняты значения α_{M3} и $k_{пр}$, рассчитанные при разбиении основных горизонтальных элементов заземлителя не менее чем на 10 равных участков.

Сравнительно небольшой заземлитель в виде заземляющей квадратной сетки (без вертикальных электродов) с регулярным размещением элементов (рис. 3) содержал всего четыре ячейки с каждой стороны. Глубина заложения заземлителя t в двухслойной земле была принята равной 0,5 *м*. При этом отношение $t/l_г$ составляло 0,05. Выбор координат точек M должен был позволить найти наибольшие погрешности при определении электрических характеристик сложного заземлителя и оценить влияние

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 3

Точка на рис. 3	$\rho_1/\rho_2=0{,}2$				$\rho_1/\rho_2=1{,}0$				$\rho_1/\rho_2=5{,}0$			
	$\Delta\alpha_{M3}$, %	$k_{пр}^{*}$	$\delta k_{пр}^{**}$	$\Delta k_{пр}^{***}$	$\Delta\alpha_{M3}$, %	$k_{пр}$	$\delta k_{пр}$	$\Delta k_{пр}$	$\Delta\alpha_{M3}$, %	$k_{пр}$	$\delta k_{пр}$	$\Delta k_{пр}$
1	0,6	0,01	—0,01	—50	1,1	0,05	—0,01	—17	1,6	0,13	—0,01	—7
2	0,3	0,02	0,00	0	0,5	0,06	0	0	0,3	0,14	0	0
3	—0,2	0,07	0,00	0	—0,2	0,05	0	0	0,1	0,16	0	0
4	—0,5	0,04	0,00	0	—0,1	0,11	0,01	10	—2,0	0,23	0,01	5
5	0	0,05	0,00	0	0	0,14	0	0	—0,2	0,30	0	0
6	—1,4	0,10	0,02	25	—2,0	0,20	0,02	11	—2,5	0,36	0,02	6
7	—1,2	0,11	0,01	10	—2,8	0,21	0,02	10	—3,7	0,34	0,03	10
8	—2,5	0,13	0,02	18	—3,7	0,23	0,03	15	—4,8	0,36	0,03	9
9	—2,7	0,16	0,02	14	—4,0	0,27	0,03	12	—5,2	0,42	0,03	8
10	—2,0	0,21	0,02	10	—3,1	0,35	0,02	6	—4,3	0,54	0,02	4

* $k_{пр}=\frac{\varphi_з-\varphi(M)}{\varphi_з}$; ** $\delta k_{пр}=k_{пр}-k_{пр.\,эталон}$; *** $\Delta k_{пр}=\frac{\delta k_{пр}}{k_{пр.эталон}}100\%$.

этих погрешностей на его электрозащитные свойства.

Известно, что при регулярном размещении элементов заземлителя наибольшие значения напряжения прикосновения наблюдаются в пределах крайних ячеек заземляющей сетки. Поэтому десять точек M и были размещены в двух крайних ячейках (одна точка вне угловой ячейки). Как и следовало ожидать, наибольшая погрешность $\Delta\alpha_{M3}$ была установлена при расчете α_{M3} для точки *9*, т. е. непосредственно над вершиной прямого угла, образованного двумя периферийными элементами (см. табл. 3). При этом, однако, значения $\Delta\alpha_{M3}$ оказались уже примерно в 2 раза меньше соответствующих значений, найденных для одиночного горизонтального заземлителя (см. табл. 1).

Погрешности при определении коэффициента прикосновения во всех точках (за исключением т. *1*) были положительными, т. е. значения коэффициента прикосновения были рассчитаны с некоторым положительным запасом. Укажем, что в этом случае электрозащитное качество заземлителя в действительности должно было быть лучше, чем это следовало из расчета. Наибольшие значения из найденных абсолютных погрешностей расчета $k_{пр}$ не превышали $+0{,}03$. Относительная же погрешность при расчете $k_{пр}$ по мере уменьшения его абсолютного значения быстро растет. Так, для точки *1*, в которой $k_{пр}=0{,}01$ при $\rho_1/\rho_2=0{,}02$, относительная погрешность $\Delta k_{пр}$ составляет — 50% (при этом абсолютная погрешность составляет всего — 0,01).

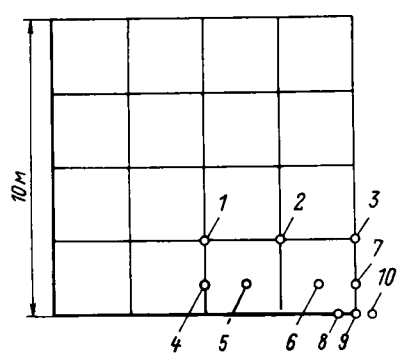


Рис. 3. Сложный заземлитель в виде сетки (без вертикальных элементов).

$t=0{,}5$ *м*; $h=2{,}0$ *м*; кружками показаны расположения точки M на поверхности земли, применительно к которым определялись значения электрических характеристик (см. табл. 3).

Следует обратить внимание на то обстоятельство, что столь большие относительные погрешности характерны лишь для точек, расположенных ближе к геометрическому центру заземлителя. В этих точках для рассматриваемого типа сложного заземлителя с регулярным размещением элементов коэффициент прикосновения имеет величину, значительно меньшую, чем в ячейках ближе к периферии контура.

В большинстве случаев сложные заземлители содержат вертикальные элементы. При этом вблизи от вертикальных элементов погрешность при расчете α_{M3} оказывается значительно (в 5 и более раз) меньше, чем у аналогичных заземлителей без вертикальных элементов.

Последнее объясняется тем, что погрешность расчета по методу наведенного потенциала взаимных сопротивлений между вертикальными элементами и точками на поверхности земли практически равна нулю.

Выводы. 1. Допущение об однородности линейной плотности тока одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя, работающего при токах промышленной частоты в земле с двухслойной (в общем случае с многослойной) электрической структурой, обусловливает погрешности при расчете по методу наведенного (среднего) потенциала собственного сопротивления заземлителя и потенциала на поверхности земли в зоне растекания тока. Величина указанных погрешностей аналитически может быть надежно определена путем последовательного разбиения исходного заземлителя на ряд равных участков.

2. Практически полная устойчивость закона изменения линейной плотности тока почти по всей длине заземлителя (за исключением «концевых» областей в пределах окружностей с радиусом, не превышающим 5% длины заземлителя) достигается при разбиении заземлителя всего на 20 равных частей.

3. При $0{,}2\leqslant\rho_1/\rho_2\leqslant 5$ и $0{,}005\leqslant t/l_г\leqslant 0{,}1$ погрешность при расчете собственного сопротивления одиночного горизонтального прямолинейного заземлителя не превышает 1%. Погрешность при расчете взаимных сопротивлений заземлителя и точек на поверхности земли имеет наибольшую абсолютную величину ($\Delta\alpha_{M3}=-22{,}4\%$ при $t/l_г=0{,}005$ и $\rho_1/\rho_2=5{,}0$) непосредственно над концами заземлителя. По мере удаления от концов заземлителя, а также при увеличении $t/l_г$ и при уменьшении ρ_1/ρ_2 величина погрешности быстро уменьшается.

4. Погрешность расчета взаимного сопротивления между сложным (многоэлементным) заземлителем и точками на поверхности земли в зоне растекания тока всегда имеет значительно меньшее значение, чем погрешность расчета взаимного со-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

противления тех же точек и любого из расположенных рядом горизонтальных элементов.

Расчет коэффициентов прикосновения в зоне периферийных участков заземлителя (наиболее опасных с точки зрения обеспечения электробезопасности) приводит к положительной погрешности. При этом электрозащитное свойство заземлителей в действительности должно оказываться выше расчетного.

5. При наличии у сложного заземлителя вертикальных элементов погрешность при расчете $\alpha_{мз}$ в зоне периферийных участков заземлителя оказывается значительно меньшей, чем в случае аналогичного заземлителя без вертикальных элементов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Эбин Л. Е., Якобс А. И.** Применение метода наведенных потенциалов при расчете сложных заземлителей в неоднородных грунтах.— «Электричество», 1964, № 9, с. 1—6.
2. **Якобс А. И.** О методах расчета сложных заземляющих систем, расположенных в неоднородных средах.— «Электричество», 1967, № 5, с. 24—26.
3. **Якобс А. И.** Теоретическое обоснование метода наведенного потенциала и его частных случаев.— «Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт», 1967, № 4.
4. **Якобс А. И., Коструба С. И., Живаго В. Т.** Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ.— «Электричество», 1967, № 8, с. 21—28.
5. **Якобс А. И.** Приведение многослойной электрической структуры земли к эквивалентной двухслойной при расчете сложных заземлителей.— «Электричество», 1970, № 8, с. 19—23.
6. **Бургсдорф В. В.** Расчет заземлений в неоднородных грунтах.— «Электричество», 1954, № 1, с. 15—25.

[16.10.1972]

✧ ✧ ✧

УДК 537.52.001.24

Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы

И. П. ВЕРЕЩАГИН

МЭИ

Начальная напряженность соответствует выполнению условия самостоятельности разряда и в промежутках с резко неоднородным полем определяет возникновение коронного разряда.

Для цилиндрических проводов начальная напряженность коронного разряда E_0 рассчитывается по эмпирической формуле Пика [Л. 1]:

$$E_0 = 30{,}3\delta\left(1+\frac{0{,}298}{\sqrt{r_0\delta}}\right),$$

где r_0 — радиус провода; δ — относительная плотность воздуха.

Расчетным путем начальная напряженность может быть определена из условия самостоятельности разряда, записываемого в виде:

$$\int_{S_0}^{S_к}\alpha_{эф}dS = K. \qquad (1)$$

Здесь K — постоянная, характеризующая процессы вторичной ионизации; $\alpha_{эф}$ — эффективный коэффициент ионизации, зависимость которого от напряженности поля для воздуха определяется выражением:

$$\alpha_{эф} = a\delta\left(\frac{E}{\delta}-c\right)^2, \qquad (2)$$

где a, c — постоянные коэффициенты.

На основании (1) и (2) было получено [Л. 2] выражение для разрядного напряжения воздушных промежутков с равномерным полем и из сопоставления с экспериментальными значениями разрядных напряжений определены значения коэффициентов:

$$c = 24{,}5\ кв/см;\ \sqrt{\frac{K}{a}} = 6{,}5\ кв/см^{1/2}.$$

Если известно распределение электростатического поля в окрестности электрода с малым радиусом кривизны, то аналогичным путем может быть рассчитана начальная напряженность для промежутков с резко неоднородным полем. В этом случае интегрирование в (1) производится от поверхности электрода с малым радиусом кривизны вдоль силовой линии до точки, в которой $\alpha_{эф}=0$.

Подобным образом была рассчитана начальная напряженность для цилиндрических проводов [Л. 2]. С тем чтобы установить распределение поля для электродов другой формы, воспользуемся выражением, следующим из решения уравнения Лапласа у поверхности электрода [Л. 3]:

$$-\frac{dE}{E} = \left(\frac{1}{R_{10}}+\frac{1}{R_{20}}\right)dx, \qquad (3)$$

где R_{10} и R_{20} — главные радиусы кривизны поверхности в данной точке, т. е. минимальный и максимальный радиус кривизны; x отсчитывается от поверхности электрода в направлении внешней нормали.

Выражение (3) справедливо для широкого класса электродов с положительными радиусами кривизны и может быть проинтегрировано в предположении, что радиусы кривизны эквипотенциальных поверхностей вблизи электрода изменяются линейно в зависимости от x, т. е. $R_1 = R_{10}+x$ и $R_2 = R_{20}+x$. Такое предположение, по-видимому, оправдано, поскольку эквипотенциали поля у поверхности проводящего тела повторяют его форму. Это следует из того, что у поверхности тела силовые линии нормальны к поверхности тела. Указанное предположение оправдывается тем в большей мере, чем меньше x по сравнению с R_{10} и R_{20}.

Следовательно, имеем:

$$-\int_{E_{10}}^{E}\frac{dE}{E} = \int_0^x\frac{dx}{R_{10}+x}+\int_0^x\frac{dx}{R_{20}+x},$$

где E_{10} — значение напряженности поля у поверхности электрода.

В результате интегрирования получим:

$$\frac{E}{E_{10}} = \frac{R_{10}R_{20}}{(R_{10}+x)(R_{20}+x)}. \qquad (4)$$

При подстановке записанного выражения для напряженности поля в условие самостоятельности раз-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ряда (1) с учетом (2) и последующем интегрировании получим выражение для определения начальной напряженности E_0:

$$\frac{1}{m-1}\left\{\left[1+\frac{mE^*_0}{(1-m)^2}\right]2E^*_0\ln\frac{(m+x_1)}{m^2E^*_0}+\right.$$
$$\left.+\frac{E^*_0}{m-1}[1+m+2x_1-E^*_0(1+m)]-\frac{1-m}{m}x_1\right\}=$$
$$=\frac{K}{ac^2\delta R_{10}}. \qquad (5)$$

Здесь

$$E^*_0=\frac{E_0}{\delta c};\quad m=\frac{R_{10}}{R_{20}};$$
$$x_1=-\frac{1+m}{2}+\sqrt{\frac{(1+m)^2}{4}+m(E^*_0-1)}.$$

Выражение (5) не удается разрешить в общем случае относительно E^*_0. Однако его можно упростить, заменив в диапазоне изменения параметров $1{,}5\leqslant E^*_0\leqslant 8$ и $0\leqslant m\leqslant 1$ следующим приближенным выражением:

$$f(m)(E^{*2}_0-2E^*_0\ln E^*_0-1)=\frac{K}{ac^2\delta R_{10}}, \qquad (6)$$

где

$$f(m)=\frac{1}{(1+m)(1+0{,}2\sqrt{m})}.$$

Погрешность аппроксимации левой части (5) во всем указанном диапазоне изменения параметров не превосходит 5%. Следует отметить, что это соответствует существенно меньшей погрешности в определении E_0, что будет показано ниже.

Приведя (6) к виду:

$$E^{*2}_0-2E^*_0\ln E^*_0-1=\frac{K(1+m)(1+0{,}2\sqrt{m})}{ac^2\delta\cdot R_{10}}, \qquad (7)$$

установим, что оно не отличается от соответствующего выражения для цилиндрических проводов из [Л. 2], если эквивалентный радиус провода определять по формуле:

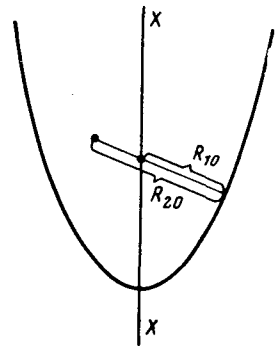
$$r_{экв}=\frac{R_{10}}{(1+m)(1+0{,}2\sqrt{m})}. \qquad (8)$$

Таким образом, вычислив эквивалентный радиус провода, нетрудно определить значение E_0, воспользовавшись формулой Пика или более точными аппроксимациями выражения (7). Радиусы кривизны определены, если задано уравнение поверхности электрода. Наиболее простым образом они рассчитываются, когда электрод представляет собой поверхность вращения.

В этом случае максимальный радиус кривизны равен радиусу кривизны кривой, вращением которой электрод получен, а минимальный равен длине нормали к этой кривой от оси вращения до рассматриваемой точки (рис. 1). На практике чаще всего используются коронирующие электроды, которые частично или в целом представляют собой тела вращения.

Сопоставим значения начальной напряженности поля для электродов с радиусами кривизны, изменяющимися вдоль поверхности, но для которых известно распределение электростатического поля. В качестве таких электродов выбраны система электродов «гиперболоид — плоскость» и «уединенный вытянутый эллипсоид вращения». Для этих электродов распределения электростатического поля приведены в [Л. 4].

Рис. 1. К определению главных радиусов кривизны поверхности вращения.



Если уравнения софокусных эллипсоидов вращения относительно оси x и нормальных к ним гиперболоидов записываются в виде:

$$\frac{x^2}{\beta^2}+\frac{r^2}{\beta^2-b^2}=1 \text{ при } \beta\geqslant b; \qquad (9)$$
$$\frac{x^2}{\alpha^2}+\frac{r^2}{\alpha^2-b^2}=1 \text{ при } b\geqslant\alpha\geqslant 0, \qquad (10)$$

где β и α — параметры, фиксированные для данного эллипсоида (9) или гиперболоида (10), а $r=\sqrt{y^2+z^2}$, то распределения напряженности поля у поверхности эллипсоида или гиперболоида соответственно определяются выражениями:

$$E_э=E_{\beta 1}\frac{(\beta^2_1-b^2)^{1/2}(\beta^2_1-\alpha^2)^{1/2}}{(\beta^2-b^2)^{1/2}(\beta^2-\alpha^2)^{1/2}}; \qquad (11)$$
$$E_г=E_{\alpha 1}\frac{(b^2-\alpha^2_1)^{1/2}(\beta^2-\alpha^2_1)^{1/2}}{(b^2-\alpha^2)^{1/2}(\beta^2-\alpha^2)^{1/2}}. \qquad (12)$$

Для электрода в виде эллипсоида уравнения (9) описывают эквипотенциальные поверхности, а (10) — силовые линии, для гиперболоида — наоборот. Параметры β_1 и α_1 в каждом случае определяют поверхность электрода.

При подстановке (11) и (12) в (1) с учетом (2) после интегрирования удается получить выражение для определения начальной напряженности. В процессе вычислений предполагалось, что эллипсоид сильно вытянутый, а гиперболоид характеризуется очень малым углом раствора.

Таким образом, если обозначить соответственно для эллипсоида и гиперболоида

$$\frac{\beta^2_1}{b^2}-1=\sin^2\varphi;$$
$$1-\frac{\alpha^2_1}{b^2}=\sin^2\varphi,$$

то

$$\sin^2\varphi\ll 1.$$

Более того предполагалось, что $\sin^2\varphi_к\ll 1$. Значения $\sin\varphi_к$ соответствуют координате точки силовой линии, в которой $\alpha_{эф}=0$, т. е. $E=\delta c$.

Указанные соотношения характерны для промежутков с резко неоднородным полем.

Уравнение для определения начальной напряженности имеет один и тот же вид для эллипсоида и гиперболоида:

$$E^{*2}_0\left(1+\frac{1}{n}\right)-\frac{1}{2}E^*_0L-E^*_0\ln\frac{n(L-1)}{2}+$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$+\frac{n}{2\sqrt{n+1}}\ln\frac{\sqrt{\frac{n}{2}(L-1)}+\sqrt{\frac{n}{2}(L+1)}}{1+\sqrt{n+1}}-$$

$$-0{,}5=\frac{K}{\delta ac^2 b\sin^2\varphi\sqrt{n+1}}, \qquad (13)$$

где

$$E^*_0=\frac{E_0}{\delta c};\ L=\sqrt{1+\frac{4E^{*2}_0(1+n)}{n^2}};$$

$$n=\frac{1}{\sin^2\varphi}\left(1-\frac{\alpha^2}{b^2}\right)$$

для эллипсоида; $n=\frac{1}{\sin^2\varphi}\left(\frac{\beta^2}{b^2}-1\right)$ — для гиперболоида.

Независимая переменная величина n характеризует положение точки на поверхности электрода. Для вершины эллипсоида или гиперболоида $n=0$ и уравнение (13) преобразуется к виду:

$$E^{*2}_0-2E^*_0\ln E^*_0-1=\frac{K}{ac^2\delta b\sin^2\varphi}. \qquad (14)$$

Полученное выражение совпадает с уравнением для цилиндрических проводов, причем эквивалентный радиус провода равен половине радиуса кривизны поверхности электрода в этой точке:

$$r_{экв}=\frac{1}{2}R=\frac{b\sin^2\varphi}{2}.$$

Соотношения для вершины эллипсоида или гиперболоида имеют особое значение, поскольку определяют начало коронного разряда с электрода.

При $n\gg 1$ уравнение (13) также переходит в уравнение для цилиндрических проводов:

$$E^{*2}_0-2E^*_0\ln E^*_0-1=\frac{K}{ac^2\delta\sqrt{n}\,b\sin^2\varphi}. \qquad (15)$$

Эквивалентный радиус $r_{экв}=\sqrt{n}\,b\sin^2\varphi$ для эллипсоида при $n\gg 1$ равен малой полуоси эллипсоида $b\sin\varphi$, так как, если $\alpha=0$, то $n=\frac{1}{\sin^2\varphi}$.

Гиперболоид при $n\gg 1$ асимптотически стремится к конусу. В этом случае эквивалентный радиус равен длине нормали к поверхности конуса от данной точки до оси. Таким образом, уравнение (15) позволяет определять начальную напряженность для электродов с конической формой поверхности.

Численные расчеты показывают, что и в промежуточном диапазоне значений n уравнение (13) с погрешностью, не превышающей 2%, может быть представлено в виде:

$$f(n)(E^{*2}_0-2E^*_0\ln E^*_0-1)=\frac{K}{ac\delta b\sin^2\varphi}, \qquad (16)$$

где

$$f(n)=\frac{1}{2}\sqrt{n+1}\left(1+\frac{n}{n+3}\right).$$

Соотношение (16) включает как частные случаи (14) и (15).

Таким образом, во всех случаях для определения начальной напряженности можно воспользоваться выражениями для цилиндрических проводов, если эквивалентный радиус рассчитывать по формуле:

$$r_{экв}=\frac{1}{2}b\sin^2\varphi\sqrt{n+1}\left(1+\frac{n}{n+3}\right). \qquad (17)$$

На рис. 2 приведены результаты расчета некоторых характерных величин при двух значениях параметра $b\sin^2\varphi$. Среди этих величин s/R_{10} представляет собой отношение длины пути интегрирования в (1) к радиусу кривизны в вершине электрода. Отношение $\sin^2\varphi_к/\sin^2\varphi$ позволяет судить о справедливости допущения $\sin^2\varphi_к<1$. Например, для того чтобы это неравенство удовлетворялось при $b\sin^2\varphi=0{,}1$ нужно, чтобы $b\geqslant 2$ *см*. В реальных промежутках с неоднородным полем указанные условия обычно выполняются.

Значения параметра n, характеризующего степень удаления рассматриваемой точки от вершины электрода, связаны с координатой x соотношением:

$$x=b\mp 0{,}5(n-1)b\sin^2\varphi. \qquad (18)$$

В (18) минус относится к эллипсоиду, плюс — к гиперболоиду. Выражение (18) применимо при $x/b>0{,}5$ для эллипсоида и при $x/b<1{,}5$ для гиперболоида.

Для проверки методики определения начальной напряженности через радиусы кривизны поверхности электродов были сопоставлены эквивалентные радиусы проводов $r_{1экв}$ по (8) и $r_{2экв}$ по (17).

Главные радиусы кривизны для электрода в виде гиперболоида определяются выражениями:

$$R_{10}=\frac{(\beta-\alpha_1)^{1/2}\left(b-\alpha_1^2\right)^{1/2}}{\alpha_1}\approx$$

$$\approx b\sin^2\varphi\sqrt{n+1};$$

$$R_{20}=\frac{\left(\beta^2-\alpha_1^2\right)^{3/2}}{\alpha_1\left(\left(b^2-\alpha_1^2\right)^{1/2}\right.}\approx$$

$$\approx b\sin^2\varphi(n+1)^{3/2}$$

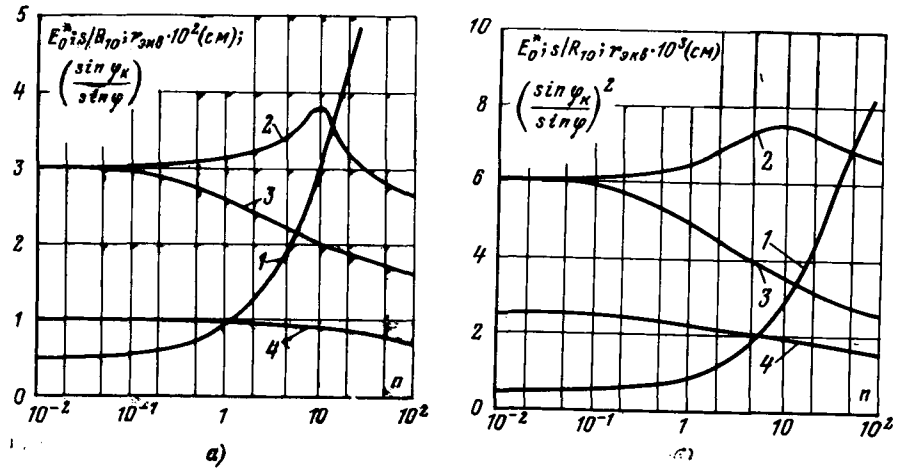


Рис. 2. Распределение по поверхности гиперболоида некоторых характерных величин.

а — $b\sin^2\varphi=10^{-2}$ *см*; *б* — $b\sin^2\varphi=10^{-3}$ *см*; *1* — $r_{экв}$; *2* — $(\sin\varphi_к/\sin\varphi)^2$; *3* — E^*_0; *4* — s/R_{10}.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Следовательно, получим:

$$\frac{r_{1\text{экв}}}{r_{2\text{экв}}}=\frac{1}{2}\left(1+\frac{n}{n+3}\right)\left(1+\frac{1}{n+1}\right)\left(1+\frac{0{,}2}{\sqrt{n+1}}\right). \quad (19)$$

Полученное соотношение не зависит от характерных параметров гиперболоида, т. е. справедливо для гиперболоидов с любыми параметрами.

На рис. 3 (кривая *1*) приведена зависимость погрешности $\Delta=\frac{1}{r_{2\text{экв}}}(r_{1\text{экв}}-r_{2\text{экв}})$ от параметра n, характеризующего степень удаления рассматриваемой точки от вершины гиперболоида. Погрешность максимальна у вершины гиперболоида (20%) и убывает с увеличением параметра n.

Погрешность в определении эквивалентного радиуса через радиусы кривизны связана с приближенным характером распределения поля по (4). Это выражение справедливо в непосредственной близости от поверхности электрода, т. е. при $x<<R_{10}$. При $x\geqslant R_{10}$ расчетные значения напряженности поля отличаются от действительных. Вместе с тем, расчеты по условию самостоятельности разряда (1) показывают, что распределение поля должно быть рассчитано верно до $x/R_{10}\approx 1{,}5\div 3$. На рис. 4 сопоставлены распределения напряженности поля, рассчитанные по приближенной формуле (4) и по точной (12).

Пределы применимости соотношения (4) расширяются в необходимой степени, если вместо радиусов кривизны в точке использовать значения, усредненные в пределах некоторой части поверхности электрода. Сравнительные расчеты показывают (рис. 3), что достаточным является следующее усреднение:

$$\left.\begin{aligned} R_{10\text{ср}}&=\frac{R_{10}+R'_{10}+R''_{10}}{3};\\ R_{20\text{ср}}&=\frac{R_{20}+R'_{20}+R''_{20}}{3}, \end{aligned}\right\} \quad (20)$$

где R_{10}, R_{20} — радиусы кривизны в рассматриваемой точке; R'_{10}, R'_{20} и R''_{10}, R''_{20} — значения соответствующих радиусов кривизны на расстоянии $0{,}5R_{10}$ от рассматриваемой точки в одну и другую стороны.

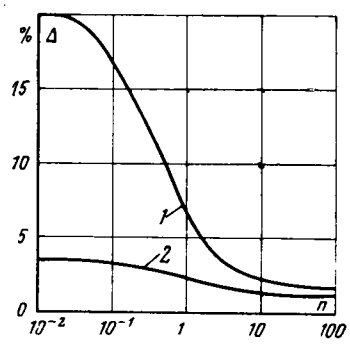


Рис. 3. Погрешности определения эквивалентного радиуса по радиусам кривизны для гиперболоида.

1 — по главным радиусам кривизны в рассматриваемой точке поверхности; *2* — при усреднении радиусов кривизны в диапазоне $\pm 0{,}5R_{10}$.

Необходимость такого усреднения физически объясняется тем, что поверхность электрода правильно аппроксимируется на большем расстоянии от рассматриваемой точки, и соответственно на большем удалении от электрода оказывается справедливой приближенная формула (4).

Из рис. 4 следует, что при усреднении за счет приближения распределения напряженности к действительному при $x/R_{10}\geqslant 1$ получается некоторое его превышение при $x/R_{10}<0{,}5$. Из-за того, что при определении начальной напряженности основное значение имеет участок $x/R_{10}<1$, отличие распределения E при $x/R_{10}>1$ компенсируется незначительным превышением значений E на первом участке.

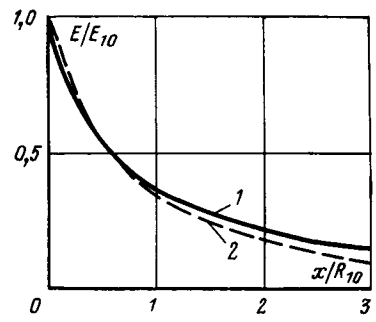


Рис. 4. Сопоставление точного и приближенного распределения напряженности поля у поверхности гиперболоида вдоль силовой линии $n=1$.

1 — по (12); *2* — по (4) с усреднением радиусов кривизны в диапазоне $\pm 0{,}5R_{10}$.

Рекомендованный диапазон усреднения пригоден для большинства встречающихся на практике случаев. Действительно, погрешность расчетов по (4) тем больше, чем в большей мере изменяются радиусы кривизны в окрестности рассматриваемой точки. Изменения радиусов кривизны вблизи вершины гиперболоида близки к максимальным, наблюдаемым на практике, поэтому усреднение, удовлетворительное для вершины гиперболоида, будет оправдано для большинства реальных случаев.

При использовании радиусов кривизны, усредненных в интервале $\pm 0{,}5R_{10}$, существенно уменьшается различие в значениях, рассчитанных по (8) и (17), эквивалентных радиусов (рис. 3, кривая *2*). Указанные на рис. 3 значения погрешности можно считать вполне допустимыми, поскольку им соответствуют значительно меньшие погрешности в определении E^*_0. Это обстоятельство связано с характером функциональной зависимости от E^*_0 левой части уравнения (7).

Таким образом, имеем:

$$\frac{\Delta E^*_0}{E^*_0}=\varepsilon\frac{\Delta r_{\text{экв}}}{r_{\text{экв}}},$$

где $\varepsilon=0{,}22\div 0{,}35$ при $E^*_0=2\div 6$.

Для иллюстрации ниже приведены значения относительной начальной напряженности для электрода в виде эллипсоида ($b\sin^2\varphi=4\cdot 10^{-3}$ *см*), рассчитанные по (16) и по радиусам кривизны (E^*_{01} — без усреднения; E^*_{02} — при усреднении в диапазоне $\pm 0{,}5R_{10}$; E^*_{03} — при усреднении в диапазоне $\pm 1{,}0R_{10}$):

n	E^*_0 по (16)	E^*_{01}	E^*_{02}	E_{03}
0	8,5	8,92	8,53	7,68
1	6,87	7,27	6,9	6,6
5	5,16	5,2	5,2	5,2

В отличие от цилиндрических проводов начальная напряженность для игольчатых электродов имеет различное значение для различных точек поверхности. Она максимальна для конца электрода и уменьшается по мере удаления от конца. Начало коронного разряда определяется значением начальной напряженности на конце электрода. Далее по мере увеличения напряжения коронный разряд захватывает все большую область поверхности электрода.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Поскольку на начальных стадиях условие самостоятельности разряда выполняется для бесконечно малого участка поверхности, то при экспериментальном определении начального напряжения следует принимать во внимание малую вероятность появления эффективного электрона. На это обстоятельство было указано в [Л. 5] при определении разрядного напряжения. Если начальное напряжение определяется по току короны, то регистрируемые значения тока достигаются для игольчатых электродов при значительно больших превышениях напряжения над расчетным начальным, чем в случае цилиндрических проводов. В результате экспериментальные значения начального напряжения должны превышать теоретические. Проверка правильности расчета начального напряжения может быть установлена из сопоставления экспериментальной и расчетной вольт-амперных характеристик.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Пик Ф.** Диэлектрические явления в технике высоких напряжений. М., Госэнергоиздат, 1934, 362 с.

2. **Разевиг Д. В.** О начальных напряженностях в однородном и неоднородном электрических нолях.— «Электричество», 1968, № 6, с. 85—86.

3. **Круг К. А.** Основы электротехники. М., Госэнергоиздат, 1938.

4. Методы расчета электрических полей. М., «Высшая школа», 1963. 416 с. Авт.: Н. Н. Миролюбов, М. В. Костенко, М. Л. Левинштейн, Н. Н. Тиходеев.

5. **Разевиг Д. В.** Начальные напряжения газового разряда в электрических полях различной конфигурации.— «Электричество», 1970, № 8, с. 14—19.

[29.12.1972]

✧ ✧ ✧

УДК 621.313.322.013.8

Исследование процессов при форсировке возбуждения синхронного генератора с бесщеточной системой возбуждения

Инж. Г. Н. БУРУХИН, канд. техи. наук Ю. А. МОРОЗОВА

Московский энергетический институт,

канд. техн. наук З. Г. ХВОЩИНСКАЯ

Энергосетьпроект

К достоинствам бесщеточных систем возбуждения мощных синхронных машин относится повышение надежности работы и улучшение условий эксплуатации в результате устранения контактных колец ротора, что имеет особенно важное значение при токах возбуждения 2 000 *а* и более, а одним из недостатков является сложность передачи управляющего импульса к вращающимся выпрямителям. Последнее обстоятельство привело к разработке и выполнению бесщеточных систем возбуждения с неуправляемыми вентилями. Сейчас внедряются в производство два варианта бесщеточных возбудителей: в качестве источника переменного тока в первом варианте применен обращенный генератор переменного тока частотой 150 *гц*, в другом — многофазный генератор с трапецеидальной э. д. с.

В статье описаны исследования на АВМ процессов при форсировке возбуждения синхронного генератора с бесщеточной системой возбуждения (первый вариант бесщеточного возбудителя), анализируется влияние параметров возбудителя и генератора и их режимов работы на скорость нарастания напряжения возбуждения в соответствии с требованиями ГОСТ-183-66. Действие форсировки возбуждения рассматривается в трех случаях:

1) при отклонении напряжения главного генератора, работающего с нагрузкой P в системе;

2) при трехфазном коротком замыкании в цепи статора;

3) в динамике послеаварийных качаний.

Действие автоматического регулятора возбуждения (*АРВ*) главного генератора (*ГГ*) на управляемые вентили в цепи возбуждения возбудителя приводит к появлению дополнительного инерционного звена в системе регулирования и обусловливает повышенные требования к быстродействию возбудителя. По предложению завода-изготовителя в цепь возбуждения вспомогательного генератора включено добавочное сопротивление, позволяющее снизить его постоянную времени примерно в 10 раз. Это приводит к соответствующему увеличению требуемой мощности подвозбудителя и к дополнительным потерям энергии. В статье принято, что величина добавочного сопротивления в 5 и более раз превосходит сопротивление обмотки возбуждения возбудителя.

Структурные схемы исследуемой системы и ее модели на АВМ представлены на рис. 1. В нее входят: турбогенератор номинальной мощностью 300 *Мвт*, работающий через трансформатор связи и линию электропередачи на шины системы бесконечной мощности; вспомогательный генератор (*ВГ*) бесщеточной системы возбуждения с подвозбудителем; неуправляемый выпрямитель в цепи вспомогательного генератора, собранный по мостовой трехфазной схеме; управляемый выпрямитель в цепи подвозбудителя, собранный также по мостовой схеме; *АРВ* сильного действия с регулированием по отклонению напряжения ΔU, по первой производной напряжения U', по отклонению частоты Δf и первой производной частоты f'; предусмотрена также релейная форсировка возбуждения.

Моделирование на АВМ главного генератора осуществлялось в осях d и q по упрощенным уравнениям Горева — Парка без учета трансформаторных э. д. с., э. д. с. скольжения и активных сопротивлений обмоток статора. Вспомогательный генератор на модели также представлен в осях d и q по упрощенным уравнениям с учетом насыщения магнитной системы в продольной оси. Подвозбудитель учитывался упрощенно, апериодическим звеном первого порядка. Неуправляемый мост представлен физической моделью из маломощных неуправляемых полупроводниковых выпрямителей. Согласование физической модели выпрямителя с математической моделью *ГГ* и *ВГ* осуществлялось по [Л. 1].

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Внешние характеристики выпрямителя и возбудителя. Во всех установившихся режимах неуправляемый выпрямитель исследуемой системы возбуждения работает при переменном горении двух или трех вентилей, что соответствует *I* зоне его внешней характеристики; при этом зависимость среднего выпрямленного напряжения от тока определяется выражением:

$$u_f = 2{,}34E_x - \frac{3}{\pi} x_\gamma i_f, \qquad (1)$$

где E_x — действующее значение фазной э. д. с. (*в*) за реактивностью коммутации

$$x_\gamma = \frac{x'_d + x_2}{2}, \text{ ом.}$$

Расчетный угол коммутации γ определяется соотношением омического сопротивления обмотки возбуждения *ГГ* и реактивности коммутации:

$$\cos\gamma = 1 - \frac{2}{1 + \frac{\pi}{3}\frac{r_f}{x_\gamma}}. \qquad (2)$$

Если считать сопротивление обмотки возбуждения генератора постоянным, то при изменении нагрузки генератора угол γ будет оставаться неизменным. В рассматриваемом случае рассчитанный по уравнению (2) угол равен 39°, замеренный на модели $\gamma = 33 + 35°$.

В независимой вентильной системе возбуждения значение э. д. с. за реактивностью коммутации *ВГ* весьма близко к значению сверхпереходной э. д. с. E'', которая в общем случае неизменна только в первый момент переходного процесса. Диапазон изменения E'' невелик, так как определяется только условием поддержания на заданном уровне напряжения *ВГ* при изменении его нагрузки. При исследовании переходных процессов в *ГГ* вспомогательный генератор независимой вентильной системы возбуждения допустимо представлять источником неизменной э. д. с. за реактивностью коммутации. Выпрямитель в этом случае достаточно полно характеризуется внешней характеристикой во всех режимах генератора.

В бесщеточной (или высокочастотной) системе возбуждения основное регулирование ведется изменением тока возбуждения *ВГ*, в силу этого э. д. с. E_x в зависимости от режима работы генератора изменяется в широких пределах. Так, если принять величину э. д. с. при работе *ГГ* на холостом ходу за единицу, то в номинальном режиме работы *ГГ* э. д. с. E_x равна 2,45 отн. ед., а при форсировке возбуждения *ГГ* $E_x = 5$ отн. ед.

В этом случае представлять выпрямитель внешней характеристикой при $E_x = \text{const}$ целесообразно только в частных задачах расчета установившихся режимов и в начальный момент переходного процесса.

Анализ показал целесообразность использования при исследовании подобного рода задач внешней характеристики возбудителя — зависимости среднего выпрямленного напряжения от выпрямленного тока $u_f = f(i_f)$ при неизменном токе возбуждения *ВГ* $i_в = \text{const}$ [$E_q = \text{const}$]. Эта зависимость характеризует одновременно и выпрямитель и *ВГ*. Для характерных установившихся режимов *ГГ* известными

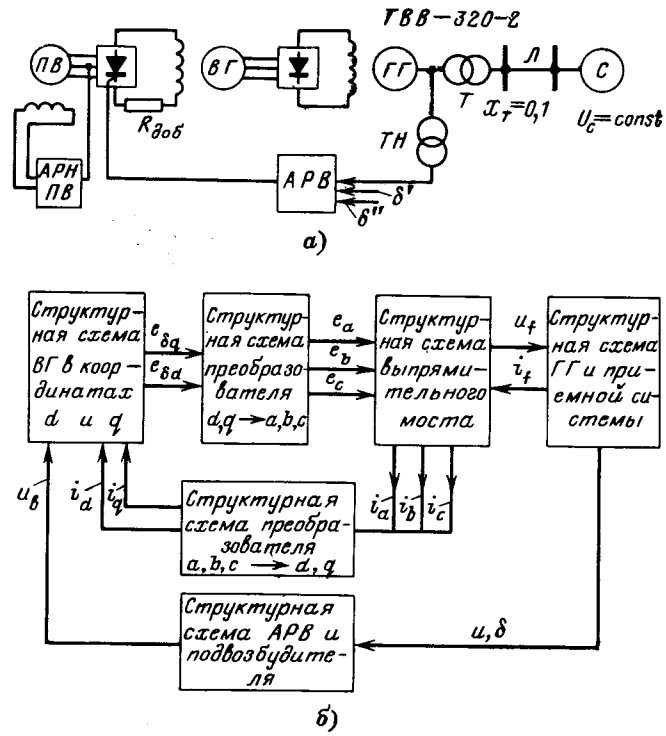


Рис. 1. Схема исследуемой системы (*а*) и структурная схема модели (*б*).

Параметры *ВГ*: $P = 1\,320$ *квт*; $\cos\varphi = 0{,}95$; $U_н = 350$ *в*; $I_н = 2\,300$ *а*; $f = 150$ *гц*.

являются обычно токи возбуждения *ГГ* и *ВГ*, при этом по внешней характеристике возбудителя однозначно определяется напряжение возбуждения.

Аналитическое выражение внешней характеристики возбудителя можно получить, если связать математической зависимостью э. д. с. E_x и E_q вспомогательного генератора. Используя векторную диаграмму М. Г. Шехтмана для генератора, работающего через выпрямитель на индуктивную нагрузку, указанную зависимость для *I* режима выпрямителя можно представить в следующем виде:

$$E_x = \sqrt{E_q^2 - [(x_d - x_\gamma) a i_f \cos\varphi]^2} - a(x_d - x_\gamma) i_f \sin\varphi, \qquad (3)$$

где φ — угол между E_x и первой гармонической тока статора *ВГ* (I_1), определяемый из выражения:

$$\varphi = \arcsin\left[0{,}68\sqrt{\frac{x_\gamma i_f}{E_x}}\right];$$

E_q — синхронная э. д. с. *ВГ*, *в*; a — коэффициент пропорциональности между i_f и I_1; x_d — синхронное сопротивление статора, *ВГ*, *ом*.

Подставив значение E_x из (3) в (1), получим выражение для внешней характеристики возбудителя, если принять в нем $E_q = \text{const}$:

$$u_f = 2{,}34\left\{\sqrt{E_q^2 - [(x_d - x_\gamma) a i_f \cos\varphi]^2} - a(x_d - x_\gamma) i_f \sin\varphi\right\} - \frac{3}{\pi} x_\gamma i_f. \qquad (4)$$

На рис. 2 представлены внешние характеристики возбудителя, построенные для различных токов возбуждения *ВГ*, соответствующих основным режи-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

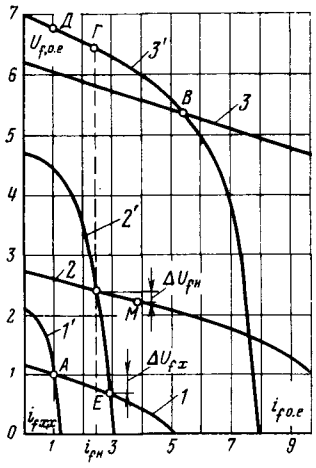


Рис. 2. Внешние характеристики выпрямителя (*1*, *2*, *3*) и возбудителя (*1'*, *2'*, *3'*).

Ось $U_{f.o.e}$: 1 отн. ед. $=U_{fx.x}=185$ *в*; ось $i_{f.o.e}$: 1 отн. ед. $=i_{fx.x}=1\,200$ *а*.

мам работы *ГГ* (холостой ход, номинальная нагрузка и двукратная форсировка возбуждения); там же даны внешние характеристики выпрямителя для значений E_x, соответствующих тем же режимам работы *ГГ*. Снятые на АВМ аналогичные характеристики практически полностью совпали с расчетными.

Как видно из рис. 2, внешняя характеристика возбудителя нелинейна во всем диапазоне изменения i_f. По сравнению с характеристикой выпрямителя здесь наблюдается более существенная зависимость выпрямленного напряжения от тока в основном за счет реакции якоря. Отметим также, что при неизменной э. д. с. E_q (или $i_в$) *ВГ* уменьшение выпрямленного тока приводит к увеличению E_x и наоборот.

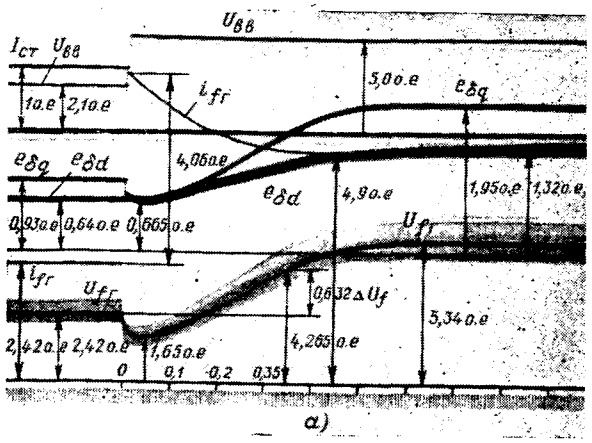


Рис. 3. Переходный процесс при трехфазном коротком замыкании за $x_{вн}=0$ ($T_{f0\,(ВГ)}=0{,}122$).

а — без демпферных контуров; *б* — с демпферными контурами.

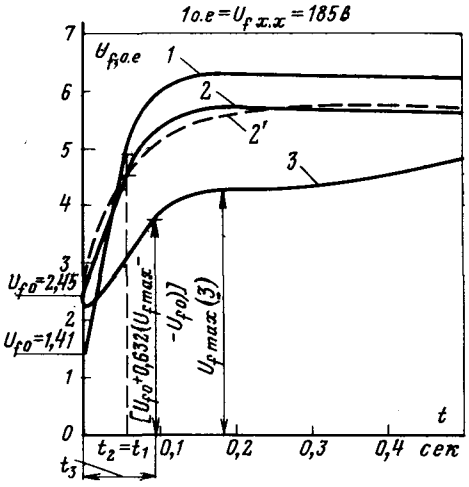


Рис. 4. $U_f=\varphi(t)$ при форсировке возбуждения вспомогательного генератора ($T_{d0\,(ВГ)}=0{,}116$ *сек*).

1 — *ГГ* работает в сети на холостом ходу; *2* — *ГГ* работает в сети с номинальной нагрузкой; *2'* — то же, что *2*, но построенная по выражению $u_{ft}=u_{f0}+(u_{f\max}-u_{f0})\left[1-e^{-\frac{t}{T_e}}\right]$; *3* — короткое замыкание на выводах генератора ($P_0=P_н$).

Процессы форсировки возбуждения при отклонении напряжения на главном генераторе, работающем в системе с некоторой нагрузкой *P*. Этот случай характеризуется отсутствием свободных токов в обмотке возбуждения *ГГ*. Анализ осциллограмм, снятых на модели и представленных на рис. 3 и 4, показывает, что переходный процесс можно условно разделить на два этапа.

На первом этапе напряжение возбуждения *ГГ* возрастает при практически неизменном токе возбуждения, к концу этого этапа в обмотке возбуждения *ВГ* устанавливается предельный ток возбуждения, а выпрямленное напряжение достигает максимальной величины, превосходящей предельное напряжение возбуждения на 20—30%. На втором этапе идет процесс нарастания тока возбуждения *ГГ* (при этом напряжение возбудителя постепенно снижается до предельного). Длительность первого этапа невелика и определяется постоянной времени *ВГ*, длительность второго значительно больше, так как определяется постоянной времени *ГГ*, которая на порядок больше постоянной времени *ВГ*.

Используя характеристики возбудителя, можно оценить величину максимального напряжения, возбуждения, устанавливаемого к концу первого этапа (рис. 2). Оно равно ординате точки на внешней характеристике возбудителя при предельном токе возбуждения (кривая *3'*), абсцисса которой соответствует выпрямленному току предшествующего режима. Так, если в предшествующем режиме генератор работал с номинальной нагрузкой, в конце первого этапа напряжение возбудителя установится $u_f=6{,}4$ отн. ед. (точка *Г* кривой *3'*), что на 20% выше предельного.

Если генератор работал на холостом ходу, напряжение возбудителя будет 6,8 отн. ед. (точка *Д* кривой *3'*), что превосходит предельное напряжение уже на 28%. Чем меньше ток возбуждения *ГГ*

$T^*_{d0(ВГ)}$	Значение $u_{f\max}/u_{fпр}$ при предшествующем режиме		$T^*_{d0(ВГ)}$	Значение $u_{f\max}/u_{fпр}$ при предшествующем режиме	
	Номинальная нагрузка	Холостой ход		Номинальная нагрузка	Холостой ход
0	1,2	1,28	0,182	1,085	1,18
0,06	1,105	1,22	0,295	1,075	1,16
0,118	1,1	1,195			

* Постоянная времени $T_{d0(ВГ)}$ равна сумме постоянных времени обмотки возбуждения и демпферной обмотки.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

в предшествующем режиме, тем выше напряжение возбудителя в конце первого этапа процесса. Возможность превышения предельного напряжения возбудителя на 20—25% должна учитываться при выборе вентилей.

В действительности на первом этапе процесса ток возбуждения *ГГ* успевает несколько возрасти, в связи с этим максимальная величина напряжения возбудителя будет несколько меньше, чем определенная по характеристике возбудителя. Чем меньше постоянная времени возбудителя, тем эти величины будут ближе. В таблице приведены кратности максимального напряжения к расчетному потолочному по результатам, полученным на модели.

Средняя скорость нарастания напряжения возбуждения определялась [рис. 4] согласно ГОСТ 183-66:

$$v = \frac{0{,}632\,(u_{f\,\max} - u_{f0})}{u_{fн}\,t}\,\frac{ед.u_{fн}}{сек}.$$

Зависимость максимального напряжения возбуждения от предшествующего режима работы *ГГ* обусловливает соответственно и изменение средней скорости нарастания напряжения возбуждения, которая тем выше, чем меньше ток возбуждения генератора (рис. 5). Из рис. 5 видно, что в рассматриваемых случаях форсировки возбуждения, когда в роторе отсутствуют свободные токи, значение v значительно превосходит минимально допустимую величину $\left(2\,\frac{ед.u_{fн}}{c}\right)$ при изменении $T_{d0\,(ВГ)}$ в широких пределах.

Анализ показал, что зависимость $u_f = f(t)$ на первом этапе процесса форсировки возбуждения близка к экспоненте с постоянной времени T_e, пропорциональной $T_{d0(ВГ)}$:

$$T_e = k_e\,T_{d0(ВГ)}.$$

Коэффициент пропорциональности k_e зависит от режима работы генератора, однако изменяется несущественно и в среднем при принятых параметрах возбудителя равен 0,5.

Переходный процесс при длительных трехфазных коротких замыканиях главного генератора с одновременным действием форсировки возбуждения возбудителя. В отличие от предыдущего этот случай характерен тем, что действие форсировки возбуждения сопровождается протеканием в роторе *ГГ* свободных токов, величина которых определяется удаленностью короткого замыкания. Анализ осциллограмм (рис. 3) показал, что падение напряжения в реактивности коммутации существенно влияет на напряжение возбудителя. В первый момент времени напряжение возбудителя снижается на величину ΔU_f, спустя несколько периодов оно восстанавливается, а затем нарастает под действием форсировки возбуждения, причем расчетное потолочное напряжение устанавливается после затухания всех свободных токов.

Учитывая, что э. д. с. E_x в первый момент короткого замыкания не изменяется, и зная начальный бросок выпрямленного тока, можно оценить величину снижения напряжения возбудителя по его внешней характеристике. Увеличение выпрямленного тока при $E_x = \text{const}$ обусловливает увеличение угла коммутации γ и, следовательно, падение напряжения в реактивности коммутации. Выпрямленное напряжение при этом уменьшается по внешней характеристике выпрямителя при E_x предшествующего режима: из точки *Б* в точку *М* кривой *2* рис. 2 (предшествующий режим номинальной нагрузки) и из точки *А* в точку *Е* кривой *1* (холостой ход). Новые положения на характеристике соответствуют выпрямленному току в начальный момент короткого замыкания. Падение напряжения в возбудителе в первый момент короткого замыкания на выводах *ГГ* составляет 6—7% от напряжения предшествующего режима, если генератор работал с номинальной нагрузкой (рис. 2) и 25%, если до короткого замыкания генератор был на холостом ходу. В последнем случае выпрямитель переходит во II режим работы. При принятых параметрах демпферных контуров *ГГ* более глубоких режимов выпрямителя не наблюдалось.

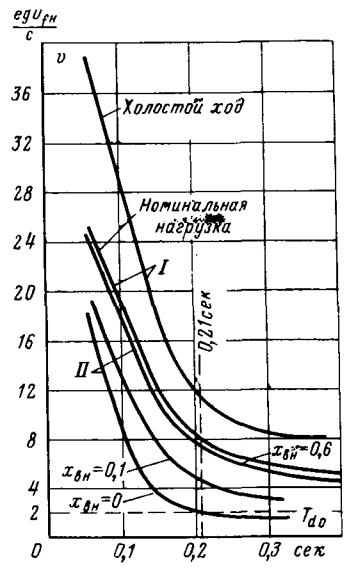


Рис. 5. Зависимость скорости нарастания напряжения возбуждения генератора от $T_{d0(ВГ)}$.

I — главный генератор работает в сети; *II* — при трехфазном коротком замыкании главного генератора.

Длительность «провала» в напряжении возбуждения и протекание процесса в дальнейшем зависит от постоянной времени возбудителя и удаленности короткого замыкания. При $x_{вн}=0$ и $T_{d0(ВГ)}=0{,}295$ длительность провала составила примерно 4 периода промышленной частоты (0,07+0,08 *сек*).

Для иллюстрации влияния величин свободных токов были сняты осциллограммы процесса короткого замыкания для генератора без демпферных контуров. В связи с увеличением свободных токов в обмотке возбуждения *ГГ* падение напряжения в этом случае возросло до 30% при коротком замыкании на выводах и предшествующем режиме — номинальной нагрузке. Если генератор до короткого замыкания работал на холостом ходу, то выпрямитель переходит в III режим, а напряжение снижается почти до нуля.

В дальнейшем течении переходного процесса напряжение возбудителя следует за всеми изменениями тока возбуждения *ГГ*, а расчетное напряжение устанавливается лишь после затухания всех свободных токов. Заметно снижается при коротком замыкании и средняя скорость нарастания напряжения возбуждения (рис. 4, кривая *3*), при трехфазном коротком замыкании на выводах *ГГ* она достигает минимального значения.

В этом случае требуемую по ГОСТ скорость исследуемая система возбуждения может обеспечить при $T_{d0\,(ВГ)}=0{,}21$ *сек*.

Статическая, динамическая устойчивость и по-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

слеаварийные качания. Условия статической устойчивости рассматривались при работе генератора через $x_{вн}$ на шины системы бесконечной мощности. При изменении постоянной времени *ВГ* от 0,06 до 0,293 *сек* предел передаваемой мощности по условиям статической устойчивости был примерно одинаков и составлял 1,34 $P_н$, что на 4,2% меньше, чем при $u_г$=const и на 11,7% больше, чем при E=const. Анализ областей статической устойчивости показал, что с увеличением постоянной времени возбудителя области уменьшаются, а линии наибольшего затухания сдвигаются в сторону уменьшения коэффициента по второй производной частоты.

Наибольшее значение постоянной времени возбудителя, при которой достигается настройка *АРВ* во всех режимах работы *ГГ*, равно 0,22 *сек*. Применение АРВ сильного действия, если постоянная времени возбудителя больше 0,22 *сек*, затруднительно.

Рассмотрены трехфазные короткие замыкания на зажимах генератора длительностью 0,14 *сек*. В предшествующем режиме генератор работал с нагрузкой P_0=0,6 $P_н$. Опыты произведены для различных постоянных времени *ВГ* (0+0,256 *сек*). Настройка АРВ принималась оптимальной с точки зрения наибольшего затухания послеаварийных качаний. Анализ осциллограмм показал, что увеличение постоянной времени вспомогательного генератора от 0 до 0,256 *сек* вызывает увеличение времени послеаварийных качаний в 1,7 раза.

При $T_{d0(ВГ)}$=0,256 *сек* в течение 4 *сек* после отключения короткого замыкания происходят глубокие качания со снижением до нуля, а затем они переходят в менее глубокие качания продолжительностью примерно 3 *сек*. При $T_{d0(ВГ)}$=0,06 *сек* общая продолжительность качаний составляет 2 *сек*. Предел передаваемой мощности при трехфазных коротких замыканиях на шинах генератора длительностью 0,14 *сек* при увеличении постоянной времени *ВГ* с 0 до 0,253 *сек* снижается примерно на 4%.

Выводы. 1. Исследование на АВМ переходных процессов в синхронных генераторах с бесщеточной системой возбуждения показало, что скорость нарастания напряжения при форсировке возбуждения существенно зависит от режима работы главного генератора. Скорость максимальна, если форсировка возбуждения действует при отклонении напряжения главного генератора, работающего в системе с некоторой нагрузкой. Минимальное значение скорость имеет при трехфазном коротком замыкании на выводах главного генератора.

2. Анализ позволил определить максимальное значение постоянной времени бесщеточного возбудителя, исходя из условий обеспечения требуемой по ГОСТ 183-66 скорости нарастания напряжения возбуждения во всех режимах и возможности настройки АРВ сильного действия.

Исходя из перечисленных требований, постоянная времени бесщеточного возбудителя должна быть меньше 0,2 *сек*, максимальная постоянная времени обмотки возбуждения определяется с учетом параметров демпферных обмоток.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Применение аналоговых вычислительных машин в энергосистемах. Под ред. Н. И. Соколова. М., «Энергия», 1970. 399 с.

2. **Глебов И. А.** Системы возбуждения синхронных генераторов с применением мощных статических преобразователей Изд. АН СССР, 1960, 335 с.

3. **Глебов И. А., Логинов С. И., Рафиков И. Э.** Результаты испытаний бесщеточной системы возбуждения турбогенератора 6 *Мвт*.— «Электротехника», 1970, № 1, с. 12—14.

[18.1.1973]

◇ ◇ ◇

УДК 62-83:65.011.56

Позиционные системы электропривода класса машин по производству панелей

Доктор техн. наук, проф. И. И. ПЕТРОВ
(Москва),
канд. техн. наук, доц. З. Я. ЛУРЬЕ
(Харьков)

При производстве вычислительных машин, устройств автоматики и связи, технических средств управления электроприводами и т. п. возникает необходимость в изготовлении большого количества различных плат, панелей, щитов и пультов управления с разнообразными по форме и размерам отверстиями. Для изготовления этих изделий были созданы автоматизированные дыропробивные прессы и специальные сверлильные станки.

Развитие ряда отраслей машиностроения потребовало изготовления различных сложных деталей (панелей) из листового материала: корпусных узлов современных летательных аппаратов, нефтехимического и газового оборудования, обечаек баков и др. Наиболее прогрессивным технологическим процессом производства этих изделий является точечная электросварка на автоматизированных машинах.

Выпуск самых разнообразных панелей для соответствующих отраслей промышленности увеличивается из года в год в связи с ростом автоматизации управления производством и технологическими процессами. В масштабе страны обеспечение растущей потребности в этих изделиях имеет народнохозяйственное значение.

Дальнейшее повышение производительности указанных машин и качества изделий может быть достигнуто за счет разработки оптимальных систем автоматического управления.

В целом эти группы машин выполняют различные рабочие процессы (пробивка, сверление и сварка), но по своим общим технологическим признакам (позиционирование без выполнения рабочей операции, высокие требования к производительности машины в целом, точность отработки заданной позиции и т. д.) и информационным признакам (значи-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

тельное число и статистический характер расположения отверстий) их можно объединить в один класс машин по производству панелей. При этом появляется возможность разработать единый теоретический подход к динамике позиционной системы электропривода машин данного класса.

На динамические процессы в системе существенно влияют статистические свойства панелей и последовательность изготовления отверстий в изделии, поэтому для создания оптимальных систем электропривода таких машин уже недостаточно их исследование на основе описания переходных процессов дифференциальными уравнениями. Математическая модель системы должна включать законы распределения (или их числовые характеристики) координат отверстий ансамбля панелей, оптимизирующий алгоритм последовательности изготовления отверстий в детали, случайный характер внешних возмущений и начальных условий.

На рис. 1 изображена блок-схема позиционной системы. Здесь приведен наиболее общий случай, когда позиционирование осуществляется по трем координатам X, Y (перемещение заготовки) и α (выбор соответствующего инструмента). Информация о статистических характеристиках обрабатываемых изделий (*ОИ*) учитывается при формировании оптимизирующего алгоритма (*ОА*) последовательности изготовления отверстий в панели. Выработанная с помощью *ОА* последовательность операций запоминается в устройстве задания (*УЗ*) и в виде величин перемещений ($\Delta X_з$, $\Delta Y_з$, $\Delta\alpha_з$) подается на входы электромеханических позиционных систем (*ЭМП*) соответствующих координат. Обозначенная на схеме одним блоком *ЭМП*, как правило, является сложной системой со многими обратными связями и работает в основном при случайных возмущениях F и случайных начальных условиях $f_{н.у}$.

Информация об отработанном перемещении по каждой координате $\Delta X_{от}$, $\Delta y_{от}$, $\Delta\alpha_{от}$ поступает на вход устройства управления (*УУ*) рабочим органом машины. Только после окончания позиционирования по всем координатам с выхода *УУ* поступает командный сигнал A на электромеханическую систему (*ЭМР*), осуществляющую рабочую операцию. После изготовления одного отверстия с выходного устройства (*ВУ*) поступает сигнал B на *УЗ*, и цикл, при котором будет изготовлено очередное отверстие, повторяется снова.

Таким образом, исследование позиционной системы электропривода машин данного класса требует более широкого подхода, разработки новых методов, основанных на современных достижениях технической кибернетики.

Статистическое исследование основных характеристик обрабатываемых изделий. В дальнейшем разнообразные изделия, обрабатываемые на оборудовании данного класса машин, будем обобщенно называть панелями, а отверстия и сварочные точки — отверстиями. Если рассматривать ансамбль панели, то можно считать, что координаты отверстий распределены на плоскости случайным образом (случайное плоское поле точек). При этом с достаточной для практики точностью соблюдаются условия:

1. Точки распределены на плоскости статистически равномерно со средней плотностью λ.

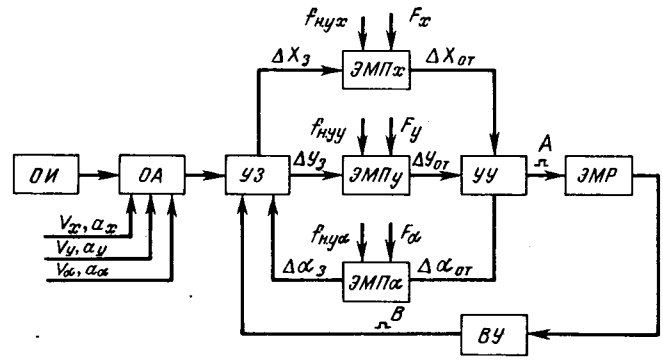


Рис. 1. Блок-схема позиционной системы управления электроприводом (V, a — максимальные скорость и ускорение).

2. Точки попадают в неперекрывающиеся области независимым образом.

3. При сравнении отдельных областей точки появляются поодиночке, а не парами, тройками и т. д. Тогда число точек, попадающих в любую область D площадью S_d, распределяется по закону Пуассона [Л. 1]:

$$P_m = \frac{a^m}{m!} e^{-a},\ m = 0, 1, 2, \ldots, \qquad (1)$$

где $a = \lambda S_d$ — среднее число точек, попадающих в область D; P_m — вероятность попадания в эту область ровно m точек.

Следовательно, координаты отверстий ансамбля панелей представляют собой равномерное пуассоновское поле точек на плоскости с плотностью λ. При этом закон распределения расстояния R от любой точки поля до ближайшей к ней соседней подчиняется закону Рэлея [Л. 1]:

$$f(r) = \begin{cases} 2\pi r\lambda e^{-\pi r^2\lambda} & \text{при } r > 0; \\ 0 & \text{при } r < 0. \end{cases} \qquad (1a)$$

Если за начало координат взять любую точку, то координаты $(\Delta X, \Delta Y)$ ближайшего отверстия распределяются по нормальному закону:

$$f(\Delta X, \Delta Y) = \lambda e^{-\pi\lambda(\Delta X^2 + \Delta Y^2)} \qquad (2)$$

с дисперсией $\sigma^2_{\Delta x} = \sigma^2_{\Delta y} = \frac{1}{2\pi\lambda}$ и математическими ожиданиями $m_{\Delta x} = m_{\Delta y} = 0$.

Правая часть уравнения (2) представляет собой произведение плотностей распределения координат $(\Delta X, \Delta Y)$, что указывает на их независимость.

Средняя длина перемещения по координате $\eta_{\Delta x}$ (или $\eta_{\Delta y}$) определяется как математическое ожидание закона модуля одномерного рассеивания и для нормального закона равна $0{,}8\sigma_{\Delta x}$ (или $0{,}8\sigma_{\Delta y}$). Отметим, что она позволяет предварительно выбрать параметры электропривода.

На рис. 2 для примера изображены типичная экспериментальная гистограмма распределения приращений по одной из координат и выравнивающая кривая нормального закона. Применение критерия χ^2 показывает согласованность статистического и теоретического распределений.

Оптимизация динамических процессов в системе при детерминированных воздействиях. На первом

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

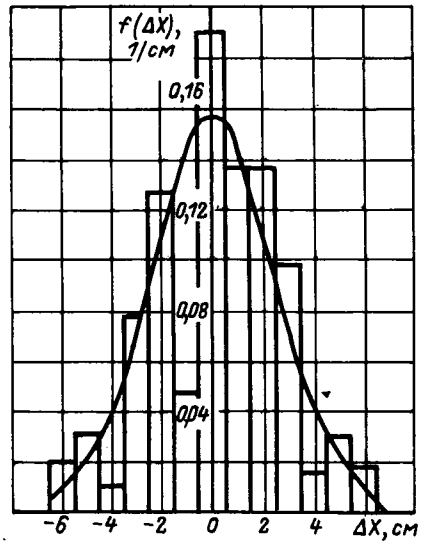


Рис. 2. Экспериментальная гистограмма и выравнивающая кривая нормального закона при обработке радиопанели со 188 отверстиями.

этапе исследования примем, что параметры объекта, начальные условия и внешние возмущения детерминированы. Это позволит рельефнее определить цель управления.

Наиболее важной частью переходного процесса является участок торможения, показатели качества которого оказывают существенное влияние на общее время цикла изготовления отверстия в панели.

Сформулируем критерий оптимальности, при котором закон изменения скорости в процессе торможения должен обеспечивать минимальный путь, проходимый на этом участке при допустимых ограничениях на фазовые координаты. Поэтому будем определять желаемый закон изменения скорости как экстремаль, на которой достигается минимум функционала

$$J=\int_0^T [\omega(t)+K\dot{\omega}^2(t)]\,dt. \tag{3}$$

В указанном функционале, определенном на классе гладких или кусочно-гладких функций [Л. 2], учитывается энергетическая сторона переходного процесса [Л. 3 и 4], хотя в явном виде и не введено условие ограничения по нагреву. Оптимальная функция в этом случае находится решением вариационной задачи и с учетом ограничения по ускорению состоит из участка граничной кривой (*I*) и участка экстремали (*II*):

$$\omega_{\text{I}}(t)=\omega_0-\dot{\omega}_{\text{доп}}t,\quad 0\leqslant t\leqslant\tau, \tag{4}$$

$$\omega_{\text{II}}(t)=\frac{1}{4K}t^2-\left(\frac{T}{2K}+\sqrt{\frac{\omega_{\text{к}}}{K}}\right)t+\frac{T^2}{K4}+$$

$$+\omega_{\text{к}}+T\sqrt{\frac{\omega_{\text{к}}}{K}},\quad \tau\leqslant t\leqslant T. \tag{5}$$

Значения T и τ находятся из условий сопряжения экстремали и граничной прямой:

$$\left.\begin{aligned} T&=\frac{\omega_0}{\dot{\omega}_{\text{доп}}}-2K\sqrt{\frac{\omega_{\text{к}}}{K}}+K\dot{\omega}_{\text{доп}};\\ \tau&=\frac{\omega_0}{\dot{\omega}_{\text{доп}}}-K\dot{\omega}_{\text{доп}}. \end{aligned}\right\} \tag{6}$$

Условие трансверсальности:

$$\omega_{\text{к}}-K\dot{\omega}^2(T)=0. \tag{7}$$

Параметр K определяем из дополнительного условия:

$$\frac{d^2\omega(t)}{dt^2}=\frac{K_{\text{м}}}{J_{\text{п}}}\frac{dI}{dt}=\frac{1}{K}. \tag{8}$$

Полученный оптимальный закон изменения скорости трудно реализовать технически (ускорение в начальный момент должно измениться скачком). Переходный процесс, описанный уравнениями (4) и (5), следует рассматривать как некоторый теоретический предел.

Перейдем к синтезу квазиоптимального процесса, при котором ускорение на начальном участке нарастает по линейному закону с тем же коэффициентом, что и в уравнении (5). Тогда скорость в интервале $0\leqslant t\leqslant\theta$ изменяется в соответствии с выражениями:

$$\left.\begin{aligned} \omega_{\text{I}}(t)&=-\frac{1}{4K}t^2+\omega_0;\\ \theta&=2K\dot{\omega}_{\text{доп}}. \end{aligned}\right\} \tag{9}$$

На следующем участке $\theta\leqslant t\leqslant\tau$ ускорение поддерживается, как и в оптимальном процессе, на максимально допустимом уровне $\dot{\omega}_{\text{доп}}$, а скорость

$$\omega_{\text{II}}(t)=\omega_0+K\dot{\omega}^2_{\text{доп}}-\dot{\omega}_{\text{доп}}t. \tag{10}$$

На третьем участке $\theta\leqslant t\leqslant\tau$ скорость определяется из (5), при этом

$$\left.\begin{aligned} T&=\frac{\omega_0}{\dot{\omega}_{\text{доп}}}-2K\sqrt{\frac{\omega_{\text{к}}}{K}}+2K\dot{\omega}_{\text{доп}};\\ \tau&=\frac{\omega_0}{\dot{\omega}_{\text{доп}}}, \end{aligned}\right\} \tag{11}$$

а скорость $\omega_{\text{к}}$ выбирается из условий обеспечения заданной точности на конечном участке замедления (выбеге).

Квазиоптимальный процесс достаточно близок к оптимальному (рис. 3). Его техническая реализация не представляет трудности.

Синтез системы при случайных воздействиях. Оптимальное управление, доставляющее минимум функционалу (3), обеспечивает невозмущенное движение системы, соответствующее вполне определенной совокупности параметров и начальных условий. Однако позиционная система работает, как правило, при случайных внешних возмущениях, случайных начальных условиях и случайных изменениях параметров (возмущенно-невозмущенное движение), что снижает эффективность оптимального управления по уравнениям (5), (9)—(11).

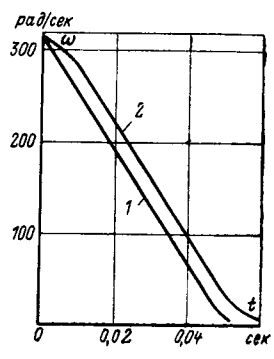


Рис. 3. Переходный процесс скорости торможения.
1 — оптимальный; *2* — квазиоптимальный. $\omega_0=314$ *рад/сек*; $\dot{\omega}_{\text{доп}}=6\,150$ *рад/сек*²; $K_{\text{м}}=0{,}175$ *сек*; $\frac{dI}{dt}=4\,500$ *а/сек*; $J_{\text{п}}=1{,}32\cdot10^{-3}$ *дж·с ек*²; $\omega_{\text{к}}=6{,}05$ *рад/сек*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Определение статистических характеристик этих случайных факторов требует постановки ряда трудоемких экспериментов, что не всегда выполнимо при разработке новых систем. Поэтому при проектировании системы управления электроприводом в настоящее время разработчик, как правило, не располагает необходимыми статистическими данными. В связи с этим особое значение имеют те методы синтеза, которые обеспечивают эффективность оптимальных управлений в условиях случайных воздействий при ограниченных сведениях о них.

Новым направлением синтеза оптимальных управлений, обеспечивающих минимизацию некоторой меры возмущенного движения, является аналитическое конструирование регуляторов [Л. 2], основанное на минимизации функционала

$$J=\int_0^T \sum_{i=1}^n \beta_{ii}X_i^2\,dt+\int_0^T U^2dt, \qquad (12)$$

т. е. на решении многомерной вариационной задачи.

Наибольший интерес представляет метод А. А. Красовского [Л. 5], позволяющий во многих случаях найти решение в замкнутой форме и выявить общие закономерности оптимальных управлений. Существенное упрощение алгоритмов синтеза и конечных результатов достигнуто здесь за счет

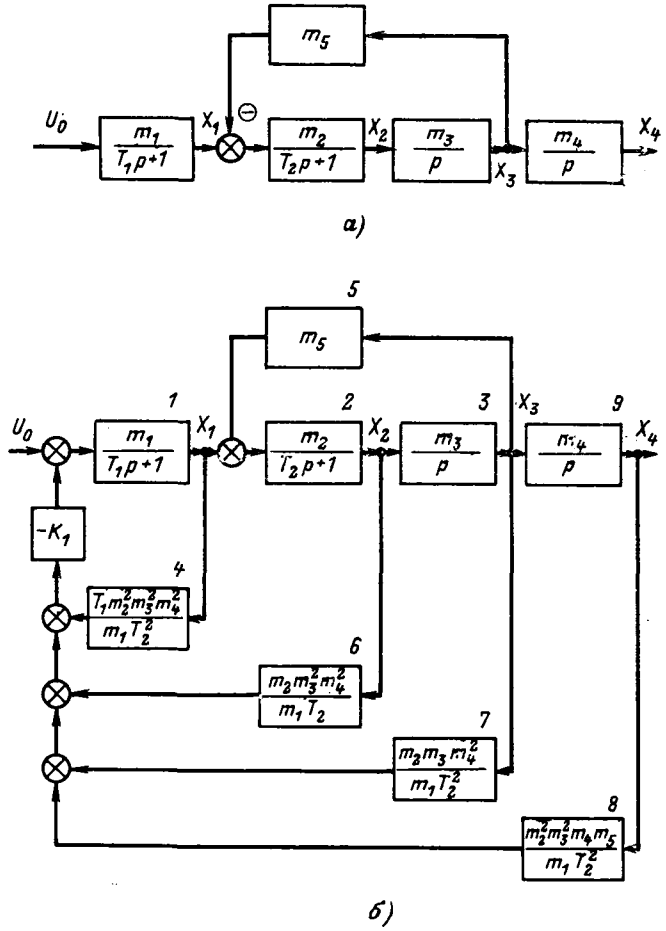


Рис. 4. Структурные схемы систем.
а — исходная; *б* — синтезированная.

введения ограничивающего условия:

$$\int_0^T \sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{K_i}\,dt+\int_0^T \sum_{i=1}^n K_i\left(\sum_{K=1}^n \gamma_{ik}X_k\right)^2 dt=$$

$$=C\,[X_1(0),\ldots,X_n(0)], \qquad (13)$$

при этом минимизируемый функционал задается в виде:

$$J=\int_0^T \sum_{i,\,k=1}^n \beta_{ik}X_iX_k\,dt+\sum_{i,\,k=1}^n \gamma_{ik}(T)\,X_i(T)\,X_k(T). \qquad (14)$$

Исследования показали, что наиболее целесообразным для позиционной системы является синтез оптимальных управлений по способу вырожденного функционала. В этом случае минимизируется текущее значение квадратичной формы фазовых координат:

$$J=\left[\sum_{i=1}^n A_{in}X_i(t)\right]^2, \qquad (15)$$

а оптимальные управления принимают вид:

$$U_i=-K_iA_{in}\sum_{k=1}^n A_{kn}X_k,\quad i=1,2,\ldots,n. \qquad (16)$$

На рис. 4,*а* изображена структурная схема исходной системы; фазовыми координатами являются: X_1 — напряжение тиристорного преобразователя $U_т$; X_2, X_3 — ток и скорость электродвигателя I, ω; X_4 — величина перемещения механизма S.

Уравнения оптимальной системы:

$$\left.\begin{aligned}
&\dot X_1+a_{11}X_1=\frac{m_1}{T_1}(U_0+U_1);\\
&\dot X_2+a_{21}X_1+a_{22}X_2+a_{23}X_3=0;\\
&\dot X_3+a_{32}X_2=a_{32}I_c;\\
&\dot X_4+a_{43}X_3=0.
\end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

Здесь

$$a_{11}=\frac{1}{T_1};\ a_{21}=-\frac{m_2}{T_2};$$

$$a_{22}=\frac{1}{T_2};\ a_{23}=\frac{m_2m_5}{T_2};$$

$$a_{32}=-m_3;\quad a_{43}=-m_4.$$

Структурная схема синтезированной оптимальной системы приведена на рис. 4,*б*. Коэффициент усиления канала управления K_1 определяется из условий состояния синтезированной системы в начале и в конце процесса торможения, статической точности с последующим уточнением по величине максимального ускорения.

Зависимость коэффициента K_1 и напряжения U_0 от пути торможения $X_{4т}$ изображена на рис. 5. Из графика видно, что наиболее целесообразные значения коэффициента K_1 соответствуют колену кривой, в данном примере интервалу ($аб$). Такие же границы изменения коэффициента K_1 получены при анализе статической точности и максимальных ускорений.

Математическое моделирование на АВМ показало, что синтезированная система весьма эффективно формирует оптимальный процесс при наличии случайных возмущений и при случайных на-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

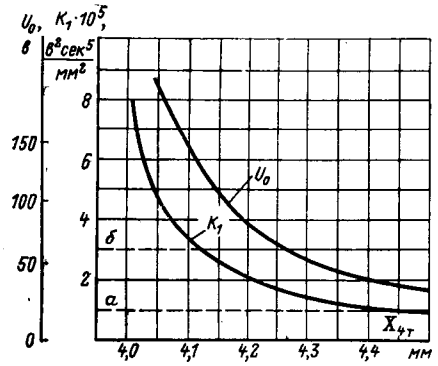


Рис. 5. Зависимости K_1 и U_0 от пути торможения $X_{4т}$.
$m_1=20$; $m_2=1{,}25$ *1/ом*; $m_3=122{,}5$ *рад/а · сек²*; $X_{10}=95$ *в*; $X_{30}=314$ *рад/сек*; $I(0)=I(T)=0$.

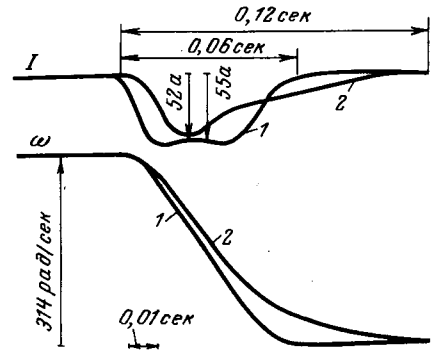


Рис. 7. Осциллограммы переходных процессов при торможении в синтезированных системах.
1 — по методу А. А. Красовского; *2* — по предлагаемому методу.

чальных условиях. Ценным качеством оказалось незначительное изменение переходных процессов в системе при больших отклонениях параметров объекта: постоянных времени тиристорного преобразователя, электродвигателя и сопротивления якорной цепи. Однако линейные оптимальные управления не могут обеспечить наибольшего быстродействия.

Более эффективным оказался предложенный в статье метод, сочетающий в основном свойства оптимальных управлений, доставляющих минимум функционалам (3) и (15). Выделим для этого в структурной схеме (рис. 4,*б*) два контура. Часть схемы, в которую входят звенья *1*÷*7*, будем называть внутренним контуром, а контур, создаваемый координатой X_4 и ее обратной связью, — внешним (звенья *8*, *9*). Внутреннему контуру присущи все свойства оптимальных управлений, о которых говорилось выше при выполнении условия:

$$2K_1\int_0^T\left[A_{14}\sum_{k=1}^{3}A_{k4}X_k\right]^2dt=C[X_1(0),\ X_2(0),\ X_3(0)]<$$
$$<A_{14}^2X_1^2(0)+A_{14}A_{34}X_1(0)X_3(0). \qquad (18)$$

Левая часть неравенства (18) представляет собой заданную сумму взвешенных работ на входе внутреннего контура системы за время переходного процесса; правая часть — начальное состояние системы. Сформируем управляющее воздействие на вход первого звена так, чтобы достигался минимум

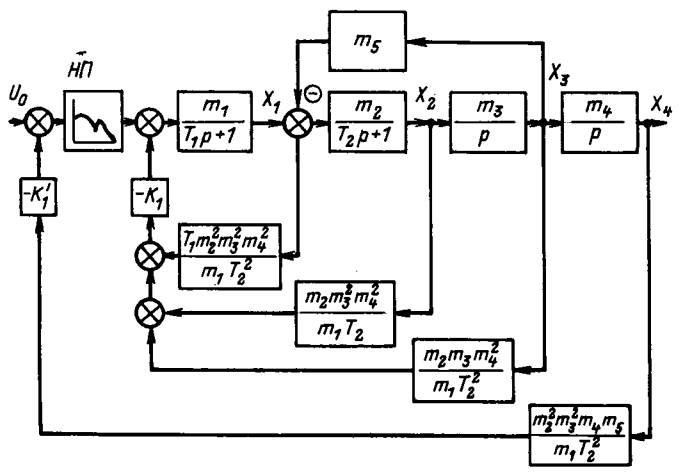


Рис. 6. Структурная схема оптимальной системы, синтезированной по предлагаемому методу (*НП* — нелинейный преобразователь).

функционала (3), используемого при оптимизации методами классического вариационного исчисления. В этом случае осуществляется синтез оптимальной системы по быстродействию при наличии случайных возмущений. Структурная схема системы, синтезированной таким способом, приведена на рис. 6. Динамика ее характеризуется значительным повышением быстродействия, что видно из сопоставления осциллограмм *1* и *2* на рис. 7.

Анализ производительности класса машин. Оценим среднюю производительность машины (число отверстий в минуту) при изготовлении ансамбля панелей:

$$П_{ср}=\frac{60}{t_п+t_р}, \qquad (19)$$

где $t_п=M[t_i]$ — математическое ожидание времени позиционирования для ансамбля панелей при изготовлении одного отверстия; $t_р$ — время одной рабочей операции (величина постоянная для конкретной машины).

Время $t_п$, а следовательно, и производительность сложным образом зависят от статистических характеристик панелей, выбранных параметров электропривода, оптимизации динамических процессов в системе и алгоритма обработки изделия.

Остановимся на мало изученном и между тем весьма важном влиянии последовательности изготовления отверстий в изделии на время $t_п$, т. е. на производительность.

Согласно блок-схеме (рис. 1) положение j-го отверстия описывается координатами (X_j, Y_j и α_j), при этом началу обработки панели соответствуют координаты X_0, Y_0 и α_0. Чтобы изготовить k-е отверстие непосредственно после j-го, системам *ЭМП* необходимо: переместить заготовку по оси X на расстояние $\rho_x(j,\ k)=(X_j-X_k)$ и по оси Y на расстояние $\rho_y(j,\ k)=(Y_j-Y_k)$ выбрать требуемый инструмент, чтобы он оказался в зоне рабочей операции, при этом угловое перемещение составит $\rho_\alpha\ (j,\ k)=(\alpha_j-\alpha_k)$. Все операции осуществляются одновременно. Рабочая операция здесь не рассматривается, так как ее длительность не зависит от выбранного порядка.

Аппроксимируем оптимальный закон изменения скорости в переходном процессе трапецеидальным графиком. Тогда, обозначая через z любую из координат, определяем время движения по формуле:

$$t_z(j,\ k)=$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$= \begin{cases} \frac{\rho_z(j,k)}{V_z} + \frac{1}{2}(t_р + t_т) & \text{при } \rho_z \geqslant \frac{1}{2}(t_р + t_т) V_z; \\ \sqrt{\frac{2\rho_z(j,k)(t_р + t_т)}{V_z}} & \text{при } \rho_z < \frac{1}{2}(t_р + t_т) V_z. \end{cases} \quad (20)$$

Следовательно, время, необходимое на выполнение операций для изготовления k-го отверстия после j-го, равно:

$$t(j,k) = \max_z t_z(j,k). \quad (21)$$

Обозначим координаты k-го отверстия (X_k, Y_k, α_k) через S_k и соответственно координаты $1, \ldots, n$ отверстий — через $S_1, \ldots, S_n$. За координаты исходного и конечного положения панели при ее обработке примем $S_0 = S_{n+1}$. Общее число возможных маршрутов изготовления n отверстий составляет $n!$ перестановок. Если через i обозначить номер той или иной перестановки из n элементов, то этот индекс будет «пробегать» значения от 1 до $n!$. Тогда символ $S_k^{(i)}$ означает, что k-е отверстие с координатами (X_k, Y_k, α_k) изготавливается при i-й перестановке.

Если отверстия выполняются в порядке $S_i = (S_0^{(i)}, S_1^{(i)}, \ldots, S_n^{(i)}, S_{n+1}^{(i)})$, то общее время позиционирования при изготовлении панели составит:

$$T(S_i) = \sum_{m=0}^{n} t(S_m^{(i)}, S_{m+1}^{(i)}). \quad (22)$$

Задача состоит в нахождении такого порядка $\breve{S}$, что

$$T(\breve{S}) = \min T(S_i). \quad (23)$$

Таким образом, получено выражение, позволяющее максимизировать производительность машин при прочих равных условиях. Задача в приведенной постановке сводится к известной задаче о коммивояжере [Л. 6] и содержит $\frac{1}{2}n!$ вариантов. Для задачи большого размера ($n \gg 100$) не представляется возможным точное решение.

Предлагаемые машинные алгоритмы [Л. 7] строились на основе совершенствования локально-оптимальных и их рандомизации.

Выполненные вероятностные исследования характеристик обрабатываемых изделий, оптимизация динамических процессов в позиционной системе, поиск оптимальных алгоритмов изготовления отверстий позволяют при статистическом моделировании на вычислительной машине выбрать рациональные параметры электропривода и получить близкое к оптимальному значение производительности.

Предложенные в статье методы построения оптимальных позиционных систем получили экспериментальное подтверждение: создан позиционный электропривод головного образца гаммы дыропробивных прессов, обеспечивающий параметры пресса на уровне лучших мировых образцов. Производительность пресса при пробивке отверстий одного диаметра с шагом 25 *мм* составила 80 отверстий в минуту. По имеющимся данным лучшие образцы

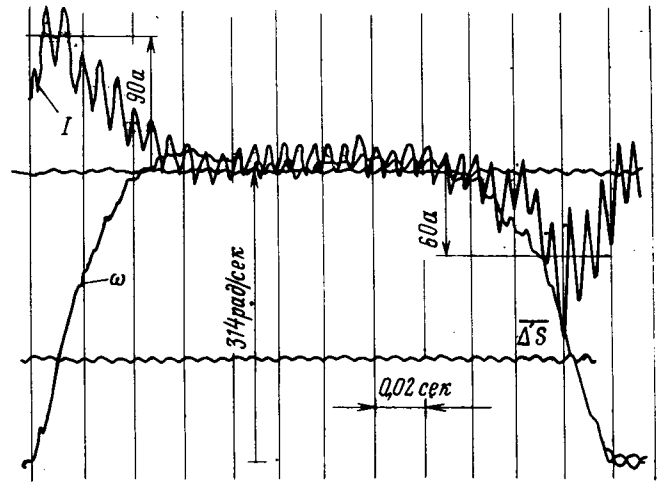


Рис. 8. Переходные процессы в реальной позиционной системе ($\overline{\Delta S}$ — контроль наличия рассогласования по путям.

подобных прессов зарубежных фирм при аналогичных условиях имеют производительность 72—75 отверстий в минуту.

На рис. 8 изображена осциллограмма переходных прессов в системе электропривода одной из координат этого пресса. Время разгона и торможения (при дискретности системы 0,1 *мм*) соответственно равно 0,06 и 0,08 *сек*.

Выводы. 1. Установленная общность технологических и информационных особенностей групп машин (дыропробивных прессов, специальных сверлильных станков и машин точечной электросварки) объединяет их в единый класс машин по производству панелей с позиционной системой электропривода.

2. Оптимизация динамических процессов в позиционной системе при детерминированных воздействиях на основе минимизации функционалов, определенных на классе гладких или кусочно-гладких функций, обеспечивает высокое быстродействие.

3. Синтез оптимальных управлений методами аналитического конструирования обеспечивает эффективную работу системы при случайных воздействиях, но не доставляет требуемого быстродействия.

4. Предложенный метод синтеза обеспечивает высокое быстродействие системы при случайных возмущениях.

5. Весьма важное значение для выбора параметров электропривода имеют статистические характеристики обрабатываемых изделий.

6. Существенное влияние на производительность машин в целом оказывает последовательность изготовления отверстий в детали. Оптимизация этой последовательности в приведенной постановке сводится к известной задаче о коммивояжере.

7. На основе разработанных методов создана позиционная система электропривода головного образца гаммы дыропробивных прессов. Параметры разработанного и изготовленного пресса находятся на уровне мировых образцов.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вентцель Е. С., Овчаров Л. А.** Теория вероятностей. М., «Наука», 1969, 366 с.
2. **Летов А. М.** Динамика полета и управления. М., «Наука», 1969. 360 с.
3. **Петров И. И., Мейстель А. М.** Специальные режимы работы асинхронного электропривода. М., Энергия», 1968. 265 с.
4. **Зусман В. Г., Мейстель А. М., Херсонский Ю. И.** Некоторые вопросы оптимизации электропривода позиционных механизмов металлорежущих станков.— «Электричество», 1968, № 9, с. 63—70.
5. **Красовский А. А.** Аналитическое конструирование контуров управления летательными аппаратами. М., «Машиностроение», 1969, 240 с.
6. **Корбут А. А., Филькенштейн Ю. Ю.** Дискретное программирование. М., «Наука», 1969.
7. **Лурье З. Я., Рублинецкий В. И., Томчук Е. Я.** Оптимизация управляющей программы работы автоматизированного электропривода одного класса механизмов.— «Изв. вузов. Электромеханика», 1972, № 4, с. 432—435.

[29.11.1972]

✧ ✧ ✧

УДК 62-83:621.316.718

Оптимизация систем стабилизации скорости электропривода с учетом чувствительности к вариациям параметров

Канд. техн. наук, доц. **В. Л. АНХИМЮК**

Белорусский политехнический институт

Одним из эффективных средств решения проблемы структурного синтеза систем, для которых нечувствительность к изменению параметров объекта управления должна определяться их структурным свойством, является оптимизация этих систем с учетом чувствительности фазовых координат к вариациям параметров.

В статье рассматривается решение этой задачи методом динамического программирования. Определение структуры регулятора, обеспечивающего оптимальность процесса, базируется на минимизации функционала

$$J=\int_0^\infty\left[w(x)+cV^2+\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{m}\mu_{ij}u_{ij}^2\right]dt, \qquad (1)$$

где $w(x)=\lambda_1x_1^2+\ldots+\lambda_nx_n^2$ — функция состояния координат объекта; V — управление; $u_{ij}=\partial x_i/\partial\alpha_j$ — функции чувствительности; α_j — параметр, по отношению к которому рассматривается чувствительность i-й координаты; $\lambda_1,\ldots,\lambda_n$, c, μ_{ij} — весовые множители.

На рис. 1 приведена схема электропривода постоянного тока, состоящего из двигателя, структура которого представлена звеньями $K_т$ и K_Θ охваченными внутренней отрицательной обратной связью, и инерционного преобразователя $K_п$. Электродвигатель и преобразователь представляют собой объект управления, к которому приложены задающее x и возмущающее $f=I_cR_0$ воздействия. Передаточные функции звеньев приведены на структурной схеме. Здесь Θ — электромеханическая постоянная времени привода; T, $T_п$ — электромагнитные постоянные времени главной цепи и преобразователя; $\beta_п$ — коэффициент усиления преобразователя; I_c, R_0 — ток статической нагрузки и сопротивление главной цепи; x_1, x_2, x_3 — координаты объекта, представляющие собой соответственно отклонения э. д. с. двигателя, напряжения, пропорционального току главной цепи, и э. д. с. преобразователя от их значений при идеальном холостом ходе; e — э. д. с. двигателя, пропорциональная при постоянном магнитном потоке его угловой скорости.

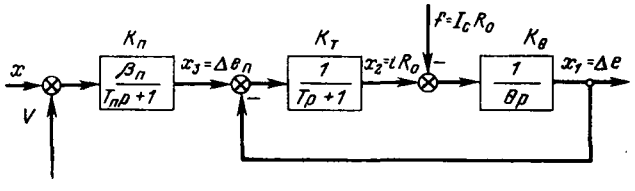


Рис. 1. Структурная схема электропривода.

На вход объекта управления подается также управление V, оптимизирующее переходный процесс.

На основании структурной схемы могут быть составлены следующие дифференциальные уравнения возмущенного состояния объекта:

$$\left.\begin{aligned}\dot x_1&=b_{12}(x_2-f);\\ \dot x_2&=b_{21}(-x_1-x_2+x_3);\\ \dot x_3&=-b_{33}x_3+m_3V,\end{aligned}\right\} \qquad (2)$$

где

$$b_{12}=\frac{1}{\Theta};\ b_{21}=\frac{1}{T};\ b_{33}=\frac{1}{T_п};\ m_3=\frac{\beta_п}{T_п}. \qquad (3)$$

Метод динамического программирования [Л. 1] приводит к функциональному уравнению Беллмана:

$$\min\left[w(x)+cV^2+\sum_{i=1}^{n}\frac{\partial\Psi}{\partial x_i}\dot x_i+\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{m}\mu_{ij}u_{ij}^2+\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{m}\frac{\partial\Psi}{\partial u_{ij}}\dot u_{ij}\right], \qquad (4)$$

где Ψ — функция Беллмана или производящая функция; $\dot u_{ij}=\frac{du_{ij}}{dt}$ — уравнения чувствительности;

$$\dot u_{ij}=\frac{d}{dt}\left(\frac{\partial x_i}{\partial\alpha_j}\right)=\frac{\partial}{\partial\alpha_i}\left(\frac{dx_i}{dt}\right). \qquad (5)$$

Дифференцируя по параметрам $\alpha_1,\ldots,\alpha_m$ и t исходные дифференциальные уравнения (2), представленные в обобщенном виде:

$$\frac{dx_i}{dt}=\varphi_i(x_1,\ldots,x_n,t,\alpha_1,\ldots,\alpha_m), \qquad (6)$$

получим уравнения чувствительности:

$$\dot u_{ij}=\sum_{k=1}^{n}\frac{\partial\varphi_i}{\partial x_k}u_{kj}+\frac{\partial\varphi_i}{\partial\alpha_j};\ u_{kj}=\frac{\partial x_k}{\partial\alpha_j}. \qquad (7)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

В поставленной задаче рассматриваются параметры $\alpha_1=\beta_п$; $\alpha_2=\Theta$; $\alpha_3=T$; $\alpha_4=T_п$. Уравнения чувствительности координат x_1, x_2, x_3 к вариациям этих параметров в соответствии с (7):

$$\left.\begin{aligned}
&\dot u_{11}=b_{12}u_{21}; && \dot u_{23}=-b_{21}u_{13}-b_{22}u_{23}+\\
&&&\quad+b_{23}u_{33}+b_{21}^2(x_1+x_2-x_3);\\
&\dot u_{12}=b_{12}u_{22}-b_{12}^2x_2; && \dot u_{24}=-b_{21}u_{14}-b_{22}u_{24}+\\
&&&\quad+b_{23}u_{34};\\
&\dot u_{13}=b_{12}u_{23}; && \dot u_{31}=-b_{33}u_{31}+b_{33}V;\\
&\dot u_{14}=b_{12}u_{24}; && \dot u_{32}=-b_{33}u_{32};\\
&\dot u_{21}=-b_{21}u_{11}-b_{22}u_{21}+ && \dot u_{33}=-b_{33}u_{33};\\
&\quad+b_{23}u_{31}; &&\\
&\dot u_{22}=-b_{21}u_{12}-b_{22}u_{22}+ && \dot u_{34}=-b_{33}u_{34}+\\
&\quad+b_{23}u_{32}; &&\quad+b_{33}^2x_3-b_{33}m_3V.
\end{aligned}\right\} \qquad (8)$$

Будем полагать, что функции чувствительности представляют собой дополнительные координаты объекта. Если число основных координат равно n, а число функций чувствительности равно $l=km$, где k — число координат, чувствительность которых учитывается, а m — число варьируемых параметров, то полное число координат будет $N=n+l$.

Обозначим:

$$\left.\begin{aligned}
&x_4=u_{11};\ x_5=u_{12};\ x_6=u_{13};\ x_7=u_{14};\\
&x_8=u_{21};\ x_9=u_{22};\ x_{10}=u_{23};\\
&x_{11}=u_{24};\ x_{12}=u_{31};\ x_{13}=u_{32};\\
&x_{14}=u_{33};\ x_{15}=u_{34},
\end{aligned}\right\} \qquad (9)$$

тогда система дифференциальных уравнений примет вид:

$$\left.\begin{aligned}
&\dot x_1=b_{12}(x_2-f); && \dot x_8=u_{21};\\
&\dot x_2=b_{21}(-x_1-x_2+x_3); && \dot x_9=u_{22};\\
&\dot x_3=-b_{33}x_3+m_3V; && \dot x_{10}=u_{23};\\
&\dot x_4=u_{11}; && \dot x_{11}=u_{24};\\
&\dot x_5=u_{12}; && \dot x_{12}=u_{31};\\
&\dot x_6=u_{13}; && \dot x_{13}=u_{32};\\
&\dot x_7=u_{14}; && \dot x_{14}=u_{33};\\
&&& \dot x_{15}=u_{34},
\end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

где $\dot u_{11}$, $\dot u_{12}$, $\dot u_{13}$, $\dot u_{14}$, $\dot u_{21}$, $\dot u_{22}$, $\dot u_{23}$, $\dot u_{24}$, $\dot u_{31}$, $\dot u_{32}$, $\dot u_{33}$ $\dot u_{34}$ определяются выражениями (8).

Если движение в системе (10) устойчиво, то положение равновесия будет достигнуто при $t=\infty$, $x_2=f$, $x_1=-\nu_c f$, $x_3=(1-\nu_c)f$, $x_4=x_5=\ \dots\ =x_{15}=0$.

Здесь $\nu_c=\frac{\Delta e_y}{I_cR_0}$ — установившееся отклонение э. д. с. двигателя Δe_y, отнесенное к падению напряжения в главной цепи I_cR_0 (относительное снижение угловой скорости двигателя в установившемся режиме).

Интегральный квадратичный критерий качества должен быть записан для свободной составляющей переходного процесса, поэтому перенесем начало координат фазового пространства в точку конечного установившегося состояния. Новая система координат связана со старой соотношениями:

$$\left.\begin{aligned}
&z_1=x_1+\nu_c f;\\
&z_2=x_2-f;\\
&z_3=x_3-(1-\nu_c)f;\\
&z_4=x_4;\\
&\dots\dots\dots\\
&z_{15}=x_{15}.
\end{aligned}\right\} \qquad (11)$$

Система дифференциальных уравнений в новых координатах:

$$\left.\begin{aligned}
&\dot z_1=b_{12}z_2; && \dot z_8=\dot u_{21};\\
&\dot z_2=b_{21}(-z_1-z_2+z_3) && \dot z_9=\dot u_{22};\\
&\dot z_3=-b_{33}z_3+m_3V'; && \dot z_{10}=\dot u_{23};\\
&\dot z_4=\dot u_{11}; && \dot z_{11}=\dot u_{24};\\
&\dot z_5=\dot u_{12}; && \dot z_{12}=\dot u_{31};\\
&\dot z_6=\dot u_{13}; && \dot z_{13}=\dot u_{32}\\
&\dot z_7=\dot u_{14}; && \dot z_{14}=\dot u_{33};\\
&&& \dot z_{15}=\dot u_{34},
\end{aligned}\right\} \qquad (12)$$

где $V'=V-\frac{(1-\nu_c)f}{\beta_п}$.

Управление V' должно переводить систему из начального состояния: $t=0$, $z_1=\nu_c f$, $z_2=-f$, $z_3=-(1-\nu_c)f$, $z_4=\ \dots\ =z_{15}=0$ в начало координат. Цель оптимизации состоит в отыскании управления V', минимизирующего функционал качества

$$J=\int_0^\infty(\lambda_1z_1+\dots\lambda_{15}z_{15}+cV'^2)\,dt=$$

$$=\int_0^\infty[w(z)+cV'^2]\,dt. \qquad (13)$$

Данная задача относится к классу задач с закрепленным концом фазовой траектории и свободным временем, поэтому управление может быть найдено с помощью уравнения Беллмана, которое в данном случае имеет вид:

$$\min_{V'}\left[w(z)+cV'^2+\sum_{i=1}^{15}\frac{\partial\Psi}{\partial z_i}\dot z_i\right]=0. \qquad (14)$$

Выберем в качестве производящей функции Ψ функцию Ляпунова в виде определенно положительной квадратичной формы переменных состояния:

$$\Psi(z)=z^TAz, \qquad (15)$$

где A — симметрическая матрица, удовлетворяющая критерию Сильвестра [Л. 2]. Для системы N-го порядка функция $\Psi(z)$ может быть представлена в виде:

$$\Psi(z)=\sum_{i=1}^{N}A_{ii}z_i^2+2\sum_{i=2}^{N}A_{1i}z_1z_i+\dots+$$

$$+2\sum_{i=N-1}^{N}A_{(N-2)\,i}z_{N-2}z_i+2A_{(N-1)\,N}z_{N-1}z_N, \qquad (16)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

а ее частные производные по координатам вычислены по формуле:

$$\frac{d\Psi(z)}{dz_i}=\frac{\partial}{\partial z_i}\left[\sum_{i=1}^{N}A_{ii}z_i^2+2\sum_{i=2}^{N}A_{1i}z_1z_i+\ldots+\right.$$

$$\left.+2\sum_{i=N-1}^{N}A_{(N-2)i}z_{N-2}z_i+2A_{(N-1)N}z_{N-1}z_N\right],$$

$$i=1,2,\ldots,N. \qquad (17)$$

Подставляя в (14) значения $w(z)$ и z_i из (13) и (12), дифференцируя выражение в квадратных скобках по V' и приравнивая полученный многочлен нулю, найдем управление, минимизирующее функционал (13)

$$V'=-\frac{m_3}{2c}\left(\frac{\partial\Psi}{\partial z_3}+\frac{1}{\beta_п}\frac{\partial\Psi}{\partial z_{12}}-b_{33}\frac{\partial\Psi}{\partial z_{15}}\right). \qquad (18)$$

Учитывая (17), представим выражение (18) в виде

$$V'=-\frac{m_3}{c}\sum_{r=1}^{15}\left(A_{3r}+\frac{1}{\beta_п}A_{12r}-b_{33}A_{15r}\right)z_r=$$

$$=-\sum_{r=1}^{15}k_rz_r, \qquad (19)$$

где

$$k_r=\frac{m_3}{c}\left(A_{3r}+\frac{1}{\beta_п}A_{12r}-b_{33}A_{15r}\right).$$

Используя соотношения (11), выразим управление V в функции исходных координат системы:

$$V=-\sum_{r=1}^{15}k_rx_r+\left(\frac{1-\nu_c}{\beta_п}-k_1\nu_c+k_2+k_3-k_3\nu_c\right)f. \qquad (20)$$

Уравнение (20) позволяет построить систему с регулированием по отклонению и возмущению (комбинированную систему). Однако для простоты ограничимся рассмотрением системы с регулированием только по отклонению. В этом случае второй член правой части уравнения (20) должен отсутствовать. Приравнивая нулю выражение в круглых скобках, найдем относительное статическое отклонение скорости замкнутой системы

$$\nu_c=\frac{1+(k_2+k_3)\beta_п}{1+(k_1+k_3)\beta_п}. \qquad (21)$$

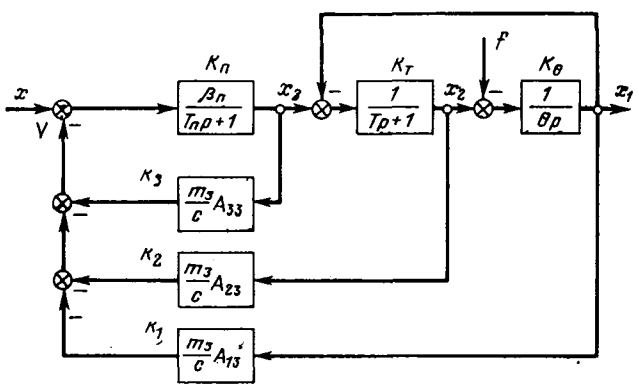


Рис. 2. Структурная схема оптимизированной системы без учета функций чувствительности.

Алгоритм управления в этом случае

$$V=-\sum_{r=1}^{15}k_rx_r. \qquad (22)$$

Координаты $x_4,\ldots,x_{15}$ представляют собой функции чувствительности, которые могут быть сняты с моделей чувствительности, построенных по уравнениям, полученным непосредственно из структурной схемы рис. 2. Схема содержит регулятор, структура которого соответствует управлению:

$$V=-\frac{m_3}{2c}\frac{\partial\Psi}{\partial x_3}=-\frac{m_3}{c}\left(A_{13}x_1+A_{23}x_2+A_{33}x_3\right), \qquad (23)$$

полученному из уравнения (18) без учета функций чувствительности при регулировании по отклонению.

Выразив зависимости основных координат системы от возмущения в виде операторных уравнений, на основании структурной схемы рис. 2 получим:

$$x_1=-\frac{H_1}{W}f;\quad x_2=\frac{H_2}{W}f;\quad x_3=\frac{\beta_п H_3}{W}f, \qquad (24)$$

где

$H_1=B\mathcal{У}+\beta_пk_3B+\beta_пk_2$; $H_2=\mathcal{У}+\beta_пk_3+\beta_пk_1$; $H=Bk_1-k_2$; $W=D(\mathcal{У}+\beta_пk_3)+\beta_пk_2\Theta p+\beta_пk_1$; $D=\Theta Tp^2+\Theta p+1$; $B=Tp+1$; $\mathcal{У}=T_пp+1$.

После дифференцирования этих координат по соответствующим параметрам $\beta_п$, Θ, T, $T_п$ и преобразований найдем функции чувствительности:

$$u_{11}=M_{11}x_3=\frac{\mathcal{У}}{\beta_п W}x_3;\qquad u_{23}=-M_{23}x_2=-\frac{\Theta p^2(\mathcal{У}+\beta_пk_3)}{W}x_2;$$

$$u_{12}=-M_{12}x_1=-\frac{\beta_пH_1}{W}x_1;\qquad u_{24}=-M_{24}x_3=-\frac{\Theta p}{W}x_3;$$

$$u_{13}=-M_{13}x_2=-\frac{p(\mathcal{У}+\beta_пk_3)}{W}x_2;\qquad u_{31}=M_{31}x_3=\frac{D\mathcal{У}}{\beta_пW}x_3;$$

$$u_{14}=-M_{14}x_3=-\frac{p}{W}x_3;\qquad u_{32}=-M_{32}x_3=\frac{-pH_1}{W}x_3;$$

$$u_{21}=M_{21}x_3=\frac{\mathcal{У}\Theta p}{\beta_пW}x_3;\qquad u_{33}=M_{33}x_2=\frac{\beta_п(k_2\Theta p+k_1)}{W}x_2;$$

$$u_{22}=-M_{22}x_2=-\frac{pH_1}{W}x_2;\qquad u_{34}=-M_{34}x_3=-\frac{Dp}{W}x_3. \qquad (25)$$

Здесь M представляют собой выражения, по которым могут быть построены модели чувствительности.

На рис. 3 приведена структурная схема реализации алгоритма управления (22). Совокупность моделей чувствительности и передаточных звеньев цепей обратных связей образует регулятор, обеспечивающий оптимальность управления и стабилизацию координат при изменении параметров объекта управления.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

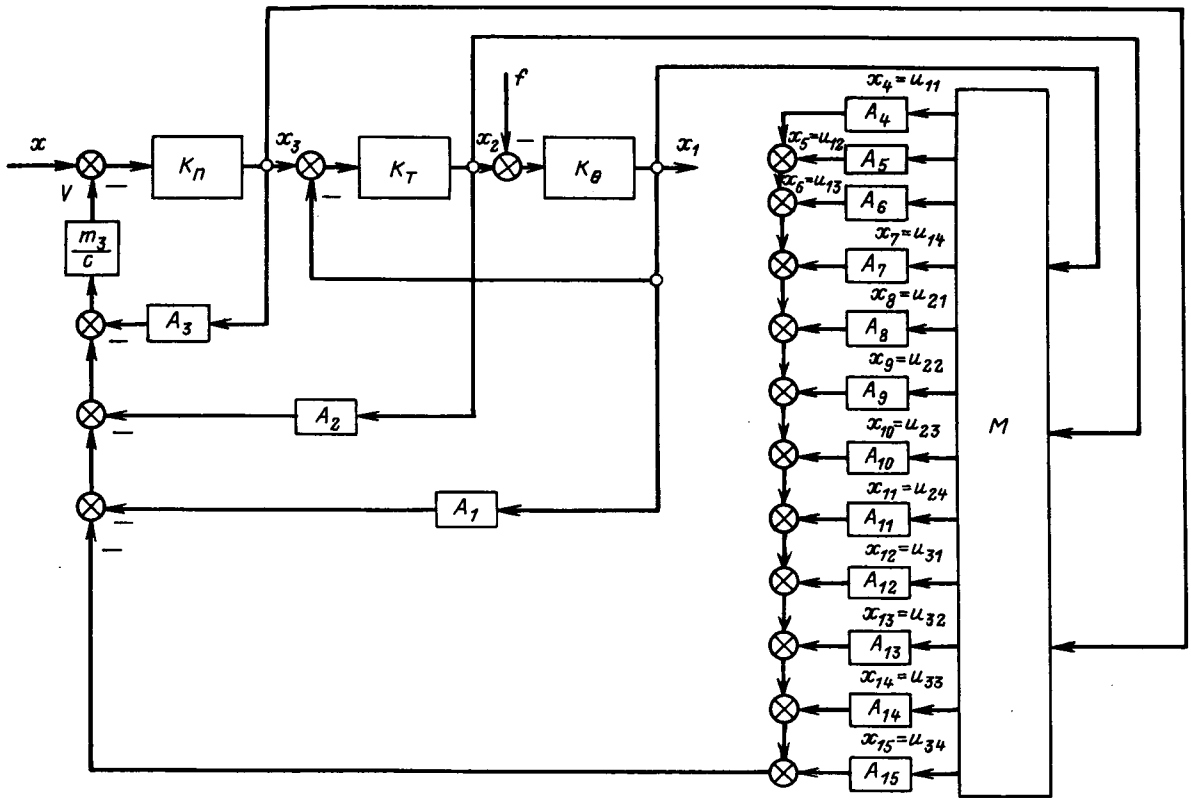


Рис. 3. Структурная схема реализации алгоритма управления при полном использовании моделей чувствительности.

Последующий этап оптимизации состоит в определении коэффициентов обратных связей k_r. Для этой цели необходимо составить функциональное уравнение Беллмана, которое в исходной системе координат будет иметь вид:

$$\sum_{r=1}^{15}\lambda_r x_r^2+\frac{m_3^2}{4c}\left(\frac{\partial\Psi}{\partial x_3}+\frac{1}{\beta_П}\frac{\partial\Psi}{\partial x_{12}}-b_{33}\frac{\partial\Psi}{\partial x_{15}}\right)^2+$$

$$+\sum_{r=1}^{15}\frac{\partial\Psi}{\partial x_r}\dot{x}_r=0. \qquad (26)$$

Коэффициенты квадратичной формы $\Psi(x)=x^{\mathrm{T}}Ax$, входящие в (22), определяются из системы уравнений, составленных на основании (26), в которые подставляются выражения частных производных, найденные по (17). Приравнивая нулю сумму коэффициентов при соответствующих степенях $x_1, x_2, \ldots, x_{15}$, получаем 120 нелинейных алгебраических уравнений, в которые входит такое же количество подлежащих определению коэффициентов. Решение такой задачи требует привлечения средств вычислительной техники.

Приведенный синтез оптимального регулятора показывает, что решение проблемы чувствительности в общем виде возможно, но представляет значительные трудности, которые заключаются главным образом в том, что в начальной стадии синтеза не известны весовые множители, входящие в функционал качества.

Для выбора весовых множителей целесообразно использовать метод последовательной оптимизации контуров системы путем постепенного усложнения функционала. При этом весовые множители, найденные для более простого случая, используются для последующего, более сложного, вида функционала. Такой путь хотя и упрощает решение задачи, но приводит к субоптимальному, по отношению к желаемому, процессу. Оптимизируем сначала простейший контур объекта (обведен пунктиром на рис. 4) с координатами x_1 и x_2 без учета функций чувствительности, описываемый уравнениями:

$$\left.\begin{aligned}\dot{x}_1&=b_{12}(x_2-f);\\ \dot{x}_2&=-b_{21}(x_1+x_2)+m_2V,\end{aligned}\right\} \qquad (27)$$

где

$$b_{12}=1/\Theta;\ b_{21}=1/T;\ m_2=\beta_П/T.$$

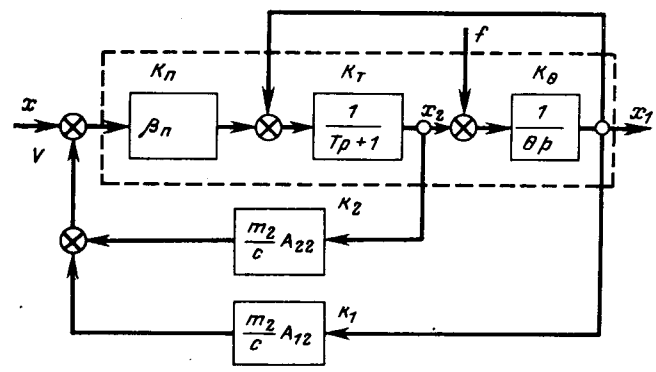


Рис. 4. Структурная схема оптимизированного контура объекта второго порядка.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Алгоритм управления при регулировании по отклонению, полученный изложенным методом,

$$V=-m_2/c(A_{12}x_1+A_{22}x_2). \quad (28)$$

Для определения коэффициентов A_{12} и A_{22} составим дополнительные уравнения, связывающие A_{12} и A_{22} с весовыми множителями λ_1 и λ_2.

Потребуем, чтобы в режиме автоматической стабилизации угловой скорости двигателя переходный процесс соответствовал техническому оптимуму (процесс оптимальный по быстродействию с перерегулированием, не превышающим 5%) и производная тока по времени di/dt ограничивалась допустимым по условиям коммутации в двигателе значением k_i. Считая основным режимом системы стабилизацию координат при возмущающем воздействии, условия ограничения di/dt найдем по передаточной функции системы относительно возмущения f (рис. 4):

$$\Phi_f=\frac{\bar{x}_1}{-\bar{f}}=\frac{B+\beta_\text{п}k_2}{D+\beta_1k_1+\beta_\text{п}k_2\Theta p}, \quad (29)$$

где

$$k_1=\frac{m_2}{c}A_{12}; \quad k_2=\frac{m_2}{c}A_{22}. \quad (30)$$

Представим (27) в виде:

$$\Phi_f=\frac{r\nu_\text{c}(\tau p+1)}{a_2p^2+a_1p+1}, \quad (31)$$

где

$$\left.\begin{aligned} a_2&=\frac{\Theta T}{1+k_1\beta_\text{п}}; \quad a_1=\frac{1+k_2\beta_\text{п}}{T}a_2;\\ \nu_\text{c}&=\frac{1+k_2\beta_\text{п}}{1+k_1\beta_\text{п}}; \quad \tau=\frac{a_2}{a_1}. \end{aligned}\right\} \quad (32)$$

Условие технического оптимума состоит в равенстве действительной α и мнимой ω частей комплексных корней уравнения $a_2p^2+a_1p+1=0$, что соответствует соотношению $a_2=a_1^2/2$. Решение (31) при этом имеет вид:

$$x_1=f\nu_\text{c}(1-e^{-\alpha t}\cos\alpha t).$$

Динамическая составляющая тока

$$i_\text{дин}=\frac{\Theta}{R_0}\nu_\text{c}f\alpha e^{-\alpha t}(\cos\alpha t+\sin\alpha t).$$

Из условия $\cos\alpha t+\sin\alpha t=0$ находим время t_0, при котором динамическая составляющая тока равна нулю:

$$t_0=3\pi/4\alpha.$$

За время t_0 ток главной цепи при набросе нагрузки изменяется от 0 до $I_\text{с}$. Принимая $I_\text{с}=I_\text{н}$, найдем среднее значение скорости изменения тока, выраженное в $I_\text{н}/сек$:

$$k_i=\frac{I_\text{с}}{t_0I_\text{н}}=\frac{1}{t_0}=\frac{4\alpha}{3\pi}=\frac{4}{3\pi a_1}. \quad (33)$$

Последнее выражение представляет собой условие ограничения производной тока главной цепи di/dt значением k_i. Задавшись k_i, из (33) находим a_1, по которому определяем a_2. Из (32) определяем k_1 и k_2. Искомые коэффициенты A_{12} и A_{22} находим по формулам (30).

Функциональное уравнение имеет вид:

$$\lambda_1x_1^2+\lambda_2x_2^2+\frac{m_2^2}{4c}\left(\frac{\partial\Psi}{\partial x_2}\right)^2+\frac{\partial\Psi}{\partial x_1}\dot{x}_1+\frac{\partial\Psi}{\partial x_2}\dot{x}_2=0, \quad (34)$$

где

$$\frac{\partial\Psi}{\partial x_1}=2(A_{11}x_1+A_{12}x_2); \quad \frac{\partial\Psi}{\partial x_2}=2(A_{12}x_1+A_{22}x_2). \quad (35)$$

Подставляя (35), а также значения $\dot{x}_1$ и $\dot{x}_2$ в (34) и приравнивая нулю сумму коэффициентов при одинаковых степенях x_1 и x_2, получаем выражения весовых множителей:

$$\lambda_1=\frac{m_2^2}{c}A_{12}^2+2A_{12}b_{21};$$

$$\lambda_2=\frac{m_2^2}{c}A_{22}^2-2A_{12}b_{12}+2A_{22}b_{22}.$$

В последующем этапе оптимизируется контур объекта, описываемого уравнениями (2). Процесс оптимизации сводится к минимизации функционала

$$J=\int_0^\infty(\lambda_1x_1^2+\lambda_2x_2^2+\lambda_3x_3^2+cV^2)\,dt,$$

в котором λ_1 и λ_2 будем считать известными из предыдущего расчета.

Составим функциональное уравнение:

$$\lambda_1x_1^2+\lambda_2x_2^2+\lambda_3x_3^2+\frac{m_3^2}{4c}\left(\frac{\partial\Psi}{\partial x_3}\right)^2+\frac{\partial\Psi}{\partial x_1}\dot{x}_1+\frac{\partial\Psi}{\partial x_2}\dot{x}_2+\frac{\partial\Psi}{\partial x_3}\dot{x}_3=0, \quad (36)$$

на основании которого после подстановки частных производных по соответствующим координатам получаем шесть алгебраических уравнений, в которые войдет и весовой множитель λ_3. Решение этих уранений позволяет определить коэффициенты A_{11}, A_{12}, A_{13}, A_{22}, A_{23}, A_{33} при различных значениях λ_3. Из совокупности решений приемлемым будет то, при котором

$$V=-\frac{m_3}{c}(A_{13}x_1+A_{23}x_2+A_{33}x_3)$$

обеспечит переходный процесс, близкий к техническому оптимуму. Подбор соответствующего вариантного решения может быть выполнен на АВМ.

После определения λ_3 аналогично предыдущему вводится в рассмотрение следующая координата, соответствующая функции чувствительности. В функционале появится новый весовой множитель, который может быть определен описанным способом.

Структура системы электропривода (рис. 2), полученная в результате синтеза, относится к классу систем, сохраняющих устойчивость при бесконечном увеличении коэффициента усиления ($\beta_\text{п}\longrightarrow\infty$), так как разность порядков действительного и вырожденного (при $\beta_\text{п}\longrightarrow\infty$) характеристических уравнений равна единице [Л. 3]. Системы этого класса обладают пониженной по сравнению с другими известными системами чувствительностью к изменению параметров объекта управления. Введение в закон регулирования функций чувствительности способствует дальнейшему снижению чувствительности системы к вариациям параметров. Однако при этом чувствительность выходной координаты к изменению различных пара-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

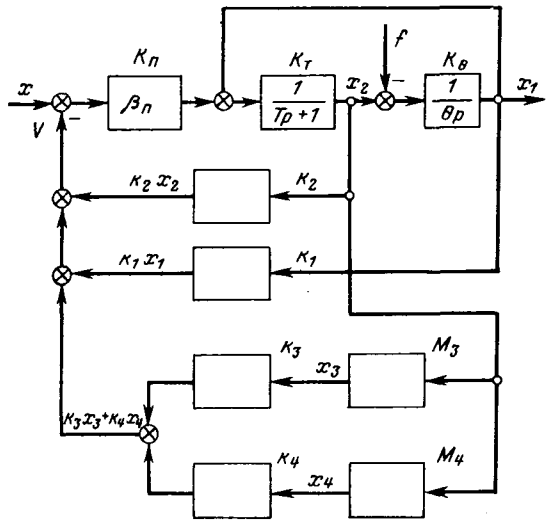


Рис. 5. Структурная схема реализации алгоритма управления при частичном использовании моделей чувствительности.

метров не одинакова. Она тем ниже, чем большим числом обратных связей охвачено динамическое звено, содержащее данный параметр. Таким образом, наибольший эффект понижения чувствительности рассматриваемым методом достигается по отношению к параметрам $\beta_п$, $T_п$ и T. В меньшей степени снижается чувствительность выходной координаты к изменениям электромеханической постоянной времени Θ.

В большинстве практических случаев не требуется снижения чувствительности всех координат системы ко всем параметрам объекта. Достаточно уменьшить чувствительность одной из координат к изменению одного или нескольких параметров (нескольких координат) к одному параметру. В этих случаях задача построения регулятора и определение его параметров упрощаются.

Пример. Найдем структуру и параметры регулятора, обеспечивающего понижение чувствительности системы электропривода с безынерционным преобразователем (рис. 4) к электромагнитной постоянной времени главной цепи T при возмущающем воздействии. Объект управления описывается системой (27). Будем рассматривать процесс при ступенчатом воздействии f и начальных условиях $t=0$, $x_1(0)$, $x_2(0)=0$. Положение равновесия достигается системой в точке $t=\infty$, $x_2=f$, $x_1=-\nu_c f$. Перенеся начало координат фазового пространства в эту точку и учитывая соотношения между исходными и новыми координатами $z_1=x_1+\nu_c f$ и $z_2=x_2-f$, получаем систему:

$$\left.\begin{aligned} \dot{z}_1 &= b_{12} z_2; \\ \dot{z}_2 &= b_{21}(-z_1 - z_2) + m_2 V'_1, \end{aligned}\right\} \qquad (37)$$

где

$$V'_1 = V_1 - \frac{(1-\nu_c) f}{\beta_п}.$$

Алгоритм оптимального управления

$$V'_1 = -k'_1 z_1 - k'_2 z_2 \qquad (38)$$

или относительно исходных координат при регулировании по отклонению в соответствии с (28):

$$V' = -k'_1 x_1 - k'_2 x_2. \qquad (39)$$

Подставляя (38) в систему (37), получаем:

$$\left.\begin{aligned} \dot{z}_1 &= b_{12} z_2; \\ \dot{z}_2 &= -b_{21}(1 + k'_1\beta_п) z_1 - b_{21}(1 + k'_2\beta_п) z_2. \end{aligned}\right\} \qquad (40)$$

Применяя к системе (40) формулу (7), найдем уравнения чувствительности:

$$\dot{u}_1 = b_{12} u_2;$$

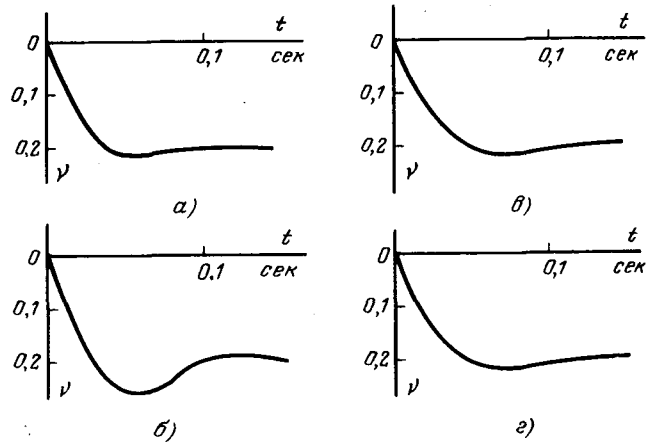


Рис. 6. Осциллограммы переходных процессов при возмущающем воздействии.

$$u_2 = -b_{21}(1 + k'_1\beta_п) u_1 - b_{21}(1 + k'_2\beta_п) u_2 + \\ + b_{21}^2 (1 + k'_1\beta_п) z_1 + b_{21}^2 (1 + k'_2\beta_п) z_2,$$

где $u_1 = \partial z_1/\partial T$; $u_2 = \partial z_2/\partial T$ — функции чувствительности.

Запишем систему дифференциальных уравнений, введя в нее дополнительное управление V'_2, зависящее от координат $x_3 = u_1$ и $x_4 = u_2$:

$$\left.\begin{aligned} \dot{z}_1 &= b_{12}(z_2 - f); \\ \dot{z}_2 &= -b'_{21} z_1 - b'_{22} z_2 + m_2 V'_2; \\ \dot{x}_3 &= b_{12} x_4; \\ \dot{x}_4 &= -b'_{21} x_3 - b'_{22} x_4 + b_1 z_1 + b_2 z_2, \end{aligned}\right\} \qquad (41)$$

где $b'_{21} = b_{21}(1 + k'_1\beta_п)$; $b'_{22} = b_{21}(1 + k'_2\beta_п)$; $b_1 = b_{21} b'_{21}$; $b_2 = b_{21} b_{22}$.

Необходимо определить управление V'_2, доставляющее минимум функционалу

$$J = \int_0^\infty (\lambda_1 z_1^2 + \lambda_2 z_2^2 + \lambda_3 x_3^2 + \lambda_4 x_4^2 + c V_2'^2)\, dt. \qquad (42)$$

Используя функциональное уравнение Беллмана и выбирая функцию Ляпунова в виде определенно положительной квадратичной формы, найдем:

$$V'_2 = -m_2/c(A_{12} z_1 + A_{22} z_2 + A_{23} x_3 + A_{24} x_4) = \\ = -(k''_1 z_1 + k''_2 z_2 + k_3 x_3 + k_4 x_4). \qquad (43)$$

Нетрудно показать, что при регулировании по отклонению

$$V_2 = -(k''_1 x_1 + k''_2 x_2 + k_3 x_3 + k_4 x_4). \qquad (44)$$

Координаты x_3 и x_4 могут быть получены с помощью моделей чувствительности. Операторные изображения переменных x_1 и x_2 найдем на основании структурной схемы рис. 4.

$$\bar{x}_1 = \frac{-\nu_c(\tau p + 1)}{W} f; \quad \bar{x}_2 = \frac{1}{W} f, \qquad (45)$$

где

$$W = \Theta\tau\nu_c p^2 + \Theta\nu_c p + 1; \quad \tau = \frac{T}{1 + k_2\beta_п}.$$

Операторные изображения функций чувствительности:

$$\bar{x}_3 = \frac{\partial x_1}{\partial T} = M_3 \bar{x}_2; \quad \bar{x}_4 = \frac{\partial x_2}{\partial T} = M_4 \bar{x}_2,$$

где

$$M_3 = -\frac{\nu_c p}{W}\frac{\tau}{T}; \quad M_4 = \frac{\Theta\nu_c p^2}{W}\frac{\tau}{T}.$$

Результирующее управление на входе объекта в соответствии с (39) и (44)

$$V = V_1 + V_2 = -[(k'_1 + k''_1) x_1 + (k'_2 + k''_2) x_2 + k_3 x_3 + k_4 x_4] = \\ = -(k_1 x_1 + k_2 x_2 + k_3 x_3 + k_4 x_4). \qquad (46)$$

Структурная схема регулятора, построенная по уравнению (46), приведена на рис. 5.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Вторая часть задачи состоит в определении коэффициентов обратных связей k_1, k_2, k_3 и k_4 для получения требуемого переходного процесса. Коэффициенты k'_1 и k'_2 могут быть определены на основании передаточной функции (31), например, из условия технического оптимума. Коэффициенты k_1, k_2, k_3 и k_4 должны быть выбраны так, чтобы переходный процесс системы при расчетном значении параметров был близок к желаемому. Для этой цели необходимо определить соотношение между коэффициентами обратных связей в системе регулирования и весовыми множителями λ_1, λ_2, λ_3, λ_4 функционала качества (42). При управлении (43) функциональное уравнение для (41) и (42) эквивалентно системе 10 алгебраических нелинейных уравнений, решение которой позволяет по известным константам λ_1, λ_2, λ_3, λ_4 определить $A_{ij}(i, j=1, \ldots, 4)$ и, следовательно, найти коэффициенты обратных связей k''_1, k''_2, k_3, k_4.

По изложенной методике определения весовых множителей на ЦВМ «Минск-22» была решена эта система уравнений при следующих параметрах объекта: $\theta=0{,}1$ *сек*; $T=0{,}05$ *сек*; $\beta_п=100$. При заданном ограничении di/dt значением $k_i=20\,I_н/сек$ получено $k'_1=0{,}212$; $k'_2=0{,}0372$. Подбор удовлетворительного соотношения коэффициентов k_1, k_2, k_3, k_4 производился на АВМ. При этом получено $k''_1=0{,}76\cdot10^{-2}$, $k''_2=8\cdot10^{-2}$, $k_3=0{,}45$, $k_4=0{,}2$.

На рис. 6 показаны осциллограммы переходных процессов при возмущающем воздействии в системе без обратных связей по функциям чувствительности (*а, б*) и с обратными связями по функциям чувствительности (*в, г*) при расчетном значении $T=0{,}05$ *сек* (*а, в*) и увеличенном в 2 раза $T=0{,}1$ *сек* (*б, г*). Осциллограммы переходных процессов показывают, что присутствие в законе управления сигналов, пропорциональных функциям чувствительности, уменьшает влияние изменения параметра T на качество переходного процесса.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Беллман Р.** Динамическое программирование. М., Изд-во иностр. лит., 1960.
2. **Летов А. М.** Динамика полета и управление. М., «Наука», 1960.
3. **Мееров М. В.** Структурные основы решения проблемы чувствительности. В кн.: Чувствительность автоматических систем. М., «Наука», 1968.
4. **Розенвассер Е. Н., Юсупов Р. М.** Чувствительность систем автоматического управления. Л., «Энергия», 1969.

[8.1.1973]

◇ ◇ ◇

УДК 621.314.26.001.24

Применение переключающих функций для анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты

Доктор техн. наук, проф. Г. В. ГРАБОВЕЦКИЙ

Новосибирский электротехнический институт

Преобразование электроэнергии источника питания в энергию с другими частотными параметрами наиболее экономично может осуществляться с помощью вентильных преобразователей частоты (ВПЧ), построенных на базе мощных полупроводниковых тиристоров.

Поскольку ВПЧ представляет собой сложную, существенно нелинейную систему, анализ электромагнитных процессов в силовых цепях преобразователей в настоящее время проводится с различной степенью приближения [Л. 1, 3, 6 и 7], часто достаточно грубого. При дальнейшем экспериментальном исследовании это приводит к наблюдению и констатации ряда непредвиденных неустойчивых режимов и к срыву нормальной работы ВПЧ. Эти же обстоятельства затрудняют возможность достаточного обоснования расчетных параметров элементов силовых цепей ВПЧ, определения его динамических свойств, расчета входных и выходных характеристик, получения достаточно обоснованных рекомендаций для построения системы управления преобразователя. Таким образом, проблему разработки методик аналитического расчета электромагнитных процессов в силовых цепях ВПЧ, позволяющих описать эти процессы в виде непрерывных аналитических функций, следует считать весьма актуальной.

В статье излагается одна из таких методик, исходящая из следующих обычных допущений: ВПЧ имеет источник питания бесконечной мощности (коммутация вентилей — мгновенная); вентили — идеальные ключи; ток на выходе ВПЧ — предельно непрерывен; управляющий сигнал задан периодической функцией времени, ограниченной сверху по амплитуде и частотному спектру; функция может быть описана усеченным рядом Фурье.

Хотя учет этих допущений и накладывает определенные ограничения на применимость рассматриваемой методики, она все же позволяет решить довольно широкий круг задач с приемлемым приближением.

Методика основана на представлении состояния вентилей в двоичном коде (вентиль открыт — 1, вентиль закрыт — 0) [Л. 2], что позволяет записать алгоритм работы ВПЧ в аналитической форме в виде переключающих функций [Л. 4]. Применение этих функций дает возможность вести расчеты, используя линейные схемы замещения ВПЧ.

В самом общем случае (рис. 1) ВПЧ представляется управляемым ключевым устройством, преобразующим энергию источника питания *ИП* (источника э. д. с.), который характеризуется э. д. с. e_1, частотой f_1 и числом фаз m_1, в энергию на входе нагрузки H, характеризующуюся напряжением u_2, частотой f_2 и числом фаз m_2.

По установившейся терминологии при $f_1\neq0$ и $f_2=0$ вентильный преобразователь частоты называют выпрямителем, при $f_1=0$ и $f_2\neq0$ — инвертором, при $f_1=0$, $f_2\neq0$ и $f_1\neq f_2$ — преобразователем частоты. При этом, очевидно, работа ВПЧ в том или ином режиме преобразования электрической энергии будет однозначно определяться законом управления $\alpha(t)$, т. е. законом изменения во времени углов отпирания и запирания управляемых вентилей.

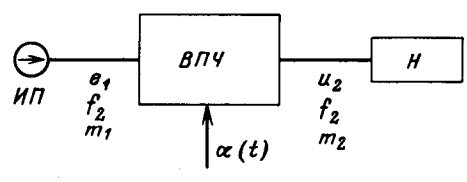


Рис. 1. Обобщенная блок-схема ВПЧ.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таким образом, при расчете электромагнитных процессов в силовых цепях ВПЧ при заданной схеме этих цепей, заданных e_1, f_1, m_1, u_2, f_2, m_2 и параметрах нагрузки необходимо:

1. Определение закона управления ВПЧ $\alpha(t)$.
2. Определение динамических свойств ВПЧ, т. е. его полосы пропускания в зависимости от кратности частот f_1/f_2 и амплитуды управляющего сигнала.
3. Определение статической регулировочной характеристики ВПЧ, т. е. зависимости амплитуды полезной составляющей его выходного напряжения от амплитуды управляющего сигнала.
4. Расчет токов и напряжений в элементах схемы ВПЧ, в том числе на его входе и выходе.
5. Расчет входных и выходных энергетических характеристик ВПЧ.

Проиллюстрируем методику решения этих задач на частном примере вентильного преобразователя частоты с непосредственной связью и естественной коммутацией, с совместным управлением; ВПЧ преобразует трехфазное синусоидальное напряжение источника питания в однофазное синусоидальное напряжение регулируемой частоты и амплитуды.

Схема силовых цепей такого ВПЧ представлена на рис. 2. Преобразователь образован двумя одинаковыми вентильными комплектами *ВП* и *ВП′*, включенными относительно нагрузки встречно-параллельно так, что *ВП* формирует положительную полуволну тока нагрузки $i_м$, а *ВП′* — отрицательную; *ВП* и *ВП′* управляются соответственно по законам $\alpha(t)$ и $\alpha'(t)$. В результате модуляции э. д. с. источников питания управляемыми вентилями комплектов на выходах *ВП* и *ВП′* соответственно появляются э. д. с. e_2 и e'_2, которые в дальнейшем будем называть внутренними э. д. с. комплектов. Между комплектами *ВП* и *ВП′* включены индуктивности L, предназначенные для ограничения уравнительного тока $i_у$, возникающего во внутреннем контуре *ВП* — *ВП′* из-за неравенства мгновенных значений e_2 и e'_2, и выполняющие одновременно роль фильтра для ограничения высших гармоник тока нагрузки.

Комплекты *ВП* и *ВП′* могут питаться от отдельных источников э. д. с. (например, от раздельных обмоток трансформатора), как это показано на схеме, или от общего источника э. д. с.; во втором случае это привело бы к объединению двух трехфазных источников э. д. с. на схеме рис. 2 в один и, следовательно, к образованию двух независимых контуров для уравнительного тока.

Рассматривая теперь *ВП* и *ВП′* как источники внутренних э. д. с. с внутренними сопротивлениями, определяемыми индуктивностями L, можно представить ВПЧ в виде схемы замещения рис. 3,*а*.

Используя метод узловых потенциалов, можно преобразовать схему замещения ВПЧ относительно цепи нагрузки к виду, представленному на рис. 3,*б*, где внутренняя э. д. с. ВПЧ

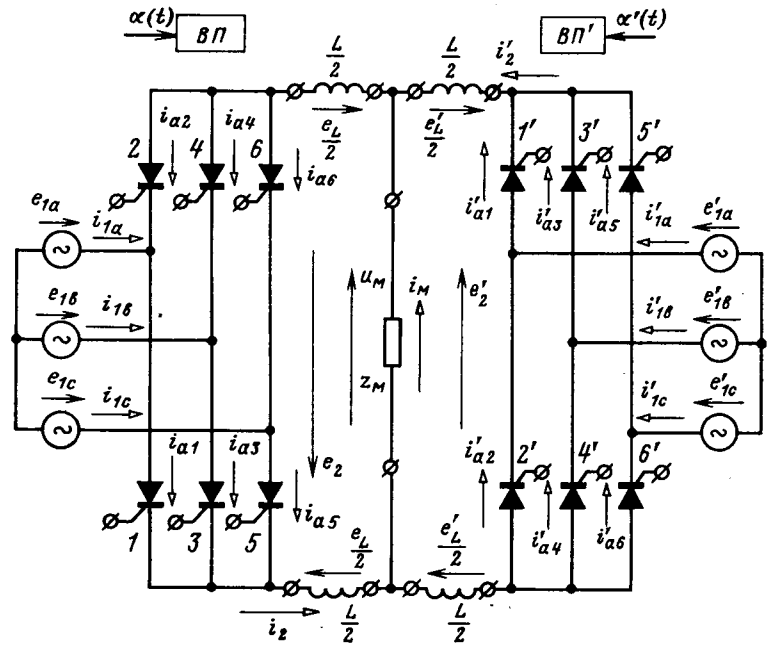


Рис. 2. Принципиальная схема силовых цепей ВПЧ с непосредственной связью.

$$e_м = \frac{1}{2}(e_2 - e'_2). \qquad (1)$$

Воспользовавшись этой линейной схемой замещения и зная параметры нагрузки, обычными методами можно рассчитать ток $i_м$ и напряжение на нагрузке (на выходе ВПЧ) $u_м$. Для расчета уравнительного тока воспользуемся линейной схемой замещения рис. 3,*б*, где э. д. с. уравнительного контура

$$e_у = e_2 + e'_2, \qquad (2)$$

а уравнительный ток

$$i_у = \frac{1}{2L}\int_0^t e_у dt. \qquad (3)$$

Чтобы использовать для расчетов схемы замещения рис. 3, необходимо, очевидно, предварительно определить внутренние э. д. с. комплектов.

Введем следующие обозначения: T_1 — период э. д. с. источника питания e_1; T_2 — период управляющих сигналов $\alpha(t)$, $\alpha'(t)$; T — период внутренних э. д. с. комплектов e_2, e'_2.

Тогда $T_2/T_1 = a$ — рациональное число; $T/T_2 = b$ — натуральное число; $T/T_1 = (ab)$ — натуральное число; $2\pi/T = \Omega$ — угловая частота внутренних э. д. с.; $b\Omega = \omega_2$ — угловая частота управляющего сигнала; $ab\Omega = \omega_1$ — угловая частота источника

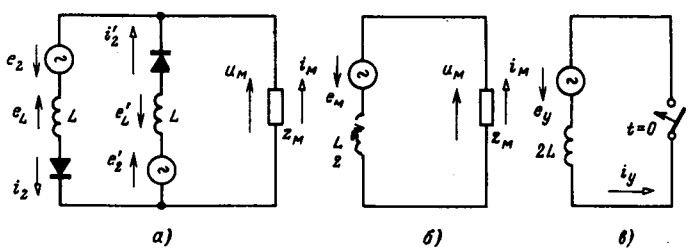


Рис. 3. Расчетные схемы замещения вентильного преобразователя частоты (*а*), цепи нагрузки (*б*) и цепи уравнительного тока (*в*).

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

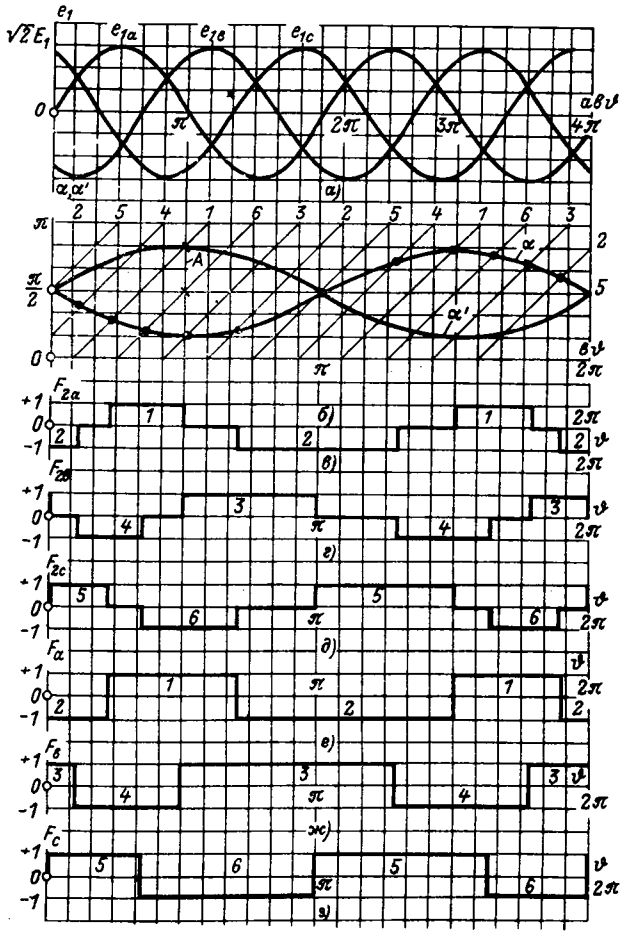


Рис. 4. Временные развертки.

а — э. д. с. источника питания; *б* — законы управления; *в*, *г* и *д* — переключающие функции вентилей; *е*, *ж* и *з* — вспомогательные переключающие функции.

питания; $\Omega t=\vartheta$ — безразмерное время; $\omega_1/\omega_2=a$ — кратность частот.

Пусть э. д. с. источников питания (рис. 2 и 4,*а*)

$$\left.\begin{aligned} e_{1a}&=e'_{1a}=\sqrt{2}E_1\sin(ab\vartheta);\\ e_{1b}&=e'_{1b}=\sqrt{2}E_1\sin\left[(ab\vartheta)-\frac{2\pi}{3}\right];\\ e_{1c}&=e'_{1c}=\sqrt{2}E_1\sin\left[(ab\vartheta)+\frac{2\pi}{3}\right];\end{aligned}\right\}\qquad(4)$$

законы управления $B\Pi$ и $B\Pi'$ (рис. 2 и 4,*б*)

$$\left.\begin{aligned} \alpha(b\vartheta)&=\frac{\pi}{2}-A\sin(b\vartheta);\\ \alpha'(b\vartheta)&=\frac{\pi}{2}+A\sin(p\vartheta).\end{aligned}\right\}\qquad(5)$$

Поскольку при естественной коммутации $0\leqslant\alpha\leqslant\pi$ (угол α отсчитывается от момента естественного отпирания вентиля), то согласно (5) глубина модуляции A также ограничена диапазоном $0\leqslant A\leqslant\frac{\pi}{2}$. Непрерывные законы управления (5) реализуются вентильными комплектами дискретно в те моменты времени, когда дискретное значение угла отпирания одного из вентилей комплекта совпадает с таким же дискретным значением угла закона управления. Моменты таких совпадений и значения соответствующих углов для вентилей комплекта $B\Pi$ показаны точками на рис. 4,*б*; наклонные прямые на этом рисунке показывают непрерывные временные законы изменения возможных углов отпирания каждого вентиля согласно номеру на рис. 2 в диапазоне $0\leqslant\alpha\leqslant\pi$.

Условимся (рис. 2):

открытое состояние вентилей, проводящих ток данной фазы источника питания в отрицательном направлении (вентилей катодных групп, нечетных вентилей), обозначать (+1);

открытое состояние вентилей, проводящих ток данной фазы источника питания в положительном направлении (вентилей анодных групп, четных вентилей), обозначать (—1);

закрытое состояние вентилей обозначать (0).

Тогда в соответствии с определением и рис. 4,*б* переключающие функции F_{2a}, F_{2b} и F_{2c}, описывающие работу вентилей комплекта $B\Pi$, будут иметь вид, представленный на рис. 4,*в*, *г* и *д*; номера интервалов проводимости соответствуют номерам вентилей на рис. 2.

Для получения аналитических выражений этих переключающих функций введем вспомогательные переключающие функции F_a, F_b и F_c, переключаемые соответственно в момент отпирания вентилей $B\Pi$, относящихся соответственно к фазам *a*, *b* или *c* источника питания (рис. 4,*е*,*ж* и *з*). Сопоставляя рис. 4,*в*, *г*, *д* и рис. 4,*е*, *ж*, *з*, легко заметить, что

$$\left.\begin{aligned} F_{2a}&=\frac{1}{2}(F_a-F_b);\\ F_{2b}&=\frac{1}{2}(F_b-F_c);\\ F_{2c}&=\frac{1}{2}(F_c-F_a),\end{aligned}\right\}\qquad(6)$$

а вспомогательные переключающие функции F_a, F_b и F_c представляются «прямоугольными синусами»[1], модулированными по фазе законом управления:

$$\left.\begin{aligned} F_a&=\mathrm{sip}\left\{\left[ab\vartheta-\frac{\pi}{6}\right]-\alpha(b\vartheta)\right\};\\ F_b&=\mathrm{sip}\left\{\left[\left(ab\vartheta-\frac{2\pi}{3}\right)-\frac{\pi}{6}\right]-\alpha(b\vartheta)\right\};\\ F_c&=\mathrm{sip}\left\{\left[\left(ab\vartheta+\frac{2\pi}{3}\right)-\frac{\pi}{6}\right]-\alpha(b\vartheta)\right\}.\end{aligned}\right\}\qquad(7)$$

Поскольку известно, что

$$\mathrm{sip}(x)=-\frac{4}{\pi}\sum_{k=1}^{\infty}\frac{\sin[(2k-1)x]}{2k-1},\qquad(8)$$

из (6) и (7) с учетом (5) и (8) путем элементарных преобразований получим:

$$F_{2a}=-\frac{4}{\pi}\sum_{k=1}^{\infty}\left\{\frac{\sin\left[(2k-1)\frac{\pi}{3}\right]J_0[(2k-1)A]}{2k-1}\times\right.$$

[1] $\mathrm{sip}(x)=\begin{cases}+1 \text{ при } [2k\pi+0]\leqslant x\leqslant[(2k-1)\pi-0];\\ -1 \text{ при } [(2k-1)\pi+0]\leqslant x\leqslant[2k\pi-0].\end{cases}$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$$\times \cos[(2k-1)ab\vartheta]\Big\} -$$

$$-\frac{4}{\pi}\sum_{\substack{k=1\\p=1}}^{\infty}\left\{\frac{\sin\left[(2k-1)\frac{\pi}{3}\right]J_{2p}[(2k-1)A]}{2k-1}\times\right.$$

$$\left.\times\cos([(2k-1)a\pm 2p]b\vartheta)\right\}\pm$$

$$\pm\frac{4}{\pi}\sum_{\substack{k=1\\p=1}}^{\infty}\left\{\frac{\sin\left[(2k-1)\frac{\pi}{3}\right]J_{(2p-1)}[(2k-1)A]}{2k-1}\times\right.$$

$$\left.\times\cos([(2k-1)a\mp(2p-1)]b\vartheta)\right\}, \qquad (9)$$

где J_0, J_{2p}, $J_{(2p-1)}$ — бесселевы функции первого рода нулевого, четного и нечетного порядков.

Аналогичные выражения могут быть получены для переключающих функций F_{2b} и F_{2c}, а также и для F'_{2a}, F'_{2b}, F'_{2c} [Л. 5]. Следует отметить, что гармонический состав всех переключающих функций аналогичен, они отличаются лишь различными фазовыми сдвигами одноименных гармоник, образующих соответственно симметричные системы прямой, обратной и нулевой последовательности [Л. 5].

Внутренние э. д. с. *ВП* и *ВП'* (рис. 2 и 4,*а*, *в*, *г* и *д*)

$$\left.\begin{aligned} e_2 &= e_{1a}F_{2a}+e_{1b}F_{2b}+e_{1c}F_{2c};\\ e'_2 &= e'_{1a}F'_{2a}+e'_{1b}F'_{2b}+e'_{1c}F'_{2c}. \end{aligned}\right\} \qquad (10)$$

Внутренняя э. д. с. ВПЧ (рис. 5,*а*) согласно (1), (4) и (10)

$$e_м = \frac{1}{2}[e_{1a}(F_{2a}-F'_{2a})+e_{1b}(F_{2b}-F'_{2b})+$$
$$+e_{1c}(F_{2c}-F'_{2c})]. \qquad (11)$$

Электродвижущая сила уравнительного контура согласно (2), (4) и (10)

$$e_у = e_{1a}(F_{2a}+F'_{2a})+e_{1b}(F_{2b}+F'_{2b})+$$
$$+e_{1c}(F_{2c}+F'_{2c}). \qquad (12)$$

Рассматривая ВПЧ как модулятор, следует подчеркнуть, что в нем осуществляется амплитудная модуляция э. д. с. источника питания несинусоидальными переключающими функциями, модулированными по фазе управляющим сигналом.

Из (4) и (11)

$$\frac{e_м}{\sqrt{2}E_1}=\frac{6\sqrt{3}}{\pi}\sum_{p=1}^{\infty}\{J_{(2p-1)}(A)\sin[(2p-1)b\vartheta]\}\mp$$

$$\mp\frac{3\sqrt{3}}{\pi}\sum_{\substack{k=1\\p=1}}^{\infty}\left\{\left(\frac{J_{(2p-1)}[(6k-1)A]}{6k-1}+\right.\right.$$

$$\left.\left.+\frac{J_{(2p-1)}[(6k+1)A]}{6k+1}\right)\sin([6ka\mp(2p-1)]b\vartheta)\right\}. \qquad (13)$$

Из (4) и (12)

$$\frac{e_у}{\sqrt{2}E_1}=\frac{6\sqrt{3}}{\pi}\sum_{k=1}^{\infty}\left\{\left(\frac{J_0[(6k-1)A]}{6k-1}+\frac{J_0[(6k+1)A]}{6k+1}\right)\times\right.$$

$$\left.\times\sin(6kab\vartheta)\right\}+\frac{6\sqrt{3}}{\pi}\sum_{\substack{k=1\\p=1}}^{\infty}\left\{\left(\frac{J_{2p}[(6k-1)A]}{6k-1}+\right.\right.$$

$$\left.\left.+\frac{J_{2p}[(6k+1)A]}{6k+1}\right)\sin[(6ka\mp 2p)b\vartheta]\right\}. \qquad (14)$$

Используя (13) для анализа гармонического состава внутренней э. д. с. ВПЧ при различных значениях кратности частоты a и глубины модуляции A можно заключить [Л. 4]:

1. Оптимальным для управления ВПЧ является синусоидальный закон (5) при $0\leqslant A\leqslant 1{,}25$.

2. Предельная полоса пропускания рассматриваемого ВПЧ при $A=1{,}25$ (полная модуляция) ограничена значением $a_{min}=2$ и при уменьшении глубины модуляции расширяется:

$$\lim_{A\to 0} a_{min}=\frac{1}{3}.$$

3. В пределах полосы пропускания 1-я гармоника внутренней э. д. с. ВПЧ $e_{м(1)}$ (рис. 5,*а*) совпадает по фазе с управляющим сигналом (рис. 4,*б*), следовательно, ВПЧ представляется безынерционным звеном.

4. В пределах полосы пропускания ход регулировочной характеристики не зависит от кратности частот a и описывается уравнением:

$$M=\frac{E_{м(1)}}{E_{м\,(1)\,max}}=\frac{J_1(A)}{J_1(1{,}25)}, \qquad (15)$$

где M — параметр глубины модуляции ($0\leqslant M\leqslant 1$);

$$\frac{E_{м(1)\,max}}{E_1}=\frac{6\sqrt{3}}{\pi}J_1(1{,}25)=1{,}687. \qquad (16)$$

Воспользовавшись теперь схемами замещения рис. 3,*б* и *в* и формулами (3), (13) и (14), рассчитаем ток нагрузки $i_м$ (рис. 5,*а*) и уравнительный ток $i_у$.

Для разделения тока нагрузки между вентильными комплектами *ВП* и *ВП'* введем переключающие функции комплектов F_θ и F'_θ (рис. 5, *б* и *в*), которые принимают значения (+1) или (—1) в интервалах формирования положительной или отрицательной полуволны тока $i_м$ соответственно:

$$\left.\begin{aligned} F_\theta &= \frac{1}{2}[1+\operatorname{sip}(b\vartheta-\theta)]=\\ &=\frac{1}{2}+\frac{2}{\pi}\sum_{m=1}^{\infty}\frac{\sin[(2m-1)(b\vartheta-\theta)]}{2m-1};\\ F'_\theta &= -\frac{1}{2}[1-\operatorname{sip}(b\vartheta-\theta)]=\\ &=-\frac{1}{2}+\frac{2}{\pi}\sum_{m=1}^{\infty}\frac{\sin[(2m-1)(b\vartheta-\theta)]}{2m-1}. \end{aligned}\right\} \qquad (17)$$

При достаточно хорошо сглаженном токе нагрузки $i_м\approx i_{м(1)}$ значение θ может быть определено

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

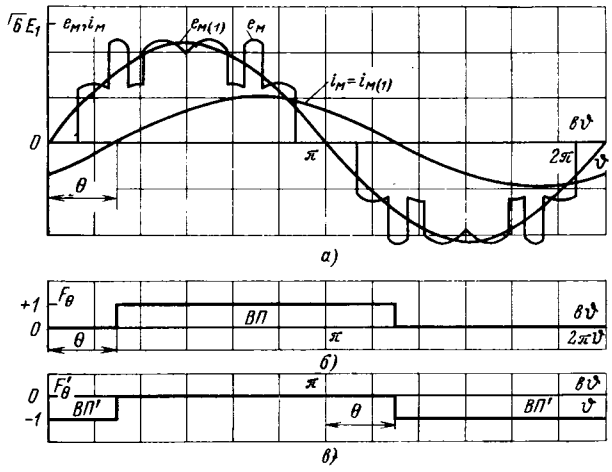


Рис. 5. Временные развертки.
а — внутренняя э. д. с. ВПЧ и ток нагрузки; *б* и *в* — переключающие функции вентильных комплектов.

в момент перехода через нуль 1-й гармоники тока нагрузки $i_{м(1)}$ (рис. 5,*а*), тогда согласно рис. 2, 3,*а* и 5:

ток комплекта *ВП*

$$i_2 = i_у + i_м F_\theta; \qquad (18)$$

ток комплекта *ВП'*

$$i'_2 = i_у + i_м F'_\theta. \qquad (18а)$$

Теперь, используя переключающие функции F_{2a}, F_{2b}, F_{2c} и F'_{2a}, F'_{2b}, F'_{2c} соответственно, можно разделить токи комплектов i_2 и i'_2 между вентилями, т. е. определить анодные токи i_a, между фазами источников питания и найти входные токи вентильных комплектов i_1 и i'_1.

Согласно рис. 2 и 4,*в, г, д* получим:

анодные токи вентилей

$$\left.\begin{aligned} i_{a_1} &= \frac{1}{2}(F_{2a}^2 + F_{2a})i_2; \\ i_{a_2} &= \frac{1}{2}(F_{2a}^2 - F_{2a})i_2; \\ i_{a_3} &= \frac{1}{2}(F_{2b}^2 + F_{2b})i_2; \\ &\cdots\cdots\cdots \\ &\cdots\cdots\cdots \end{aligned}\right\} \qquad (19)$$

$$\left.\begin{aligned} i'_{a_1} &= \frac{1}{2}[(F'_{2a})^2 + F'_{2a}]i'_2; \\ i'_{a_2} &= \frac{1}{2}[(F'_{2a})^2 - F'_{2a}]i'_2; \\ i'_{a_3} &= \frac{1}{2}[(F'_{2b})^2 + F'_{2b}]i'_2; \\ &\cdots\cdots\cdots \\ &\cdots\cdots\cdots \end{aligned}\right\} \qquad (19а)$$

входные токи вентильных комплектов

$$\left.\begin{aligned} i_{1a} &= i_2 F_{2a}; \\ i_{1b} &= i_2 F_{2b}; \\ i_{1c} &= i_2 F_{2c}; \end{aligned}\right\} \qquad (20) \qquad \left.\begin{aligned} i'_{1a} &= i'_2 F'_{2a}; \\ i'_{1b} &= i'_2 F'_{2b}; \\ i'_{2c} &= i'_2 F'_{2c}. \end{aligned}\right\} \qquad (20а)$$

Располагая временными зависимостями токов и э. д. с. в элементах схемы, можно обычными способами определить интересующие нас интегральные зависимости и построить входные и выходные характеристики ВПЧ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Булгаков А. А.** Новая теория управляемых выпрямителей. М., «Наука», 1970.

2. **Булгаков А. А.** Основы динамики вентильных систем. М., Изд. АН СССР, 1963.

3. **Бернштейн И. Я.** Тиристорные преобразователи частоты без звена постоянного тока. М., «Энергия», 1968.

4. **Грабовецкий Г. В.** Оптимизация закона управления вентильным преобразователем частоты с непосредственной связью.— В кн.: Управляемые кремниевые вентили (тиристоры) в электроприводе и автоматике. Ленинградский дом научно-технической пропаганды, 1968.

5. **Грабовецкий Г. В.** Переключающие функции вентильных преобразователей частоты с непосредственной связью и естественной коммутацией, управляемых по оптимальному закону.— «Научно-технический сборник. Преобразовательная техника», НЭТИ, 1971.

6. **Ровинский П. А., Тикан В. А.** Вентильные преобразователи частоты без звена постоянного тока. М., «Наука», 1965.

7. **Шипилло В. П.** Автоматизированный вентильный электропривод. М., «Энергия», 1969.

[17.10.1972]

✧ ✧ ✧

УДК 621.314.212.016.2:519.2

Определение необходимой трансформаторной мощности при случайном характере графика нагрузки

Проф. Г. Г. МАРКВАРДТ, инж. Э. В. ТЕР-ОГАНОВ

Москва *Свердловск*

Мощность трансформаторов, питающих какую-либо нагрузку, будет определена правильно, если относительный износ изоляции обмотки за весь экономический срок службы трансформатора окажется равным единице. Для расчета трансформаторной мощности могут быть использованы графики нагрузочной способности, приведенные в [Л. 1]. При этом необходимо иметь устойчивый суточный график нагрузки, который преобразуется в эквивалентный прямоугольный.

Однако в ряде отраслей народного хозяйства (прокатное производство, магистральный и городской электрический транспорт, горнодобывающая промышленность, жилищно-бытовая нагрузка и др.) приходится сталкиваться со случайными режимами работы потребителей. Графики нагрузки для данных режимов работы по своему характеру случайны и для них в большинстве случаев характерны частные и резкие изменения [Л. 2—7]. Задача по определению трансформаторной мощности при рас-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

смотрении нагрузки как случайного процесса сводится к нахождению математического ожидания интенсивности относительного износа изоляции обмотки. Наиболее точно оно может быть определено путем вероятностного моделирования графика нагрузки. Более просто и с достаточной точностью математическое ожидание интенсивности относительного износа изоляции может быть найдено на основе статистических характеристик температуры обмотки.

Для проводников на базе теории случайных функций это сделано в [Л. 8]. При этом принято, что изменение тока нагрузки представляет собой случайный стационарный нормальный процесс с экспоненциальной корреляционной функцией. Решению аналогичной задачи непосредственно для обмотки трансформатора посвящена [Л. 9], авторы которой принципиально правильно подходят к определению расчетного тока для выбора его мощности при случайном графике нагрузки.

Однако трансформаторы питают столь различные по характеру нагрузки, что вид их корреляционных функций будет чрезвычайно разнообразен. Дать обоснованное аналитическое выражение корреляционной функции нагрузки для различных условий работы трансформаторов — задача чрезвычайно сложная. Еще более сложным является определение корреляционой функции квадрата нагрузки. Все это заставило авторов [Л. 9] принять наиболее простой вид корреляционной функции нагрузки, а корреляционную функцию потерь — пропорциональной квадрату корреляционной функции нагрузки, что справедливо только в предположении нормальности процесса нагрузки [Л. 10].

Для частного, но широко распространенного случая, когда время корреляции случайной нагрузки мало́ сравнительно с постоянной времени нагрева масла трансформатора и велико по сравнению с постоянной времени нагрева его обмотки, может быть предложен более простой путь расчета. Данные, имеющиеся в [Л. 3, 4, 15 и 16] дают все основания применить его к трансформаторам, питающим тяговые нагрузки железнодорожного, промышленного, городского электротранспорта, механические цехи заводов и лифтовые установки. Дальнейшие исследования по оценке времени корреляции нагрузок позволят расширить область применения предлагаемого метода.

Представим температуру обмотки трансформатора в виде суммы

$$\theta_{об}=\tau+\vartheta_м+\theta_{охл},$$

где τ — превышение температуры наиболее нагретой точки обмотки относительно масла; $\vartheta_м$ — превышение температуры верхних слоев масла относительно охлаждающей среды; $\theta_{охл}$ — температура охлаждающей среды.

Постоянная времени масла во много раз больше постоянной времени обмотки, которая обычно колеблется в пределах 4—10 *мин* [Л. 11]. В связи с этим превышение температуры обмотки относительно масла в значительной мере определяется нагрузкой трансформатора в рассматриваемый момент времени, а превышение температуры масла — предысторией процесса нагрузки. Поэтому τ и ϑ можно считать статистически несвязанными.

Стохастическое дифференциальное уравнение нагревания и охлаждения обмотки можно записать как [Л. 12]:

$$\frac{d\tau}{dt}+\frac{\tau}{T_{об}}=\frac{\tau_y}{T_{об}}, \qquad (1)$$

где τ_y — установившееся превышение температуры обмотки над маслом — случайная величина, зависящая от нагрузки; $T_{об}$ — постоянная времени обмотки.

Решением данного уравнения с учетом того, что при t, равном нулю, $\tau=\tau_0$:

$$\tau=e^{-\frac{t}{T_{об}}}\left(\tau_0+\frac{1}{T_{об}}\int_0^t\tau_y e^{\frac{t}{T_{об}}}dt\right). \qquad (2)$$

Математическое ожидание превышения температуры обмотки над маслом равно [Л. 10]:

$$\bar{\tau}=e^{-\frac{t}{T_{об}}}\left(\bar{\tau}_0+\frac{1}{T_{об}}\int_0^t\bar{\tau}_y e^{\frac{t}{T_{об}}}dt\right). \qquad (3)$$

Принимая процесс изменения τ_y стационарным, при $t\longrightarrow\infty$, что равносильно предположению длительной работы трансформатора, получаем:

$$\bar{\tau}=\bar{\tau}_y. \qquad (4)$$

Рассмотрим центрированную случайную величину $\overset{\circ}{\tau}$. Используя (2) и (3), найдем:

$$\overset{\circ}{\tau}=\frac{e^{-\frac{t}{T_{об}}}}{T_{об}}\int_0^t(\tau_y-\bar{\tau}_y)e^{\frac{t}{T_{об}}}dt=\frac{e^{-\frac{t}{T_{об}}}}{T_{об}}\int_0^t\overset{\circ}{\tau}_y e^{\frac{t}{T_{об}}}dt. \qquad (5)$$

Если $K_{\tau_y}(t', t'')$ — корреляционная функция $\overset{\circ}{\tau}_y$, то корреляционная функция $\overset{\circ}{\tau}$ будет [Л. 13]:

$$K_\tau(t_1, t_2)=\frac{1}{T_{об}^2}\int_0^{t_1}\int_0^{t_2}e^{-\frac{1}{T_{об}}[(t_1-t')+(t_2-t'')]}\times$$

$$\times K_{\tau_y}(t', t'')\,dt'dt''. \qquad (6)$$

Аналогичное выражение может быть получено для корреляционной функции превышения температуры масла над охлаждающей средой.

Рассмотрим приближенное решение поставленной задачи для случая, когда постоянная времени обмотки значительно меньше времени корреляции нагрузки. Это позволяет принять, что подынтегральная функция при значениях t' и t'', близких соответственно к t_1 и t_2, отлична от нуля. Тогда, исходя из стационарности процесса изменения τ_y, после интегрирования с учетом того, что оператор интегрирования относится к классу линейных однородных операторов [Л. 13], получим:

$$\sigma[\tau]=\sigma[\tau_y], \qquad (7)$$

где $\sigma[\tau]$ — среднеквадратическое отклонение превышения температуры обмотки над маслом; $\sigma[\tau_y]$ — среднеквадратическое отклонение установившегося превышения температуры обмотки над маслом.

В противоположность обмотке масло имеет постоянную времени [Л. 1], значительно превышающую время корреляции нагрузки, для которой характерны частные и резкие изменения. В этом случае с достаточной точностью можно считать, что

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

превышение температуры масла относительно охлаждающей среды создается в результате некоррелированного внешнего воздействия $\vartheta_{м.у}$, установившегося значения превышения температуры масла над охлаждающей средой.

При таком допущении с учетом (6) корреляционная функция превышения температуры масла определяется выражением [Л. 14]:

$$K_{\vartheta_м}(\Delta t)=\frac{S}{T_м^2}\int_0^\infty e^{-\frac{x}{T_м}}e^{-\frac{x+\Delta t}{T_м}}dx. \qquad (8)$$

После интегрирования оно дает:

$$K_{\vartheta_м}(\Delta t)=\frac{S}{2T_м}e^{-\frac{\Delta t}{T_м}}, \qquad (9)$$

где S — площадь корреляционной функции $K_{\vartheta_{м.у}}(\Delta t)$; $T_м$ — постоянная времени масла.

С некоторым запасом, с точки зрения величины математического ожидания скорости относительного износа [см. формулы (12) и (18)], примем, что корреляционная функция $K_{\vartheta_{м.у}}(\Delta t)$ изменяется по линейному закону [Л. 10]:

$$K_{\vartheta_{м.у}}(\Delta t)=\sigma^2[\vartheta_{м.у}]\frac{T_к-|\Delta t|}{T_к}, \qquad (10)$$

где $T_к$ — время корреляции нагрузки.

Тогда среднеквадратическое отклонение $\vartheta_м$ будет:

$$\sigma[\vartheta_м]=\sigma[\vartheta_{м.у}]\sqrt{\frac{T_к}{2T_м}}. \qquad (11)$$

Вследствие большой тепловой инерции масла превышение его температуры над охлаждающей средой можно рассматривать как результат наложения большого числа некоррелированных воздействий. Это дает основание применить в данном случае центральную предельную теорему теории вероятностей [Л. 13] и считать, что превышение температуры масла $\vartheta_м$ имеет нормальное распределение. В превышении температуры обмотки над охлаждающей средой $\vartheta_{об}$ ее превышение над маслом имеет значительно меньшее значение, чем масла над средой. Оно составляет примерно 20—30% общего превышения [Л. 11]. Поэтому без большой погрешности можно считать, что превышение температуры обмотки над охлажадающей средой также подчиняется нормальному закону распределения с дисперсией:

$$\sigma^2[\vartheta_{об}]=\sigma^2[\tau]+\sigma^2[\vartheta_м]. \qquad (12)$$

Или, используя (7) и (11), получим:

$$\sigma^2[\vartheta_{об}]=\sigma^2[\tau_у]+\frac{T_к}{2T_м}\sigma^2[\vartheta_{м.у}]. \qquad (13)$$

При нахождении износа изоляции проводов и кабелей их температуру также принимают распределенной нормально [Л. 8].

Определим математическое ожидание скорости относительного износа изоляции обмотки трансформатора. Интенсивность износа может быть подсчитана по выражению [Л. 12]:

$$\chi=e^{\alpha(\vartheta_{об}-\vartheta_{об.н})}. \qquad (14)$$

где $\vartheta_{об.н}$ — номинальная температура обмотки; α — постоянный коэффициент, характеризующий интенсивность износа изоляции.

В соответствии с шестиградусным правилом старения изоляции [Л. 1], согласно которому повышение температуры обмотки на 6 °С приводит к увеличению интенсивности износа изоляции в 2 раза, коэффициент α равен 0,115.

Так как

$$\vartheta_{об}=\vartheta_{об}+\vartheta_{охл}, \qquad (15)$$

где $\vartheta_{об}$ — превышение температуры наиболее нагретой точки обмотки над охлаждающей средой, можно записать:

$$\chi=Ae^{\alpha\vartheta_{об}}, \qquad (16)$$

где

$$A=e^{-\alpha(\vartheta_{об.н}-\vartheta_{охл})}.$$

Рассмотрим износ изоляции при условии, что $\vartheta_{охл}$ независима от τ и $\vartheta_м$. Эквивалентное значение ее при оценке старения изоляции может быть определено по [Л. 1]. Математическое ожидание относительного износа при нормальном распределении превышения температуры $\vartheta_{об}$ равно:

$$\bar{\chi}=\frac{1}{\sqrt{2\pi}\,\sigma[\vartheta_{об}]}\int_{-\infty}^{\infty}\chi e^{-\frac{(\vartheta_{об}-\bar{\vartheta}_{об})^2}{2\sigma^2[\vartheta_{об}]}}d\vartheta_{об}. \qquad (17)$$

После подстановки χ из (14) и интегрирования получим:

$$\bar{\chi}=Ae^{\alpha\bar{\vartheta}_{об}+\frac{1}{2}\alpha^2\sigma^2[\vartheta_{об}]}. \qquad (18)$$

Для практического использования полученной формулы необходимо выразить $\bar{\vartheta}_{об}$ и $\sigma[\vartheta_{об}]$ через числовые характеристики нагрузки. Среднее значение превышения температуры обмотки над охлаждающей средой:

$$\bar{\vartheta}_{об}=\bar{\tau}+\bar{\vartheta}_м$$

или, учитывая (4)

$$\bar{\vartheta}_{об}=\bar{\tau}_у+\bar{\vartheta}_{м.у}. \qquad (19)$$

Установившиеся превышения температуры $\tau_у$ и $\vartheta_{м.у}$ на основе [Л. 12] можно записать следующим образом:

$$\tau_у=aI^2+bI \text{ и } \vartheta_{м.у}=cI^2+dI+f, \qquad (20)$$

где a, b, c и d — коэффициенты, определяемые установившимися значениями τ и $\vartheta_м$ для номинального режима, потерями короткого замыкания, холостого хода и значением номинального тока $I_н$.

Значение постоянного члена f для трансформаторов с дутьевым охлаждением и отношения потерь короткого замыкания к потерям холостого хода, равного 4, составляет 11,76. Согласно [Л. 1]:

$$a=\frac{14{,}7}{I_н^2};\quad b=\frac{8{,}3}{I_н};\quad c=\frac{36{,}2}{I_н^2}\quad\text{и}\quad d=\frac{6{,}7}{I_н}.$$

Из (20) следует:

$$\bar{\tau}_у=aI_2+bI_1 \text{ и } \bar{\vartheta}_{м.у}=cI_2+dI_1+f, \qquad (21)$$

где I_1 и I_2 — первый и второй начальные моменты нагрузки.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Рассмотрим дисперсии $\sigma^2[\tau_y]$ и $\sigma^2[\vartheta_{м.y}]$:

$$\sigma^2[\tau_y]=\overline{(\tau_y-\bar{\tau}_y)^2} \quad \text{и} \quad \sigma^2[\vartheta_{м.y}]=\overline{(\vartheta_{м.y}-\bar{\vartheta}_{м.y})^2}, \quad (22)$$

С учетом (20) и (21)

$$\sigma^2[\tau_y]=a^2(I_4-I_2^2)+2ab(I_3-I_1I_2)+b^2(I_2-I_1^2), \quad (23)$$

$$\sigma^2[\vartheta_{м.y}]=c^2(I_4-I_2^2)+2cd(I_3-I_1I_2)+d^2(I_2-I_1^2),$$

где I_3 и I_4 — третий и четвертый начальные моменты нагрузки.

Для проверки положений, принятых при выводе отдельных формул, были проведены тепловые испытания трансформатора мощностью 40 *Мва* при переменной нагрузке в режиме короткого замыкания. В процессе испытания температура обмотки ВН определялась по методу вольтметра-амперметра непосредственно под нагрузкой с использованием измерительного устройства УПН-3[а], разработанного ВНИИЭ, а температура масла в верхних слоях и патрубках радиаторов — с помощью термопар. Измерения производились в течение 7,5 *ч* через каждые 5 *мин*. Предварительные испытания показали, что трансформатор был спроектирован с некоторым тепловым запасом. Так, при номинальном режиме среднее превышение температуры обмотки ВН над охлаждающей средой оказалось равным 48 °С, обмотки НН 53 °С, верхних слоев масла 44 °С и поверхности верхнего ярма магнитопровода 61 °С против соответственно 65,55 и 75 °С согласно ГОСТ 11677-65.

Среднее превышение температуры обмотки $\bar{\vartheta}_{об}$ над внешней средой, подсчитанное аналитически, оказалось равным 36,14°С. Значения $\bar{\tau}$ (непосредственно по кривой превышения температуры) и $\bar{\tau}_y$ составили 8,31 и 8,46° С. При определении же $\bar{\tau}_y$ на основе первого и второго начальных моментов нагрузки имеем 8,53 °С. Для превышения температуры масла соответственно получилось 23, 75; 27,72 и 27,61 °С.

Практическое совпадение $\bar{\tau}$ и $\bar{\tau}_y$ и различие в значениях $\bar{\vartheta}_м$ и $\bar{\vartheta}_{м.y}$ неслучайно. Было показано, что равенство средних значений перегрева и установившегося превышения температуры имеет место при $t\longrightarrow\infty$. Для обмотки, обладающей малой постоянной времени, это условие практически выдержано (4), так как время действия нагрузки трансформатора составило 7,5 *ч*.

Для масла же, постоянная времени которого составляет несколько часов, этой длительности нагрузки явно недостаточно, чтобы имело место равенство $\bar{\vartheta}_м$ и $\bar{\vartheta}_{м.y}$. Без сомнения, если бы время нагрузки трансформатора было увеличено до (4—5) $T_м$, указанное равенство для масла практически выполнялось.

Расчетный период при нахождении относительного износа может состоять из нескольких частей. Это может быть вызвано разделением года на отдельные составляющие с точки зрения температурных условий, изменением нагрузки по периодам года и учетом поэтапного увеличения нагрузки за время эксплуатации трансформатора. В этом случае относительный износ за расчетный период будет представлять сумму произведений отдельных значений износа на относительную продолжительность каждой части. Поэтому в самом общем случае определение номинального тока, при котором математическое ожидание интенсивности износа равно 1, ведется методом подбора и последующей интерполяцией с использованием зависимости $\chi(I_н)$.

Выводы. Существенная разница в значениях постоянных времени обмотки и масла и времени корреляции нагрузки позволяет предложить достаточно простые формулы для определения статистических характеристик температуры обмотки, которые могут быть использованы для нахождения относительного износа изоляции при расчете потребной трансформаторной мощности. Формулы получены на основе теории случайных стационарных функций и не связаны с видом корреляционной функции и законом распределения нагрузки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Трансформаторы (и автотрансформаторы) силовые масляные. Нагрузочная способность. ГОСТ 14209-69. М., 1970.
2. Применение вероятностных и статистических методов к прогнозированию нагрузок, проектированию и эксплуатации электрических сетей. Киев, Гостехиздат, 1963, вып. 2.
3. **Духовный М. А., Файнштейн Э. Г.** Определение мощности двигателей со случайной нагрузкой.— «Электричество», 1962, № 1, с. 75—78.
4. **Марквардт Г. Г.** Статистические характеристики тяговой нагрузки.— «Ученые записки ВЗИИТ», 1964.
5. **Ратнер Н. И.** Метод средних потерь для электродвигателей со случайным режимом работы.— «Электричество», 1970, № 8, с. 77—79.
6. **Никитин Ю. М.** Метод статистического исследования нестационарных случайных процессов в энергоснабжении.— «Электричество», 1971, № 2, с. 25—30.
7. **Нерсесян А. Е.** Исследование связи между потреблением электроэнергии и нагрузкой корреляционным методом математической статистики.— «Электричество», 1971, № 4, с. 85—87.
8. **Бракман Х. И.** Определение расчетного коэффициента максимума по условиям теплового износа проводников.— «Электричество», 1965, № 3, с. 70—74.
9. **Лившиц В. Н., Тамазов А. И.** Определение расчетного тока для выбора мощности трансформатора по износу изоляции при заданном случайном графике нагрузки.— Изв. вузов, «Электромеханика», 1968, № 5.
10. **Свешников А. А.** Прикладные методы теории случайных функций. М., «Наука», 1968.
11. **Васютинский С. Б.** Вопросы теории и расчета трансформаторов. М., «Энергия», 1970.
12. **Шницер Л. М.** Нагрузочная способность силовых трансформаторов. М., Госэнергоиздат, 1953.
13. **Вентцель Е. С.** Теория вероятностей. М., «Наука», 1969.
14. **Лебедев В. Л.** Случайные процессы в электрических и механических системах. М., Физматгиз, 1958.
15. **Каялов Г. М., Брусенцов Л. В.** Корреляционные функции графиков нагрузки электроприводов металлорежущих станков и их применение.— Изв. вузов, «Электромеханика», 1958, № 5.
16. **Вартанов Г. Л., Понкратов Б. К.** Определение расчетных групповых нагрузок лифтовых установок методами вероятностного моделирования.— «Электричество», 1970, № 10, с. 88—90.

[7.2.1973]

◇ ◇ ◇

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.314.21.019.32

Математическая модель надежности силового трансформатора

Инж. В. Ф. НИКИФОРОВА
Курск,
канд. техн. наук Я. А. ЦИРЕЛЬ
Ленинград

По данным Ленэнерго повреждения трансформаторов из-за нарушений динамической устойчивости обмоток при сквозных коротких замыканиях в сети составляют 37% общего количества повреждений трансформаторов всех мощностей. В [Л. 1 и 2] показано, что поскольку этот процесс разрушения обмоток носит кумулятивный характер, существует связь между количеством внешних коротких замыканий, возникших в ходе эксплуатации трансформатора, и вероятностью его повреждения при очередном коротком замыкании.

Для составления математической модели, позволяющей дать количественную оценку этой связи надежности трансформатора с продолжительностью предшествующей эксплуатации, используется зависимость между кратностью тока предшествующих коротких замыканий относительно амплитуды номинального тока и величиной срабатываемого при этом ресурса трансформатора.

Пусть Γ_0 — начальный ресурс трансформатора, т. е. допустимое число сквозных коротких замыканий с максимально возможной для данного типа трансформаторов кратностью тока (оно определяется путем проведения специальных исследований); Ω — интенсивность потока коротких замыканий в сети, переменная величина с плотностью распределения вероятностей $\mu(\omega)$; X — часть ресурса, которая срабатывается при очередном коротком замыкании, т. е. та величина, на которую уменьшается наличный ресурс трансформатора при коротком замыкании данной кратности; согласно [Л. 3] она является функцией этой кратности тока, а именно:

$$X = Z^2,$$

где $Z = K/K_0$; K — фактическая кратность тока короткого замыкания; K_0 — максимально возможная для данного типа трансфоматоров кратность тока короткого замыкания; так как величина K меняется непрерывно, то и переменная X тоже непрерывная; $\Gamma(t)$ — ресурс, сработанный к моменту t.

За характеристику надежности примем $R_g(t)$ — вероятность безотказной работы трансформатора до момента t, причем безотказность здесь понимается только с точки зрения динамической устойчивости обмоток при внешних коротких замыканиях.

Считаем, что трансформатор работоспособен, пока не будет полностью сработан его ресурс [Л. 3], т. е.

$$R_g(t) = P\{\Gamma(t) \leqslant \Gamma_0\}. \qquad (1)$$

Обозначим через $\overline{X}$ математическое ожидание ресурса, срабатываемого при единичном сквозном коротком замыкании. Если по статистическим данным может быть определена плотность $\varphi(Z)$ распределения вероятностей величины Z, получаем:

$$\overline{X} = \int_0^\infty Z^2 \varphi(Z)\, dZ.$$

В случае же, когда имеется статистический ряд распределения Z, имеем:

$$\overline{X} = \sum_i Z_i^2 P^*_i, \qquad (2)$$

где P^*_i — относительные частоты ряда распределения величины Z.

Зная $\overline{X}$, можно записать:

$$\Gamma(t) = \overline{X}\Omega t.$$

Так как $\overline{X}$, $t > 0$, неравенство

$$\overline{X}\Omega t \leqslant \Gamma_0$$

равносильно неравенству

$$\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\overline{X}},$$

поэтому

$$P\{\Gamma(t) \leqslant \Gamma_0\} = P\{\overline{X}\Omega t \leqslant \Gamma_0\} = P\left\{\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\overline{X}}\right\}. \qquad (3)$$

Применяя закон распределения монотонной функции ωt случайного аргумента ω, получаем:

$$\int_0^{\Gamma_0/\overline{X}t} \mu(\omega)\, d\omega = P\left\{\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\overline{X}}\right\},$$

и на основании (1)

$$R_g(t) = \int_0^{\Gamma_0/\overline{X}(t)} \mu(\omega)\, d\omega.$$

Полагая, что поток внешних по отношению к рассматриваемому трансформатору коротких замыканий представляет собой сумму потоков (короткие замыкания на шинах подстанций, связанных с этим трансформатором, на воздушных и кабельных линиях, на других трансформаторах и т. д.), можно считать рассматриваемый суммарный поток пуассоновским [Л. 4], и тогда согласно [Л. 5] при $\overline{\omega}t > 20$

$$P\left\{\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\overline{X}}\right\} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{\frac{\frac{\Gamma_0}{\overline{X}} + \frac{1}{2} - \overline{\omega}t}{\sqrt{\overline{\omega}t}}} e^{-t^2/2}\, dt = \Phi\left(\frac{\Gamma_0/\overline{X} + \frac{1}{2} - \overline{\omega}t}{\sqrt{\overline{\omega}t}}\right), \qquad (4)$$

где $\overline{\omega}$ — среднее значение; Φ — нормальная функция распределения.

На основании (2) и (3) вероятность безотказной работы $R_g(t)$ принимает вид:

$$R_g(t) = P\left\{\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\overline{X}}\right\} = 1 - \overline{R}m,\ a. \qquad (5)$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Для $\bar{\omega}t < 20$ могут быть использованы таблицы распределения Пуассона [Л.4]:

$$R_g(t) = P\left\{\Omega t \leqslant \frac{\Gamma_0}{\bar{X}}\right\} = 1 - \bar{R}(m, a) \qquad (6)$$

$$\left(\bar{R}(m,\ a) = 1 - \sum_{k=0}^{m} \frac{a^k}{k!} e^{-a} \text{ при } m = \left[\frac{\Gamma_0}{\bar{X}}\right] \text{ и } a = \bar{\omega}t\right).$$

Как следует из выражений (5) и (6), при принятых для построения математической модели допущениях вероятность безотказной работы трансформатора в течение t лет с начала его эксплуатации зависит как от конструкции самого трансформатора (начальный ресурс трансформатора Γ_0), так и от характеристик связанной с ним электрической сети. К этим характеристикам относятся: средняя интенсивность потока коротких замыканий в сети за трансформатором $\bar{\omega}$ и среднее значение ресурса, срабатываемого при одном коротком замыкании $\bar{X}$, определяемое средней кратностью тока короткого замыкания и зависящее в основном от конфигурации сети и реактивных сопротивлений ее элементов, а также (в меньшей мере) от мощности и реактивного сопротивления самого трансформатора.

Очевидно, для практического использования выражений (6) и (5) необходимо располагать данными о всех трех названных параметрах: $\bar{X}$, $\bar{\omega}$, Γ_0. Определение Γ_0 — задача типовых испытаний трансформатора, выполняемых на заводе-изготовителе. Целесообразно включение этой величины в заводскую документацию и в стандарт на трансформаторы. Впредь, до уточнения параметра Γ_0 можно принять его согласно [Л. 3] равным шести при максимально возможной для данного типа трансформаторов кратности тока короткого замыкания.

Величины $\bar{\omega}$ и $\bar{X}$, определяющие скорость срабатывания ресурса трансформатора, определяются в ходе эксплуатации путем учета всех имевших место коротких замыканий с фиксацией значения тока короткого замыкания. Подобный учет обычно ведется в энергосистемах. Для прогнозирования надежности трансформатора ожидаемые значения $\bar{\omega}$ и $\bar{X}$ могут быть определены расчетом по известной схеме сети, питающейся от рассматриваемого трансформатора.

В качестве примера использования модели (5) и (6) на основе статистических данных Ленэнерго был выполнен расчет надежности трансформаторов Т-1 и Т-2 одной из действующих подстанций 110/35 *кв*. Трансформаторы характеризуются следующими данными:

Т-2: $S_{\text{ном}2} = 11 \cdot 3$ *Мва*, $u_{к2} = 12{,}3\%$.

Т-1: $S_{\text{ном}1} = 14{,}5 \cdot 3$ *Мва*, $u_{к1} = 13{,}12\%$.

Рассчитывая кратность тока короткого замыкания на выводах трансформатора K_0 согласно [Л. 3 и 6] по формуле

$$K_0 = \frac{P_к(3)}{S_{\text{ном}}} = \frac{100}{u_к\left(1 + \frac{100 S_{\text{ном}}}{u_к S_к}\right)},$$

получаем: $K_{01} = 7{,}15$; $K_{02} = 7{,}72$.

На рисунке показана схема сети 35 *кв*, питающейся от рассматриваемых трансформаторов. Она дает возможность рассчитывать среднее число ожидаемых внешних коротких замыканий, а также значения токов, протекающих через Т-1 и Т-2 при этих коротких замыканиях. Поскольку отходящие фидеры 6—10 *кв* реактированы, короткие замыкания на фидерах практически не сказываются на износе трансформатора.

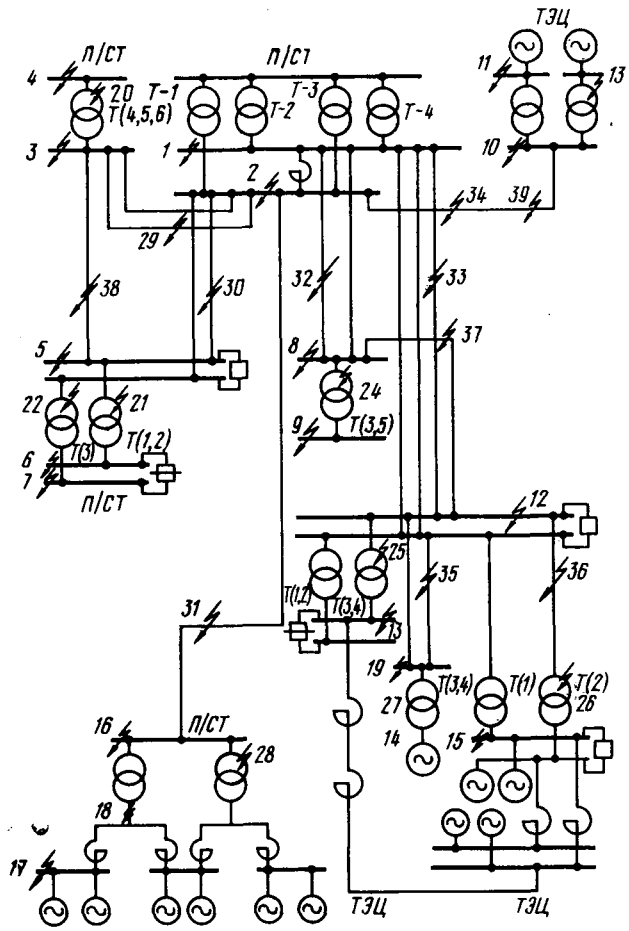


Схема сети к примеру расчета надежности трансформаторов.

Таблица 1

Номер точки на схеме i	Мощность короткого замыкания $S_k^{(3)}$, *Мва*	$Z_{t1} = \frac{K_{t1}}{K_{01}}$	ε_{t1}	Номер точки на схеме i	Мощность короткого замыкания $S_k^{(3)}$, *Мва*	$Z_{t1} = \frac{K_{t1}}{K_{01}}$	ε_{t1}
1	20	0,064	0,02	21	175	0,564	0,02
2	300	0,965	0,02	22	163	0,523	0,01
3	260	0,836	0,02	23	155	0,498	0,02
4	132	0,425	0,02	24	15,6	0,050	0,02
5	225	0,724	0,04	25	16	0,051	0,04
6	126	0,405	0,02	26	16,2	0,052	0,02
7	100	0,322	0,02	27	15,2	0,049	0,02
8	16	0,051	0,02	28	140	0,450	0,02
9	15	0,048	0,02	29	280	0,900	0,16
10	225	0,724	0,02	30	263	0,845	0,22
11	85	0,273	0,04	31	260	0,836	0,08
12	17	0,054	0,04	32	17,7	0,057	0,14
13	15	0,048	0,04	33	18,3	0,059	0,30
14	15	0,048	0,02	34	263	0,845	0,09
15	16	0,051	0,04	35	16	0,051	0,02
16	220	0,708	0,02	36	16,5	0,053	0,05
17	35	0,113	0,06	37	16,2	0,052	0,06
18	60	0,193	0,02	38	243	0,780	0,04
19	15,6	0,050	0,02	39	243	0,780	0,02
20	196	0,630	0,03				

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 2

Номер точки на схеме i	Мощность короткого замыкания $S_к^{(3)}$, *Мва*	$Z_{i2}=\frac{K_{i2}}{K_{0a}}$	$\bar{\omega}_{i2}$	Номер точки на схеме i	Мощность короткого замыкания $S_к^{(3)}$, *Мва*	$Z_{i2}=\frac{K_{i2}}{K_{0a}}$	$\bar{\omega}_{i2}$
1	140	0,550	0,02	25	109	0,426	0,04
8	120	0,471	0,02	26	107	0,420	0,02
9	75	0,295	0,02	27	97	0,380	0,02
12	132	0,518	0,04	32	130	0,510	0,14
13	85	0,334	0,04	33	136	0,534	0,31
14	85	0,334	0,02	35	120	0,471	0,02
15	105	0,412	0,04	36	118	0,465	0,04
19	109	0,426	0,02	37	126	0,495	0,06
24	98	0,383	0,02				

В табл. 1 приведены мощности коротких замыканий, протекающих через трансформатор Т-1 при трехфазных коротких замыканиях $S_к^{(3)}$ в характерных точках сети, а также соответствующие значения

$$Z=K/K_0=\frac{S_к^{(3)}/S_{ном}}{K_0}$$

и средние значения интенсивностей ω потоков коротких замыканий в этих точках (также полученные расчетом).

При оценке средних интенсивностей потоков коротких замыканий в указанных точках были использованы следующие данные о средних интенсивностях потоков:

На шинах 6 и 35 *кв*	0,02 ед./год (на одну систему шин)
На трансформаторах	0,01 ед./год (на один трансформатор)
В воздушных и кабельных линиях	0,01 ед./год (на 1 *км* длины линии)

При определении Z_i и ω_i для каждой расчетной точки учитывалось число элементов, участвующих в расчетной схеме, а также протяженность линий передачи. Так, в точке *5* учитывается наличие двух систем шин ($\omega_5=2\cdot0{,}02=0{,}04$), в точке *20* — три трансформатора ($\omega_{20}=3\cdot0{,}01=0{,}03$), в точке *29* — общая протяженность подключенных к ней линий, равная 16 *км* ($\omega_{29}=16\cdot0{,}01=0{,}16$) и т. д.

Таблица 2 составлена по тому же принципу для трансформатора Т-2.

Используя приведенные данные, можно составить статистические ряды распределения величины Z_1 для трансформатора Т-1 и Z_2 для трансформатора Т-2 (таблицы 3 и 4). Для этого вся область изменения Z_j ($j=1, 2$) разбивается на n_j равных интервалов, в каждый из которых попадает некоторое количество Z_{ij} (см. табл. 1 и 2).

Затем подсчитываем величину $\bar{\omega}_{lj}$ как сумму $\Sigma\bar{\omega}_{ij}$, соответствующих Z_{ij}, попавших в l-й интервал; P^*_{lj} определяется как отношение $\bar{\omega}_{lj}/\bar{\omega}_j$;

$\bar{\omega}_j$ определяется по формуле

$$\bar{\omega}_j=\sum_i\bar{\omega}_{ij}.$$

Таким образом получаем:

$$\bar{\omega}_1=\sum_i\bar{\omega}_{i_1}=1{,}9$$

и

$$\bar{\omega}_2=\sum_i\bar{\omega}_{i_2}=0{,}89.$$

С помощью статистических рядов рассчитываются по формуле (2) величины $\bar{X}_j$:

$$\bar{X}_1=\sum_{l=1}^{10}Z_{l1}^2P^*_{l_1}=0{,}33,$$

$$\bar{X}_2=\sum_{l=1}^{7}Z_{l2}^2P^*_{l_2}=0{,}24.$$

В качестве значения Z_{lj} для подстановки в расчетную формулу принимается среднее значение Z_j на l-м интервале, например

$$Z_{21}=0{,}15;\ Z_{22}=0{,}34.$$

По формулам (5) и (6), используя таблицы функций нормального и пуассоновского распределения, находим $R_g(t)$ для различных значений t

Таблица 3

l	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Z_{l_1}	0,0—0,1	0,1—0,2	0,2—0,3	0,3—0,4	0,4—0,5	0,5—0,6	0,6—0,7	0,7—0,8	0,8—0,9	0,9—1,0
$\bar{\omega}_{l_1}$	0,89	0,08	0,04	0,02	0,08	0,03	0,03	0,14	0,41	0,18
$P^*_{l_1}=\frac{\bar{\omega}_{l_1}}{\bar{\omega}_1}$	0,468	0,042	0,021	0,010	0,042	0,016	0,016	0,074	0,216	0,095

Таблица 4

l	1	2	3	4	5	6	7
Z_{l_2}	0,280—0,320	0,320—0,360	0,360—0,400	0,400—0,440	0,440—0,480	0,480—0,520	0,520—0,560
$\bar{\omega}_{l_2}$	0,02	0,06	0,04	0,12	0,08	0,24	0,33
$P^*_{l_2}=\frac{\bar{\omega}_{l_2}}{\bar{\omega}_2}$	0,022	0,067	0,045	0,135	0,090	0,270	0,371

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 5

t, год	$R_g(t)$ для T=1 (Γ_0=6)	$R_g(t)$ для T=2 (Γ_0=6)	t, год	$R_g(t)$ для T=1 (Γ_0=6)	$R_g(t)$ для T=2 (Γ_0=6)
1	1	1	8	0,897	1
2	1	1	9	0,643	0,999
3	1	1	10	0,472	0,999
4	0,999	1	15	0,026	0,998
5	0,996	1	20	0,001	0,962
6	0,976	1	30	0	0,409
7	0,918	1			

(табл. 5).Как видно, темпы срабатывания ресурса надежности трансформатора Т-1 значительно выше, чем у трансформатора Т-2. С этой точки зрения, видимо, следует рассмотреть целесообразность в подобных случаях периодически менять местами (в схеме сети) Т-1 и Т-2 с тем, чтобы добиться более равномерного срабатывания ресурса обоих трансформаторов.

Метод позволяет рассчитать ожидаемую продолжительность работы трансформатора и установить периодичность профилактических испытаний и ремонтов для конкретных условий работы каждого трансформатора, а в более сложных ситуациях — сравнить различные участки реальной сети с точки зрения оказываемых ими динамических воздействий.

Выводы. 1. Предложена математическая модель, позволяющая оценить снижение надежности силовых трансформаторов для условий нормальной эксплуатации в энергетических системах, когда износ трансформаторов определяется исключительно динамическими воздействиями токов короткого замыкания.

2. На основании полученной модели выполнен расчет надежности двух трансформаторов действующей подстанции, позволяющий обосновать сроки профилактических ремонтов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Цирель Я. А.** Анализ надежности силовых трансформаторов.— «Электрические станции», 1967, № 3.
2. **Цирель Я. А.** Особенности статистических характеристик отказов элементов высоковольтных электрических сетей.— В кн.: Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1969.
3. **Цирель Я. А.** Усовершенствование профилактических испытаний электрооборудования.— «Электрические станции», 1968, № 4.
4. **Овчаров Л. А.** Прикладные задачи теории массового обслуживания. М., «Машиностроение», 1969.
5. **Кокс Д., Льюис П.** Статистический анализ последовательности событий. М., «Мир», 1969. 30 с.
6. Трансформаторы силовые. Методы испытаний. ГОСТ 3484-65.

[30.1.1973]

◇ ◇ ◇

УДК 621.315.614.65.015.5:66.047

Влияние режима сушки на диэлектрические свойства и внутреннюю поверхность целлюлозных волокон электрокартона

Инж. А. В. РЯБКОВ
Волжск,
канд. техн. наук В. М. СКАЧКОВ
Ленинград

Оценка физико-механических и диэлектрических свойств листового электроизоляционного картона, применяемого для изоляции высоковольтных трансформаторов, проводится по ГОСТ 4194-68 и ГОСТ 12268-66. Одними из важнейших показателей качества картона являются пробивное напряжение и стойкость к поверхностному разряду. Однако определение этих и других показателей по указанным стандартам еще не позволяет в полной мере теоретически обосновать ряд технологических операций получения картона. Для дополнительной характеристики изменений целлюлозных волокон, происходящих при конвективной сушке картона, необходимо, например, привлекать методы, показывающие структурные изменения, происходящие с целлюлозными волокнами при этом процессе.

Обычно для этой цели используются физические методы исследования структуры и строения макромолекул целлюлозы: ИК-спектроскопия, рентгеноструктурный анализ, электронно-парамагнитный резонанс и др. Однако применение данных методов еще не позволяет определить полную структуру волокон из-за значительных трудностей экспериментального и теоретического характера. Эти трудности вызваны как особенностями строения целлюлозы (большое количество гидроксильных групп, высокая ассоциация макромолекул посредством водородных связей, высокая степень полимеризации, наличие фибриллярной структуры), так и недостаточной разработкой методов исследования, выражающейся в отсутствии единого теоретического толкования результатов исследований, получаемых этими методами.

Для оценки этих изменений необходимо применять методы исследований, обладающие наибольшей чувствительностью к изменению внутренней доступной поверхности целлюлозного волокна: методы определения внутренней поверхности по сорбционной способности целлюлозы по отношению, например, к иоду из его раствора в иодистом калии или комплексам меди из раствора фелинга [Л. 1]. Первый относится к группе растворов, в которых целлюлоза набухает примерно так же, как и в обычной воде, второй — к группе растворов, в которых сорбция целлюлозой комплексов меди происходит в среде с повышенным набуханием целлюлозы. Для сравнительной оценки сорбционной способности разных целлюлоз был применен «относительный коэффициент сорбции» K_c, характеризующий сорбционную способность исследуемого препарата в сравнении с беленой хлопковой целлюлозой в тех же условиях [Л. 1].

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

В этих работах были определены условия сорбции щелочей и комплексов иода, меди и железа для получения наибольших значений K_c для различных препаратов целлюлоз. Указывалось также, что методы сорбции из растворов могут быть применены для оценки однородности целлюлозы и изменений, претерпеваемых целлюлозой при процессах мерсеризации, сушки и т. д.

Однако все эти методы, как правило, применялись для характеристики образцов целлюлоз различного происхождения, внутренняя структура которых значительно отличается. В нашем случае мы имеем дело с целлюлозой одного происхождения, образцы картона из которой подвергались воздействиям сушки с различными ее параметрами по температуре и скорости воздуха. Данные, полученные с использованием этих методов определения внутренней поверхности образцов целлюлозного картона различных режимов сушки, приводятся далее и обсуждаются при рассмотрении диэлектрических свойств тех же образцов картона.

Исследование диэлектрических показателей и определение сорбционной способности проводилось на образцах электрокартона из 100%-ной сульфатной небеленой целлюлозы одной производственной выработки, размолотой до 40±2° ШР.

Образцы картона марки Б (ГОСТ 4194-68) изготовлялись в производственных условиях Серпуховской бумажной фабрики. Исследовался картон после прессования с влажностью 43—45%, который высушивался на опытной сушильной установке до остаточной влажности 7—8%. В процессе сушки изменялся и фиксировался определенный параметр режима сушки: температура воздуха и скорость его движения. Относительная влажность воздуха при исследовании влияния на свойства картона температуры и скорости воздуха поддерживалась в диапазоне 10—15%.

Серия образцов была высушена до воздушно-сухого состояния при обычной комнатной температуре и являлась образцами исходного картона. Пробивное напряжение и стойкость к поверхностному разряду определялись по методике ГОСТ 12268-66. Препараты из образцов картона для определения их внутренней поверхности приготовлялись следующим образом: полоски воздушно-сухого картона вручную расщеплялись на листки толщиной не более 0,3 *мм* и разрезались на кусочки размером 10×10 *мм*.

В [Л. 1] было проведено систематическое исследование сорбции целлюлозой ионов меди и иода из их растворов. Данные методы, приведенные в этих работах, использовались в следующей модификации: увеличен в 2 раза объем рабочего раствора, потребляемого для обработки образцов, при продолжительности обработки 4 *ч*. Указанные изменения в методике исследования были внесены на основании предварительных данных определения сорбционной способности образцов картона к ионам иода и меди из их растворов в зависимости от продолжительности обработки.

Таблица 1

Масса 1 $м^2$ картона (*г*) в зависимости от температуры и скорости воздуха при сушке

Температура, °С	Скорость воздуха, *м/сек*				
	3,5	7,0	10,0	13,0	15,0
60	2 090	2 152	2 173	2 100	2 079
80	2 120	2 183	2 257	2 110	2 097
100	2 122	2 214	2 268	2 108	2 107
120	2 141	2 182	2 215	2 107	2 075
140	2 067	2 150	2 245	2 052	2 093
160	2 130	2 128	2 260	2 195	2 153

Погрешность измерения по сорбции иода для исследуемых образцов картона не превышала ±6,0 и меди не более ±5,0 относительных процентов.

Анализ величин объемной массы и толщины образцов картона после сушки и кондиционирования в нормальных условиях показал, что объемная масса образцов уменьшалась с 1,08 до 1,00 $г/см^3$ с увеличением температуры от 20 до 160°С и скорости воздуха от естественной конвекции до 15 *м/сек* и соответственно при данных параметрах толщина картона увеличивалась с 2 до 2,2 *мм*.

В связи с одновременно противоположным изменением толщины и объемной массы картона после сушки анализ влияния данных показателей или волокнистой структуры картона на его диэлектрические свойства был весьма затруднен. В последующем для этой цели был использован показатель массы 1 $м^2$ образцов картона, как произведение объемной массы на толщину картона при соответствующих параметрах его сушки. В табл. 1 приведены данные массы 1 $м^2$ в граммах при изменении температуры и скорости воздуха в процессе сушки.

Данные табл. 1 показывают, что масса 1 $м^2$ картона возрастает в диапазоне температур сушки от 60 до 160°С, достигая максимального значения при скорости воздуха 7—10 *м/сек*, затем идет снижение массы 1 $м^2$ при увеличении скорости воздуха до 15 *м/сек*. По-видимому, при указанных параметрах сушки тепло- и влагоперенос в картоне способствует образованию структуры целлюлозных волокон, обеспечивающей повышение объемной массы 1 $м^2$ картона.

Таблица 2

Пробивное напряжение ($U_{пр}$, *кв*) и стойкость к поверхностным разрядам (*мин, сек*) в зависимости от температуры и скорости движения воздуха при сушке

Температура сушки, °С	Скорость воздуха, *м/сек*									
	3,5		7		10		13		15	
	$U_{пр}$	Стойкость	$U_{пр}$	Стойкость	$U_{пр}$	Стойкость	$U_{пр}$	Стойкость	$U_{пр}$	Стойкость
20	80,0	18′17″	80,0	18′17″	80,0	18′17″	80,0	18′17″	80,0	18′17″
60	87,5	22′09″	91,2	25′58″	95,1	24′20″	90,0	25′16″	87,3	28′26″
80	83,6	20′02″	90,7	20′58″	89,1	20′58″	88,2	23′32″	89,0	26′56″
100	85,2	19′13″	92,8	16′52″	95,6	15′33″	88,5	22′36″	87,4	24′57″
120	84,8	18′53″	94,6	14′05″	95,8	14′10″	86,6	15′38″	88,6	23′29″
140	85,3	18′53″	96,1	15′17″	92,3	15′00″	86,0	16′05″	90,9	22′22″
160	88,6	19′13″	93,7	14′56″	91,9	14′01″	93,3	17′38″	92,4	18′30″

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

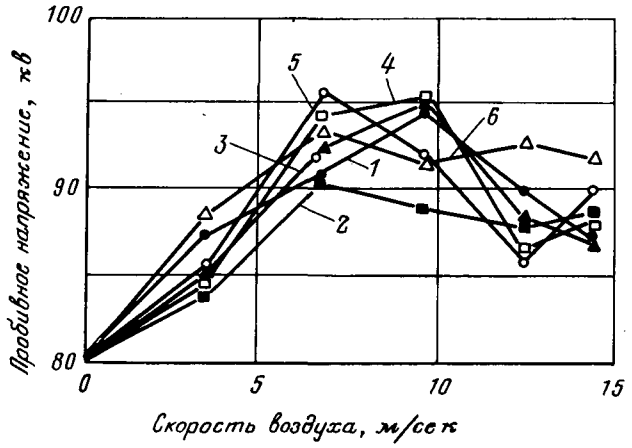


Рис. 1. Пробивное напряжение в зависимости от скорости воздуха.
1 — температура 60 °С; *2* — 80 °С; *3* — 100 °С; *4* — 120 °С; *5* — 140 °С; *6* — 160 °С.

Рассмотрим диэлектрические свойства картона в зависимости от температуры и скорости движения воздуха при сушке. Эти данные приведены в табл. 2 и графически изображены на рис. 1—4.

Изменение пробивного напряжения в зависимости от скорости воздуха при различных температурах сушки представлено на рис. 1. Как видно из табл. 2 и графика, пробивное напряжение увеличивается от исходного состояния, достигая своего максимального значения при скорости воздуха 7—10 *м/сек*, затем идет его снижение, что согласуется с данными изменения массы 1 *м*² картона, приведенными в табл. 1. Такой характер изменения напряжения повторяется с некоторыми незначительными отклонениями для всех температур сушки в диапазоне от 60 до 160 °С, однако значительно интенсивнее, чем в этом же диапазоне изменяется масса 1 *м*² картона. Следует предположить, что интенсивность изменения пробивного напряжения обусловливается не только внешней волокнистой структурой картона, но и внутренним строением поверхности составляющих его целлюлозных волокон.

Таким образом, максимально-допустимой и целесообразной скоростью воздуха при сушке электрокартона в диапазоне температур от 60 до 160 °С является область, не превышающая 7—10 *м/сек*. На рис. 2 приведена зависимость пробивного напряжения от температуры сушки при постоянных значениях скорости воздуха. Здесь максимум величины пробивного напряжения наблюдается при скорости воздуха 7 и 10 *м/сек*, при этом область предельных температур при данных скоростях воздуха можно считать 120 и 140 °С.

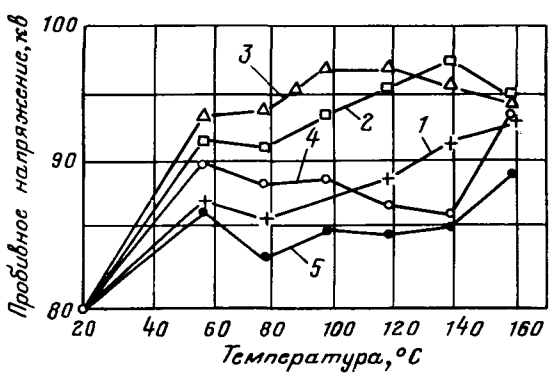


Рис. 2. Пробивное напряжение в зависимости от температуры сушки.
1 — скорость воздуха 3,5 *м/сек*; *2* — 7 *м/сек*; *3* — 10 *м/сек*; *4* — 13 *м/сек*; *5* — 15 *м/сек*.

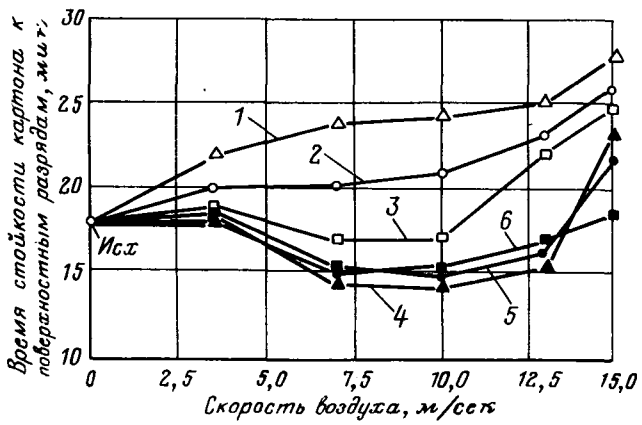


Рис. 3. Время стойкости к поверхностным разрядам в зависимости от скорости воздуха.
Температура сушки, °С: *1* — 60; *2* — 80; *3* — 100; *4* — 120; *5* — 140; *6* — 150. Относительная влажность воздуха 15±5%.

Результаты по изменению времени стойкости картона к поверхностным разрядам при различных параметрах сушки по температуре и скорости воздуха приведены на рис. 3. Для всего исследуемого диапазона температуры имеет место явно выраженный минимум стойкости к поверхностным разрядам при скорости воздуха около 10 *м/сек*, т. е. при наибольшей массе 1 *м*² картона. Максимальная стойкость к поверхностным разрядам достигается при скорости воздуха 15 *м/сек* и сравнительно низкой температуре 60 °С, хотя масса 1 *м*² картона по данным табл. 1 уменьшается, начиная со скорости 10 *м/сек* и выше.

При повышении температуры сушки картона до 160 °С снижается стойкость картона к поверхностным разрядам при всех значениях скорости воздуха независимо от уменьшения массы 1 *м*² картона. Однако при скорости воздуха 15 *м/сек* сохраняется тенденция более высокого уровня стойкости в области температур от 120 до 160 °С, чем при скорости воздуха 10 *м/сек*. На рис. 4 приведена зависимость

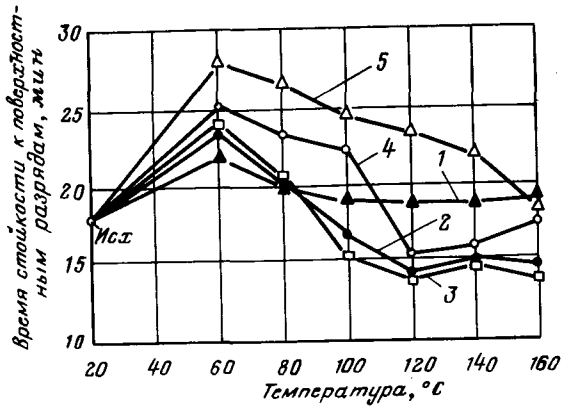


Рис. 4. Время стойкости картона к поверхностным разрядам в зависимости от температуры сушки.
Скорость воздуха при сушке, *м/сек*: *1* — 3,5; *2* — 7; *3* — 10; *4* — 13; *5* — 15. Относительная влажность воздуха 15±5%.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Таблица 3

Влияние изменения скорости движения воздуха и его температуры на сорбцию иода и меди целлюлозными волокнами электроизоляционного картона

Наименование образца или шифр	Температура сушки, °С	Скорость воздуха, *м/сек*	Поглощение в процентах веса сухого образца			
			Иода		Меди	
			a	K_c	*a*	K_c
Хлопковая беленая	20	Естественная конвекция	1,06	100	1,49	100
Исходный сульфатный электрокартон	20	—	3,90	370	3,24	217
	60	3,5	3,66	345	2,86	194
	60	7,0	3,75	353	2,23	149
	60	10,0	3,00	283	2,02	135
	60	15,0	3,15	395	2,00	134
	80	3,5	3,50	330	2,57	172
	80	7,0	3,37	288	2,27	153
	80	10,0	2,56	241	1,90	127
	80	15,0	3,07	289	2,03	138
	100	3,5	3,19	300	2,43	163
	100	7,0	3,02	286	2,15	144
	100	10,0	2,61	246	2,16	145
	100	12,0	2,44	231	1,90	127
	100	15,0	2,91	275	2,11	141
	120	3,5	2,71	256	2,55	171
	120	7,0	2,76	260	2,28	153
	120	10,0	2,40	226	2,32	156
	120	12,0	2,41	227	2,13	143
	120	15,0	2,75	259	2,16	145
	140	3,5	2,65	249	2,84	191
	140	7,0	2,70	254	2,55	171
	140	10,0	2,45	231	2,66	180
	140	12,0	2,56	241	2,24	150
	140	15,0	2,56	241	2,40	161
	160	3,5	3,04	287	2,90	198
	160	7,0	2,96	279	2,70	181
	160	10,0	2,81	270	2,75	188
	160	12,0	2,67	250	2,30	154
	160	15,0	2,92	276	2,36	148

стойкости картона к поверхностным разрядам в зависимости от температуры в диапазоне скорости воздуха от 3,5 до 15 *м/сек*. Данные показывают, что с повышением температуры сушки стойкость картона к поверхностным разрядам достигает ма-

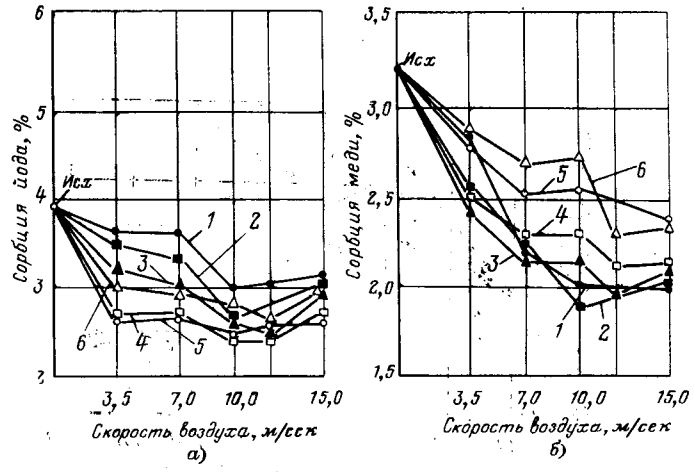


Рис. 5. Изменение доступной поверхности целлюлозных волокон электрокартона от скорости воздуха при сушке.

а — сорбция йода; *б* — сорбция меди; температура, °С: *1* — 60; *2* — 80; *3* — 100; *4* — 120; *5* — 140; *6* — 160. Относительная влажность воздуха 15±5%.

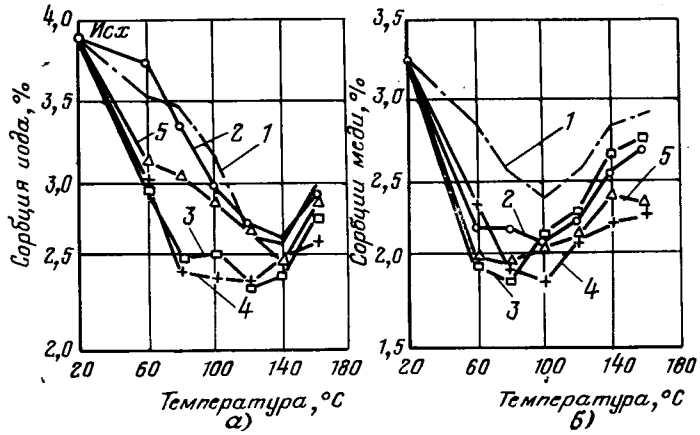


Рис. 6. Изменение доступной поверхности целлюлозных волокон электрокартона от температуры сушки.

а — сорбция йода; *б* — сорбция меди; скорости воздуха, *м/сек*: *1* — 3,5; *2* — 7; *3* — 10; *4* — 13; *5* — 15.

ксимума при температуре 60 °С и скорости воздуха 15 *м/сек*. Повышение температуры сушки выше 60 °С приводит к снижению скорости воздуха от 3,5 до 15 *м/сек*.

Рассмотренные изменения стойкости картона к поверхностным разрядам, очевидно, связаны с наличием и состоянием воздуха в полотне картона. Как показано в [Л. 2], усадка отдельных волокон при сушке вызывает закрытие мельчайших пор с защемлением в них воздуха, наиболее вероятным в поверхностных слоях целлюлозного полотна. Такой воздух является, по-видимому, одной из причин развития поверхностных разрядов. Важную роль в развитии поверхностных разрядов играет также перенос водорастворимых зольных элементов в процессе сушки и их распределении и концентрации по толщине картона [Л. 3].

Обобщая приведенный материал, необходимо отметить следующее. В каждом конкретном случае и для каждой конкретной марки картона режим сушки должен устанавливаться в зависимости от основных требований к диэлектрическим характеристикам картона в соответствии с его целевым назначением. Например, для картона, применяемого в качестве продольной электроизоляции, определяющим фактором является пробивное напряжение, приложенное перпендикулярно поверхности картона. В этом случае режим сушки желательно проводить при средних скоростях воздуха 7—10 *м/сек* и температуре 120—140 °С, что обеспечит получение картона с максимальным пробивным напряжением.

Для картона, применяемого в качестве главной электроизоляции особо важным показателем является его стойкость к поверхностным разрядам, поэтому режим технологической сушки картона предпочтительнее вести при относительно максимальной скорости воздуха, равной 15 *м/сек* и температуре воздуха от 60 до 80 °С при его относительной влажности 10—15%.

Рассмотрим влияние режимов сушки на сорбционные свойства целлюлозных волокон картона по отношению к ионам иода и меди. Эти данные приведены в табл. 3 и на рис. 5 и 6. Видно, что при увеличении скорости движения воздуха при сушке наблюдается общая тенденция к уменьшению до-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ступной поверхности целлюлозных волокон картона с заметными переломами при скоростях воздуха 7 и 10 *м/сек*. Например, при температуре сушки 60 °С и изменении скорости воздуха от 3,5 до 15 *м/сек* происходит уменьшение сорбции по иоду для образцов, подвергнутых сушке, с 3,7 до 3,0% или доступная поверхность уменьшается в диапазоне на 16,0%, по сорбции меди эта поверхность уменьшается за 19,0%, т. е. оба метода показывают уменьшение доступной поверхности примерно на одну пятую часть. По-видимому, это связано с изменением скорости удаления влаги из целлюлозных волокон, в частности из аморфной фракции, в результате чего создаются различные условия для образования водородных связей в волокне.

Скорость движения воздуха при сушке существенно влияет на пробивное напряжение (см. рис. 1), причем представленные на рис. 1 зависимости являются в некоторой степени «зеркальным» отображением зависимостей, полученных при изменении доступной поверхности. Это свидетельствует о том, что внутренняя структура целлюлозных волокон непосредственно влияет на электрические показатели картона. На рис. 6 приведено изменение доступной поверхности от температуры сушки.

Как видно из данных табл. 2 и графика на рис. 6 с увеличением температуры сушки в диапазоне от 60 до 160 °С происходит уменьшение доступной поверхности от определенного диапазона температуры, равного 100—120 °С, и затем поглощение ионов иода и меди возрастает, т. е. доступная поверхность при дальнейшем повышении температуры увеличивается. В диапазоне температуры 100—120 °С уменьшение доступной или внутренней поверхности целлюлозного волокна картона составляет по сорбции ионов меди и йода 30—32% и при дальнейшем повышении температуры доступная поверхность увеличивается на 5—10%. Это объясняется тем, что в области повышенных температур (выше 120 °С), по-видимому, на доступную поверхность целлюлозных волокон оказывает влияние деструкция молекулярных цепей целлюлозного волокна, приводящая к увеличению активных сорбционных центров на его поверхности.

Таким образом, определение внутренней поверхности целлюлозы волокна картона методами сорбции йода и меди из их растворов показывает, что целлюлозное волокно в картоне в процессе его сушки претерпевает определенные изменения, вызывающие соответствующие изменения доступной поверхности волокна, что, в свою очередь, влияет на электрические показатели.

Выводы. 1. Максимальное пробивное напряжение картона обеспечивается при температуре сушки 120—140 °С и скорости воздуха 7—10 *м/сек*. Оптимальная стойкость к поверхностным разрядам соответствует температуре сушки 60—80 °С и скорости воздуха 15 *м/сек*.

2. Показана применимость методов сорбции йода и меди из их растворов для определения структурных изменений целлюлозного волокна картона в процессе сушки.

3. Повышение скорости воздуха при сушке от 3,5 до 10 *м/сек* уменьшает внутреннюю поверхность целлюлозного волокна картона на 16—20%; при дальнейшем повышении скорости до 15 *м/сек* происходит увеличение доступной поверхности на 5—10%.

4. Между изменением массы 1 $м^2$ картона, а также внутренней поверхности целлюлозного волокна картона и его пробивным напряжением в зависимости от скорости воздуха при сушке существует определенная взаимосвязь: увеличение массы 1 $м^2$ картона и уменьшение внутренней поверхности целлюлозного волокна вызывает соответствующее увеличение пробивного напряжения.

5. Повышение температуры сушки уменьшает внутреннюю поверхность целлюлозного волокна картона на 30—32% до значения температуры 100—120 °С, и дальнейшее ее повышение приводит к некоторому увеличению доступной поверхности.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Шарков В. В., Аким Л. Е.** — «Труды ЛТИ ЦБП», вып. 21. М., «Лесная промышленность», 1968.

2. **Фляте Д. М.** Интенсификация производственных процессов на целлюлозно-бумажных предприятиях. М., «Лесная промышленность», 1964.

3. **Рябков А. В., Тольский Г. А.** Режим сушки и диэлектрические свойства электроизоляционного картона.— «Бумажная промышленность», 1972, № 3.

[28.12.1972]

✧ ✧ ✧

УДК 621.316.542.064.26

Срез тока в вакуумных выключателях

Инженеры **В. А. ВОЗДВИЖЕНСКИЙ, В. Б. КОЗЛОВ**

Москва

Одним из недостатков вакуумных выключателей является самопроизвольное погасание слаботочных дуг до естественного перехода переменного тока через нуль, что приводит к возникновению перенапряжений в отключаемой цепи и связано с неустойчивостью катодных процессов в дугах небольшого тока. В [Л. 1—3] показано, что продолжительность горения вакуумной дуги постоянного тока подчиняется статистическим закономерностям. Поэтому перенапряжения, амплитуда которых примерно равна $I_c\sqrt{L/C}$ (где I_c — величина тока среза, а $\sqrt{L/C}$ — волновое сопротивление отключаемого участка цепи) — также величина случайная, изменяющаяся от опыта к опыту. Многие исследователи принимали за критерий неустойчивости таких дуг среднюю продолжительность их горения. В применении к выключателю этот метод дает лишь приблизительную

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

оценку его поведения в эксплуатации. С точки зрения эксплуатационных свойств выключателя важно уметь оценивать вероятность возникновения тех или иных величин перенапряжений. Ввиду линейной зависимости между током среза и амплитудой перенапряжений их плотности распределений также связаны линейно:

$$f_1(U_п) = \sqrt{\frac{C}{L}} f(I_с).$$

Таким образом, задача сводится к отысканию вида распределения величины тока среза при отключении переменного тока. Такой закон может быть найден, однако в практических приложениях важен не сам вид распределения, а его основные характеристики — математическое ожидание и дисперсия. Эти характеристики можно найти методами теории вероятностей, если использовать некоторые опытные данные, полученные при изучении неустойчивости вакуумных дуг в [Л. 1]:

горение дуги малого тока является процессом без последствия;

среднее время горения дуги постоянного тока зависит от силы тока в разряде.

Исходя из этих предпосылок, математическое ожидание величины тока среза, которое в дальнейшем условимся называть уровнем среза, определяется выражением (8) (см. приложение), а дисперсия — выражением (9). Структура этих выражений позволяет рассчитать числовые значения интересующих нас характеристик, используя экспериментальные данные по средней продолжительности горения дуги постоянного тока, приведенные в [Л. 2]. Полученные из этого расчета зависимости уровня среза от величины отключаемого синусоидального тока при случайном моменте зажигания дуги относительно фазы тока и от фазы зажигания дуги приведены на рис. 1 и 2 (кривая *1*).

Для проверки предыдущих расчетов была проведена серия экспериментов с вакуумными дугогасительными камерами (ВДК), имеющими вольфрамовые электроды диаметром 10 *мм*. Все опыты проводились на переменном токе промышленной частоты при напряжении от 220 *в* до 6 *кв*, дуга поджигалась размыканием контактов ВДК. В каждом опыте осциллографировались ток в цепи, напряжение на контактах ВДК и ход контактов. Средние величины, приведенные на графиках, определены по

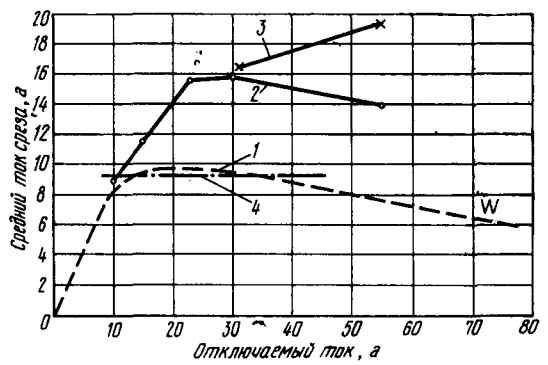


Рис. 1. Зависимость среднего тока среза от отключаемого тока при случайном размыкании контактов (U=220 *в*, $\cos\varphi$=1).
1 — расчет; *2* — экспериментальные данные для электромагнитного привода; *3* — экспериментальные данные для ударного привода; *4* — измеренные значения тока среза по [Л. 3].

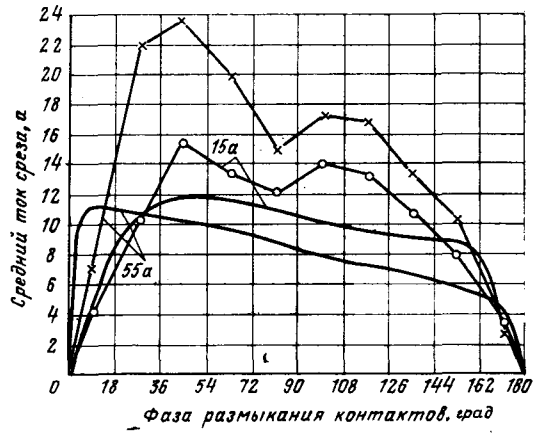


Рис. 2. Зависимость среднего тока среза от фазы зажигания дуги.
о, × — расчет; ——— эксперимент при U=220 *в* и $\cos\varphi$=1.

результатам серии опытов, при этом доверительный интервал для среднего равен ±20% с вероятностью 0,9.

Как видно из рис. 1 и 2, полученные экспериментальные значения токов среза примерно вдвое превышают расчетные, в то время как в [Л. 3] для диапазона отключаемых токов 15—25 *а* указан средний ток среза для вольфрама 9,2 *а*, очень близкий к рассчитанному. Такое различие в результатах можно объяснить различным качеством материала контактов, отчего существенно зависит устойчивость дуги [Л. 1].

Горение дуги в вакуумном выключателе происходит при перемещении контактов относительно друг друга, причем в зависимости от конструкции выключателя контакты разводятся с различными скоростями и на различные расстояния. Поэтому представляло интерес выяснить, как влияют эти механические характеристики выключателя на срез тока. Были проведены испытания на двух приводах с резко различными характеристиками: электромагнитный привод с временем хода контактов $15 \cdot 10^{-3}$ *сек* и начальным ускорением 40—60 *м/сек*^{2} и ударный привод с временем хода контактов $1{,}5 \cdot 10^{-3}$ *сек* и начальным ускорением $(2—5) \cdot 10^3$ *м/сек*^{2}. Средние значения токов среза для камер с этими приводами показаны на рис. 1. Как видно из графиков, значения тока среза для ударного привода оказываются несколько выше, чем у электромагнитного.

На рис. 3 приведена зависимость среднего тока среза от расстояния между контактами в момент погасания дуги, построенная методом наименьших квадратов для линейной зависимости. Токи среза слабо растут с увеличением расстояния между контактами, что, по-видимому, объясняется уменьшением влияния опорных пятен дуги друг на друга.

В эксплуатации работа выключателя происходит в различных сетях при различных параметрах питающей цепи, что может оказать влияние на уровень среза. Максимальные перенапряжения возникают на объектах со значительной сосредоточенной индуктивностью (реакторы и ненагруженные трансформаторы). Для таких объектов емкость меняется в незначительных пределах, оставаясь примерно равной 10^{-9}—10^{-8} *ф* [Л. 4]. Поэтому представляло

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

интерес проверить, как влияют индуктивность нагрузки и напряжение питающей цепи на величину тока среза. Для этого были проведены сравнительные опыты, результаты которых приведены ниже:

Ток, *а*	Напряжение, *кв*	Индуктивность цепи, *гн*	Ток среза, *а*
20	0,22	0,035	14,3
15,7	10	2,3	12,2

Как видно, уровень среза от этих величин в указанных пределах не зависит. Этот результат легко объясним. Действительно, процессы, ответственные за возникновение неустойчивости и восстановление горения дуги, развиваются за время порядка $10^{-8} \div 10^{-9}$ *сек*. Цепь реагирует на такое быстрое прерывание тока подъемом напряжения на контактах, которое происходит со скоростью $dU/dt_{t=0} = i_c/C_ш$, где $C_ш$ — емкость, шунтирующая контакты, т. е. не зависящая ни от индуктивности, ни от напряжения питающей цепи. Амплитудное значение переходного напряжения появляется через полупериод собственных колебаний отключаемого контура. На практике собственные частоты колебаний отключаемых контуров не превышают нескольких тысяч герц, и поэтому амплитудное значение напряжения появляется на контактах через время, значительно большее 10^{-8} *сек* и не может оказать на процессы восстановления дуги заметного влияния.

Из результатов, приведенных выше, можно сделать определенные заключения по способам борьбы с перенапряжениями, возникающими при срезе тока в вакуумных выключателях. В [Л. 2 и 3] основным методом борьбы с перенапряжениями считают применение контактных материалов с высокой упругостью пара, имеющих большую по сравнению с другими длительность горения дуги постоянного тока. Однако такой путь, вероятно, возможен не всегда. Действительно, требования, предъявляемые к материалу контактов, определяются и рядом других условий: отключение больших токов, сваривание, износ, длительно пропускаемый ток. Поэтому выбор материала, удовлетворяющего всем перечисленным требованиям, может оказаться затруднительным. Ввиду этого следует остановиться на других способах борьбы с перенапряжениями. Наиболее распространенным является применение разрядников.

Срок службы разрядников, как известно, зависит от энергии, рассеиваемой им при срабатывании. На рис. 4 приведены экспериментальные зависимости средней энергии, запасенной в индуктивности, от величины отключаемого тока для вольфрамовых контактов. Из этих кривых видно, что наиболее опасной является область токов 10—50 *а*, однако и в этом случае энергия невелика и равна примерно ста джоулям, поэтому можно ожидать большого срока службы разрядника, но при этом следует иметь в виду следующее. Если при срезе тока контакты выключателя не успели разойтись на достаточное расстояние и электрическая прочность низка, то возможен одновременный пробой в разряднике и в выключателе и через них потечет ток замыкания системы на землю, а в случае системы с заземленной нейтралью это вызовет быстрое разрушение разрядника. Поэтому следует стремиться применять разрядники с выключателями, имеющими высокую скорость размыкания контактов.

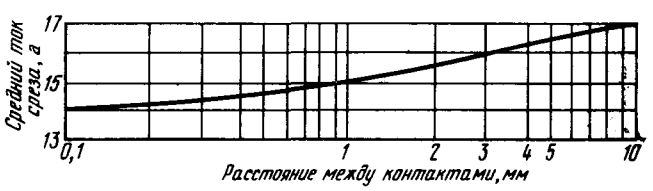


Рис. 3. Зависимость среднего тока среза от длины дуги в момент погасания при $U=220$ *в*, $i=31$ *а*, $\cos\varphi=1$.

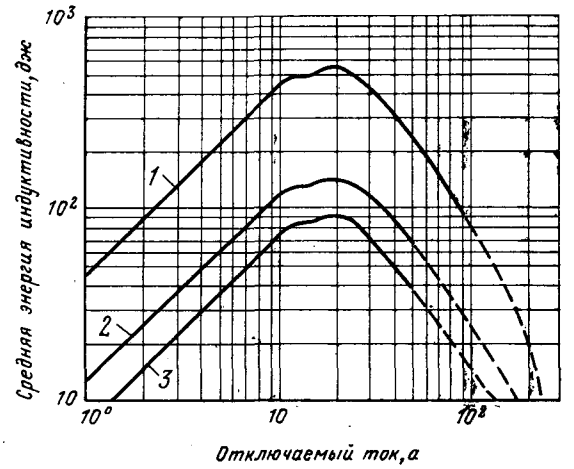


Рис. 4. Зависимость средней энергии магнитного поля индуктивности при срезе тока от величины отключаемого тока.
1 — $U=35$ *кв*; *2* — $U=10$ *кв*; *3* — $U=6$ *кв*.

На величину перенапряжений можно повлиять и уменьшая волновое сопротивление отключаемого контура. Практически это выполняется подсоединением параллельно индуктивности цепочек *RC*, где сопротивление *R* служит для рассеяния энергии контура. Емкость должна быть значительно выше собственной емкости объекта и приблизительно равняться 10^{-7} *ф*. Это определяется не только зависимостью между емкостью и величиной перенапряжений, но и тем, что с увеличением шунтирующей емкости снижается устойчивость дуги [Л. 1].

Оба эти способа борьбы с перенапряжениями были опробованы в промышленных условиях на печных вакуумных выключателях. В этих установках выключатели делают десятки операций в сутки, часто отключая ненагруженный трансформатор мощностью 1 800 *кв·а* при напряжении 6,6 *кв*. Время хода вольфрамовых контактов у них составляло 20 *мсек*. Ни одного случая повреждения изоляции не было отмечено, однако разрядники, установленные на трансформаторе, срабатывали сравнительно часто, а в ряде случаев отмечалось срабатывание земляной защиты. После установки цепочек *RC* ($R=100$ *ом*, $C=0{,}5$ *мкф*) количество срабатываний разрядников резко уменьшилось и полностью прекратились запуски защиты от замыканий на землю.

Снизить перенапряжения можно и соответствующим конструированием выключателя. Результаты опытов по зависимости перенапряжений от времени хода контактов приведены на рис. 5. Снижение перенапряжений при уменьшении скорости хода контактов объясняется ограничивающим действием прочности промежутка.

Другой способ вытекает из кривых на рис. 2. Быстрое разведение контактов перед нулем тока

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

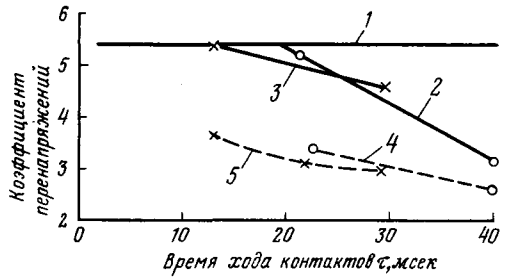


Рис. 5. Зависимость максимальных и средних значений перенапряжений от времени хода контактов при $U=10\,000$ *в*, $\cos\varphi=0$, $i=15$ *а* и ходе контактов 4 *мм*.

1 — уровень ограничения разрядником; *2, 3* — максимальные перенапряжения на двух разных камерах; *4, 5* — средние перенапряжения на двух разных камерах.

Рис. 6. Зависимость максимальных перенапряжений на выключателе от момента размыкания контактов при $U=10\,000$ *в*, $i=15$ *а*, $\cos\varphi=0$ и ходе контактов 4 *мм*.

1 — уровень ограничения разрядником; *2* — максимальные зарегистрированные напряжения.

приводит к снижению перенапряжений. Зависимость перенапряжений от фазы размыкания контактов показана на рис. 6.

Приложение 1. Для вывода основных соотношений используем допущения:

горение дуги при небольшом токе является процессом без последствия;

среднее время горения дуги постоянного тока при данных контактных материалах является функцией тока.

Из первого допущения следует, что

$$P(t<t_д\leqslant t+dt)=\lambda dt, \tag{1}$$

т. е. вероятность погасания дуги постоянного тока в данный момент не зависит от условий ее возникновения. Отсюда следует, что время горения дуги постоянного тока распределено с плотностью

$$f(t_д)=\lambda e^{-\lambda t}, \tag{2}$$

где $t_д$ — время горения дуги.

Этот закон носит название показательного и характеризуется одним параметром λ. Следует отметить, что эта закономерность впервые была получена в [Л. 1]. Математическое ожидание времени горения дуги из (2) определяется выражением:

$$m[t_д]=1/\lambda, \tag{3}$$

т. е. λ является величиной, обратной среднему времени горения дуги.

Из второго допущения следует, таким образом, что λ является функцией тока и при переменном токе меняется во времени. Пользуясь методами теории вероятностей, можно найти условное распределение времени горения дуги при отключении переменного тока:

$$f\left(\frac{t_д}{t_0}\right)=\lambda(t_0+t_д)\exp\left(\int_{t_0}^{t_0+t}\lambda(t)\,dt\right), \tag{4}$$

где t_0 — момент возникновения дуги.

Значение тока, при котором происходит погасание дуги, связано с временем ее горения очевидным соотношением:

$$i_{ср}=i(t_0+t_д). \tag{5}$$

Здесь $i_{ср}$ — ток среза; $i=i(t)$ — функция тока во времени.

Таким образом, ток при известном изменении его во времени является функцией двух величин, каждая из которых в общем случае является случайной. Как легко показать, математическое ожидание величины тока среза и дисперсия соответственно определяются при этом выражениями:

$$m[i_{ср}]=\int_{-\infty}^{+\infty}\int i(t_0+t_д)\,f_1(t_0)\,f\left(\frac{t_д}{t_0}\right)dt_д dt_0; \tag{6}$$

$$D[i_{ср}]=\int_{-\infty}^{+\infty}\int[i(t)-m_i]^2 f_1(t_0)\,f\left(\frac{t_д}{t_0}\right)dt_д dt_0, \tag{7}$$

где $f_1(t_0)$ — плотность распределения момента зажигания дуги.

При синусоидальном токе момент зажигания дуги случаен относительно фазы тока, т. е. $f_1(t_0)=\frac{2}{T}$ (T — период колебания тока). Из (6) и (7) находим для этого случая соответственно математическое ожидание величины тока среза и значение дисперсии:

$$m[i_{ср}]=\frac{2I_m}{T}\int_0^{T/2}dT_0\int_{t_0}^{T/2}\sin\omega(t_0+t_д)\,f\left(\frac{t_д}{t_0}\right)dt_д; \tag{8}$$

$$D[i_{ср}]=\frac{2}{T}\int_0^{T/2}dT_0\int_{t_0}^{T/2}[I_m\sin\omega(t_0+t_д-m_i)]^2 f\left(\frac{t_д}{t_0}\right)dt_д. \tag{9}$$

Верхний предел в (8) и (9) выбирается из того условия, что дуга обязательно гаснет в нуле тока. В случае, если размыкание контактов происходит в фиксированной фазе тока, то эти выражения несколько трансформируются:

$$m[i_{ср}]_{t_0=a}=\int_a^{T/2}I_m\sin\omega(a+t_д)\,f\left(\frac{t_д}{a}\right)dt_д; \tag{10}$$

$$D[i_{ср}]_{t_0=a}=\int_a^{T/2}[I_m\sin\omega(a+t_д)-m_i]^2 f\left(\frac{t_д}{a}\right)dt_д. \tag{11}$$

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кесаев И. Г.** Катодные процессы электрической дуги. М., «Наука», 1968, 243 с.

2. **Farral G., Lafferty J., Cobine J.** Electrode materials and their characterictics in the vacuum arc. IEEE Trans. Communication and Electron, 1963, v. 66, p. 253—258.

3. **Lee T., Greenwood A., Polink G.** Design of vacuum interrupters to eliminated abnormal overvoltages. AIEE Trans., 1962, № 10, p. 376—382.

4. Перенапряжения при отключении длинных линий и трансформаторов. Под ред. Д. В. Разевига. М., «Энергия», 1964. 511 с.

[26.2.1973]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.542.064.26

Особенности коммутации конденсаторных батарей вакуумными выключателями

А. В. АНТИПИН

Москва

Одно из применений вакуумных выключателей — коммутация конденсаторных батарей для регулирования $\cos\varphi$ в сетях высокого напряжения. Вакуумные выключатели имеют ряд особенностей, которые необходимо учитывать при их использовании для этой цели.

Особенности работы вакуумных дугогасительных камер при коммутации конденсаторных батарей. Значительные токи, возникающие при включении конденсаторов, могут сварить контакты вакуумной дугогасительной камеры (ВДК). Но, несмотря на значительную силу сваривания, для разведения контактов достаточно небольшого удара, что объясняется хрупкостью плавленного вольфрама. Отсюда следует необходимость ударного разведения контактов вакуумных выключателей, используемых для коммутации конденсаторных батарей.

При включении контакты ВДК, как правило, сильно вибрируют. Это явление ухудшает эксплуатационные характеристики выключателя, а при коммутации конденсаторных батарей, как будет показано ниже, недопустимо. Если в аппарате не приняты меры для устранения вибрации, длительность расхождения контактов может измеряться десятыми долями секунды, а максимальное расстояние между ними — миллиметрами. При этом емкостный ток может отключиться, что, в свою очередь, может привести к перенапряжениям на конденсаторной батарее. Специальными мерами вибрацию контактов можно полностью устранить (например, вакуумный выключатель типа ВНВ-10/320).

Реальные размеры и параметры ВДК таковы, что при разработке выключателей с их применением необходимо учитывать волновой характер распространения деформации контактов как при их ударном разведении, так и при включении [Л. 1].

Из волнового характера следует, в частности, что в начале разведения контактов межконтактный промежуток увеличивается со значительной скоростью. Уже через миллисекунду он может иметь электрическую прочность, определяемую десятками киловольт.

При отключении токов нагрузки электрическая прочность вакуумного промежутка быстро восстанавливается [Л. 2]. Поэтому, если перенапряжения на выключателе не превысят электрической прочности промежутка, следует считать вероятным явление среза тока [Л. 3] без последующего пробоя ВДК. Поскольку в емкостных цепях перенапряжения, вызываемые срезами тока, обычно невелики, подобные явления возможны спустя десятитысячные доли секунды после начала разведения контактов.

При отключении конденсаторов срезы тока наблюдались при мгновенных значениях тока до 500 *а* [Л. 4]. При этом перенапряжения на конденсаторе и выключателе были невелики.

Таким образом, ток емкостной нагрузки может быть отключен практически сразу после начала разделения контактов, независимо от фазы тока в этот момент. Ввиду этого скорость разведения контактов ВДК должна быть повышена во избежание пробоя промежутка, а к подавлению вибрации при включении должны быть предъявлены более жесткие требования.

Определение наибольшей допустимой длительности расхождения контактов от вибрации при включении конденсатора. Рассмотрим процессы при включении конденсатора в сеть с синусоидальной э. д. с. вакуумным выключателем с вибрирующими контактами (рис. 1).

Допустим, что к началу отскока процессы в цепи установились и в момент начала расхождения контактов произошло отключение (срез) тока. Примем в этот момент $t=0$.

Напряжение сети определяется выражением:

$$u_c = U_m \sin(\omega t + \varphi).$$

Здесь u_c — напряжение сети; ω — угловая частота сети; t — время с момента среза.

Напряжение на конденсаторе с этого момента до последующего пробоя промежутка останется равным $u_к = U_m \sin\varphi$, где $u_к$ — напряжение на конденсаторной батарее в момент среза тока; φ — фаза напряжения на конденсаторной батарее в момент среза; U_m — амплитуда наибольшего рабочего напряжения сети.

Напряжение на выключателе получим как разность этих напряжений:

$$u_в = U_m \sin(\omega t + \varphi) - U_m \sin\varphi. \qquad (1)$$

Если в момент времени $t_{проб}$ произойдет пробой вакуумного промежутка, напряжение на конденсаторе будет представлять собой сумму напряжения сети и колебаний высокой (относительно ω) частоты с амплитудой $u_в$. Пренебрегая затуханием этих колебаний за половину их периода и изменением напряжения сети за это же время, можно считать, что напряжение на конденсаторе через половину периода колебаний после пробоя будет равно сумме напряжения сети и напряжения на выключателе в момент пробоя:

$$u_{к.проб} = U_m \sin(\omega t_{проб} + \varphi) + [U_m \sin(\omega t_{проб} + \varphi) - U_m \sin\varphi],$$

где $u_{к.проб}$ — напряжение на конденсаторе через половину периода колебаний после пробоя.

Поделив обе части этого выражения на U_m, получим зависимость коэффициента перенапряжения от $t_{проб}$ и φ:

$$k = 2\sin(\omega t_{проб} + \varphi) - \sin\varphi. \qquad (2)$$

Приравнивая производную (2) по φ нулю и решая уравнение относительно φ, находим его значение, при котором перенапряжения максимальны,

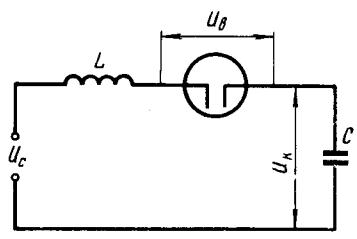


Рис. 1. Схема коммутации конденсатора.

C — коммутируемый конденсатор; L — индуктивность присоединения.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

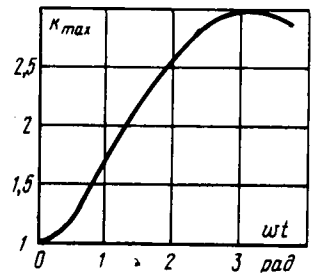


Рис. 2. Зависимость максимальных перенапряжений на конденсаторе от длительности бестоковой паузы.

если пробой произойдет через время $t_{проб}$ после начала расхождения контактов:

$$\varphi_1 = \arccos \frac{2\sin \omega t_{проб}}{\sqrt{5-4\cos \omega t_{проб}}}.$$

Подставляя φ_1 в (2), получаем коэффициент перенапряжений, максимально возможный при пробое через время $t_{проб}$ после начала расхождения контактов (рис. 2):

$$k = 2\sin\left(\omega t_{проб} + \arccos \frac{2\sin \omega t_{проб}}{\sqrt{5-4\cos \omega t_{проб}}}\right) - \sin\left(\arccos \frac{2\sin \omega t_{проб}}{\sqrt{5-4\cos \omega t_{проб}}}\right). \quad (3)$$

Если принять допустимым

$$k = u_{доп}/U_m, \quad (4)$$

где $u_{доп}$ — наибольшее допустимое мгновенное значение напряжения на конденсаторе, то, подставляя (4) в (3) и решая относительно $t_{проб}$, получаем миминальное время после начала расхождения контактов, когда пробой может вызвать опасные для конденсатора перенапряжения:

$$t_{проб} = \frac{\arccos \frac{5-\left(\frac{u_{доп}}{U_m}\right)^2}{4}}{\omega},$$

Следовательно, если длительность наибольшего расхождения контактов меньше этого времени, перенапряжения не могут превысить допустимых. Таким образом, условие

$$t_{max} \leqslant \frac{\arccos \frac{5-\left(\frac{u_{доп}}{U_m}\right)^2}{4}}{\omega}, \quad (5)$$

где t_{max} — длительность наибольшего расхождения контактов; является достаточным для безаварийной работы конденсаторной установки.

Выражение (5) можно рекомендовать для выключателей на номинальное напряжение ниже 10 *кв* и со скоростью сведения контактов более 0,5 *м/сек*. В других случаях она может привести к неоправдано высоким требованиям к выключателю. Ошибка может достигнуть 50%. Это вызвано тем, что пробой, вызывающий перенапряжения, всегда происходит раньше соприкосновения контактов в конце расхождения от вибрации. Следовательно, в (5) следует ввести поправку.

Поскольку перенапряжения на конденсаторе возникают в результате сложения напряжений в сети и на выключателе, если пробой произойдет при

$$|u_в| \leqslant u_{доп} - U_m, \quad (6)$$

то перенапряжения на конденсаторе не превысят допустимых.

Согласно [Л. 5] нижняя граница разброса электрической прочности ВДК с вольфрамовыми контактами определяется выражением:

$$u_{пр} = 170h^{0,68}, \quad (7)$$

где $u_{пр}$ — нижняя граница разброса электрической прочности ВДК, *кв*; h — межконтактное расстояние, *см*.

В общем случае (7) имеет вид:

$$u_{пр} = Ch^g. \quad (8)$$

Здесь C, g — коэффициенты, характеризующие электрическую прочность ВДК.

Верхнюю границу разброса получим из выражения:

$$u_{пр\,max} = k_р Ch^g. \quad (9)$$

В (9) $k_р$ — коэффициент разброса (согласно проведенным опытам для КДВ-21 следует принимать $k_р = 2{,}5$).

Из (6) и (9) вытекает, что если произойдет пробой промежутка, не превышающего

$$h_{сб} = \left(\frac{u_{доп} - U_m}{k_р C}\right)^{1/g},$$

где $h_{сб}$ — наибольший промежуток, пробой которого допустим, перенапряжения на конденсаторе не превысят $u_{доп}$.

Наименьшее время, за которое контакты преодолеют расстояние $h_{сб}$, равно:

$$t_{сб} = \frac{\left(\frac{u_{доп} - U_m}{k_р C}\right)^{1/g}}{V_{max}}. \quad (10)$$

Здесь $t_{сб}$ — минимальное время сближения контактов с расстояния $h_{сб}$ до соприкосновения; V_{max} — максимально возможная средняя скорость сближения контактов с расстояния $h_{сб}$ до соприкосновения при вибрации контактов.

Таким образом, более точная формула допустимой длительности расхождения контактов при вибрации имеет вид:

$$t_{max} \leqslant \frac{\arccos \frac{5-\left(\frac{u_{доп}}{U_m}\right)^2}{4}}{\omega} + \frac{\left(\frac{u_{доп} - U_m}{k_р C}\right)^{1/g}}{V_{max}}. \quad (11)$$

Условие (11) также является достаточным для безаварийной работы, но в отличие от условия (5) при любых скоростях сведения контактов в области действия выражения (9) оно дает ошибку в сторону запаса не более 5%. Эта ошибка вызвана тем, что выражения (5) и (10), из которых состоит правая часть условия (11), справедливы (точно) при разных фазах тока в момент его среза.

Из (11) видно, что если

$$u_{доп}/U_m > 3 \quad (12)$$

или

$$\left(\frac{u_{доп} - U_m}{k_р C}\right)^{1/g} > h_{max}, \quad (13)$$

где h_{max} — максимальное расстояние между контактами, то вибрация контактов не может вызвать (после одного пробоя) недопустимых перенапряжений на конденсаторе независимо от длительности расхождения контактов.

Кроме возникновения недопустимых перенапряжений на конденсаторе, вибрация контактов при включении конденсаторов вакуумными выключателями может привести и к другим опасным явлени-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ям. Если длительность расхождения контактов достигнет полупериода частоты сети, то в сеть может пойти ударная волна напряжения и бросок тока вдвое большей величины, чем при включении без вибрации, т. е. этот случай равносилен включению в сеть конденсатора, заряженного до напряжения U_m. Однако легко показать, что если длительность расхождения контактов будет не больше $t_{max} \leqslant \leqslant \pi/3\omega$, то бросок тока и ударная волна напряжения не превысят величин, которые они имеют при включении без вибрации.

Определение скорости разведения контактов, исключающей повторные пробои и зажигания при отключении конденсаторов. При отключении вакуумным выключателем сосредоточенной емкости от источника синусоидальной э. д. с. (рис. 1) напряжение на выключателе описывается выражением (1) (как и выше считаем, что срез тока произошел в момент начала движения контактов, при $t=0$).

Приравнивая нулю производную восстанавливающегося напряжения по φ и решая уравнение относительно φ, находим его значение, при котором напряжение на выключателе максимально в момент времени t:

$$\varphi_2 = -\omega t/2.$$

Подставляя φ_2 в (1), получаем огибающую кривых, описываемых этим выражением (кривая *2* на рис. 3):

$$u_{огиб} = U_m \sin\left(\omega t - \frac{\omega t}{2}\right) - U_m \sin\left(-\frac{\omega t}{2}\right) = 2U_m \sin\frac{\omega t}{2}. \quad (14)$$

При равномерном движении контактов согласно (8) имеем:

$$u_{пр} = C(vt)^g, \quad (15)$$

где v — скорость разведения контактов.

Если при этом контакты разводятся с наибольшей скоростью, при которой еще возможен пробой, то в момент пробоя (точка $t_{пр}$ на рис. 3) кривая *1* касается кривых *2* и *3*. Следовательно, для этого момента получим выражение:

$$2U_m \sin\frac{\omega t_{пр}}{2} = C(v_m t_{пр})^g. \quad (16)$$

Здесь v_m — максимальная скорость, при которой еще возможен пробой, а также равны их производные по времени:

$$\frac{\partial\left(2U_m \sin\frac{\omega t_{пр}}{2}\right)}{\partial t_{пр}} = \frac{\partial\left[C(v_m t_{пр})^g\right]}{\partial t_{пр}}. \quad (17)$$

Из совместного решения (16) и (17) имеем:

$$\operatorname{tg}\frac{\omega t_{пр}}{2} = \frac{\omega t_{пр}}{2g}. \quad (18)$$

Из (18) следует, что наиболее опасный с точки зрения возможности возникновения пробоя момент $t_{пр}$ наступает через некоторое время

$$\omega t_{пр} = \psi \quad (19)$$

после начала разведения контактов. Величина ψ не зависит от напряжения, частоты сети, скорости контактов и зависит только от коэффициента g (рис. 4).

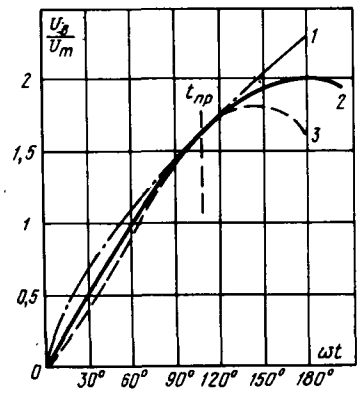


Рис. 3. Восстанавливающееся напряжение на вакуумном выключателе при отключении конденсатора.

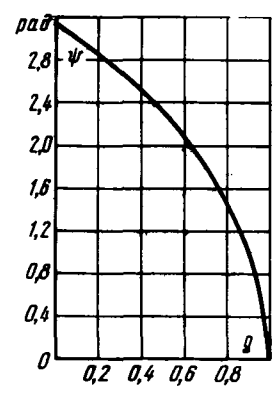


Рис. 4. График зависимости $\psi(g)$.

Определяя $t_{пр}$ из (19) и подставляя его в (16), получаем выражение:

$$2U_m \sin\frac{\psi}{2} = C\left(v_m \frac{\psi}{\omega}\right)^g.$$

Отсюда получим выражение для наибольшей скорости разведения контактов, при которой еще возможен пробой:

$$v_m = \frac{\omega}{\psi}\left(\frac{2U_m \sin\frac{\psi}{2}}{C}\right)^{1/g}. \quad (20)$$

Для камер с вольфрамовыми контактами выражение (20) примет вид:

$$v_m = 5{,}63 \cdot 10^{-4} \omega U_m^{1{,}47}. \quad (21)$$

В (21) v_m измеряется в *см/сек*; ω — *рад/сек*; U_m — *кв*.

Из (21) можно сделать вывод, что коммутация конденсаторных батарей при напряжении промышленной частоты на один разрыв ниже 25 *кв* не предъявляет к скорости разведения контактов трудновыполнимых требований. В то же время при больших напряжениях получение скоростей, гарантирующих отключение конденсаторов без пробоя, затруднительно, а напряжение 50 *кв* потребует, вероятно, специальной конструкции камер.

Скорость разведения контактов для КДВ-21 по (20) примерно на 20% выше скорости, вычисленной по методу, рекомендованному в [Л. 6] для других типов выключателей. Результаты приведенных расчетов хорошо совпадают с опытными данными [Л. 4].

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Александров Е. Б., Соколинский В. Б.** Прикладная теория и расчеты ударных систем. М., «Наука», 1969. 116 с.
2. **Rich I. A., Farrall G. A.** Vacuum Arc Recovery Phenomena. Proceedings of the IEEE, v. 52, p. 1293.
3. **Воздвиженский В. А., Козлов В. Б.** Срез тока в вакуумных выключателях.— «Электричество», 1973, № 6.
4. **Карекар Бхалчандра Н.** Анализ отключения емкостных токов вакуумным выключателем.— «Электротехническая промышленность», 1968, вып. 313. 39 с.
5. **Лукацкая И. А., Воскресенский С. Н., Кецарис Н. Н.** Исследование вакуумных дугогасительных камер.— «Электричество», 1973, № 6.
6. **Maury E., Orgeret L.** Batteries de condensateurs sur un réseau á moyenne tension. Revue Générale de l'électricité, 1958, № 10, v. 67, p. 531.

[26.2.1973]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.542.064.46:621.3.064.42

Исследование вакуумных дугогасительных камер

И. А. ЛУКАЦКАЯ, С. Н. ВОСКРЕСЕНСКИЙ, Н. Н. КЕЦАРИС

Москва

Вакуумные дугогасительные камеры применяются в переключающих устройствах РПН трансформаторов, для коммутации конденсаторных батарей, дуговых плавильных печей, радиопередающих устройств и в других областях техники [Л. 1—4]. В процессе эксплуатации камер и при разработке новых устройств с их применением возникла необходимость в более широких сведениях о камерах по сравнению с содержащимися в технических условиях.

В статье приведены результаты исследования характеристик камер при различных условиях, поведения камер при длительной работе и хранении, устойчивости к перегрузкам. Главным образом исследовались камеры КДВ-12, более широко применяющиеся, в отдельных случаях — камеры КДВ-20. Это камеры с вольфрамовыми контактами различного диаметра, металлическими экранами и стеклянно-металлической оболочкой [Л. 1]. Большая часть данных, полученных для КДВ-12, справедлива для камеры КДВ-21 [Л. 4], имеющей ту же контактную и аналогичную экранную системы, но изолирующей частью корпуса которой является не стекло, а керамика.

Электрические характеристики. *Статическая и импульсная электропрочность.* Исследование статической электропрочности большого числа камер типов КДВ-5, КДВ-12 и КДВ-20 показало, что эти камеры при расстоянии между контактами 4 *мм*, как правило, выдерживают испытательное переменное напряжение 42 *кв* в течение 1 *мин*. Пробой наступает при напряжении выше 55 *кв*. Как правило, при этом имеют место либо кратковременные незавершенные пробои между экранами внутри камер или полный пробой снаружи по поверхности стекла. В специальных камерах с прозрачной стеклянной оболочкой определялась зависимость напряжения пробоя от расстояния между контактами при давлении примерно 10^{-6} *мм рт. ст.* Опыты проводились на пяти камерах с диаметром вольфрамовых контактов 10 *мм* при изменении расстояния между ними от 1 до 8 *мм*. Пробой между контактами фиксировался визуально. На основании этих измерений получена эмпирическая зависимость:

$$U_{\text{проб}} = 35\,(h)^{0{,}68}, \qquad (1)$$

где $U_{\text{проб}}$ — напряжение пробоя, *кв*; h — расстояние между контактами, *мм*.

Как показали испытания специальных камер с прозрачной оболочкой, этой формуле удовлетворяет и напряжение пробоя между вольфрамовыми контактами диаметром 16 *мм*. При номинальном расстоянии между контактами 4 *мм* напряжение пробоя по (1) равно 91 *кв*.

Для испытания на импульсную прочность[1] камеры КДВ-12 погружались в масло, что исключало возможность перекрытий по наружной поверхности. На камеры с контактами, разведенными на 3 *мм*, подавалась полная и срезанная стандартная волна напряжения. Было испытано 32 камеры. В 12 из них определялось наименьшее напряжение пробоя, которое в одной камере составило 46 *кв*, а в остальных — от 60 до 130 *кв*.

В ряде случаев при дальнейшем повышении напряжения пробоев в камерах не возникало. Напряжение, при котором вероятность пробоя достигала 50%, в разных камерах составляло 90—170 *кв*. По-видимому, первые единичные пробои были вызваны слабосвязанными частицами, находившимися на электродах [Л. 5]. Такие частицы могли появиться при коммутации тока из-за электрического и механического износа контактов.

Отключающая способность. Исследовались камеры КДВ-12. В этих и всех последующих испытаниях на отключающую способность применялся лабораторный электромагнитный привод, в котором якорь до воздействия на подвижный вывод приобретал некоторую кинетическую энергию. Опыты проводились при восстанавливающемся напряжении от 1 до 30 *кв* и ходе подвижного контакта 1—6 *мм* при его скорости 0,4—0,6 *м/сек*. Отключаемый ток повышался ступенями 250—500 *а*. На каждой ступени выполнялось по пять отключений; за ток отказа принимался наименьший при данном ходе подвижного контакта и восстанавливающемся напряжении ток, при котором время горения дуги превышало 20 *мсек*. В каждом режиме было испытано не менее трех камер. Опыты проводились на ударном генераторе ТИ-12. Осциллографировались отключаемый ток, восстанавливающееся напряжение, падение напряжения на дуге, ток электромагнита. По осциллограммам последних двух процессов определялось время горения дуги и средняя скорость перемещения подвижного контакта.

При увеличении хода контактов почти на половину порядка отключающая способность в условиях опытов увеличилась менее, чем вдвое (рис. 1). Следует отметить, что ход контактов, при котором вакуумные дугогасительные камеры могут надежно работать, определяется не только рабочим напряжением и предельным током отключения, но и предъявляемыми к камере требованиями по сроку службы: величиной многократно коммутируемого тока и числом коммутаций при этом токе. Это связано с тем, что от величины коммутируемого тока зависит характер износа контактов. Уже через несколько сотен отключений на поверхности контактов появляются неоднородности — тем более крупные, чем больше коммутируемый ток. Поэтому увеличение многократно коммутируемого тока влечет за собой увеличение хода контактов.

Заметное увеличение отключаемого тока с уменьшением восстанавливающегося напряжения наблюдается лишь при напряжении менее 2 *кв* (рис. 2).

Электродинамическая устойчивость. Исследовались камеры КДВ-5, КДВ-12 и КДВ-20. Опыты проводились на ударных генераторах ТИ-2,5 и ТИ-12. Испытуемая камера помещалась в кожух из изоляционного материла и укреплялась на специальной подставке. Боковое смещение подвижного ввода

[1] Исследования на импульсную прочность проведены А. В. Петровым.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

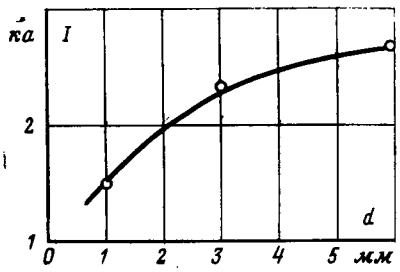


Рис. 1. Зависимость минимального тока отказа I от хода подвижного контакта h при восстанавливающемся напряжении 10 *кв*.

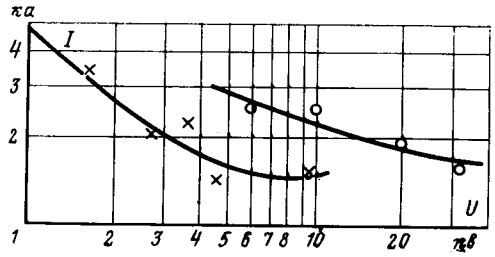


Рис. 2. Зависимость минимального тока отказа I от восстанавливающегося напряжения U при ходе подвижного контакта 1 *мм* (×) и 3 *мм* (○).

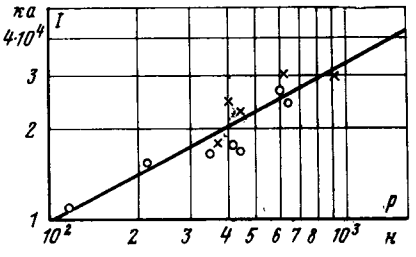


Рис. 3. Зависимость наименьшего тока отброса I от контактного нажатия p. × — КДВ-20; КДВ-12; ○ — КВД-5.

ограничивалось направляющей. Неподвижный ввод проходил с небольшим зазором 0,5 *мм* через отверстие в верхней крышке кожуха. Вследствие этого электродинамические усилия, действующие на наружные части вводов камеры, передавались на стенки отверстий, через которые были пропущены вводы, и не могли привести к разрушению камеры. Требуемое контактное нажатие задавалось путем подвешивания груза на один конец двухплечного рычага, другой конец которого воздействовал на подвижный вывод камер. С помощью динамометра и этого же рычага после каждого опыта измерялась сила сваривания контактов.

Через камеру пропускался импульс переменного тока частотой 50 *гц* длительностью 0,08 *сек* с выраженной апериодической составляющей при коэффициенте превышения амплитуды 2,5. В процессе опытов осциллографировались ток через камеру и напряжение на ее выводах. О возникновении отброса контактов можно было судить по скачку напряжения на выводах камеры, обусловленному возникновением дуги между контактами. Испытывалось две-три камеры каждого типа.

Полученный минимальный ток отброса оказался практически одинаковым для разных типов камер (рис. 3), т. е. не зависящим от диаметра контактов, который в исследованных камерах изменялся от 10 до 28 *мм*.

Зависимость наименьшего тока отброса от контактного нажатия можно выразить эмпирической формулой

$$p = 0{,}95\, I^2, \qquad (2)$$

где I — минимальный ток отброса, *ка*; p — контактное нажатие, *н*.

Контактное нажатие p равно сумме нажатия, задаваемого приводом, нажатия, обусловленного атмосферным давлением на сильфон, и сжатия сильфона. Последние две составляющие в исследуемых камерах в сумме равны примерно 100 *н*.

Проверка электропрочности и отключающей способности камер после испытаний на электродинамическую устойчивость показала, что единичные отбросы контактов при амплитудных значениях тока до 30 *ка* не выводят камеру из строя.

Термическая устойчивость. Исследовались камеры КДВ-12 и КДВ-20. Методика опытов была аналогична применявшейся при исследовании электродинамической устойчивости. Через контакты пропускался практически симметричный (без апериодической составляющей) импульс тока с длительностью 0,1—1 *сек*.

Измерялись начальный ток сваривания[2] и сила сваривания при различных контактных нажатиях и длительностях протекания тока (рис. 4).

Из рис. 4 видно следующее:

в условиях опытов начальный ток сваривания практически не зависит от длительности протекания тока;

с увеличением контактного нажатия начальный ток сваривания при нажатиях до 500 *н* растет, затем стремится к насыщению.

В [Л. 6] показано, что начальный ток сваривания является функцией длительности протекания тока и площадки касания. С увеличением длительности импульса начальный ток сваривания вначале резко уменьшается, а затем асимптотически приближается к минимальному току сваривания при неограниченной длительности протекания тока. Чем меньше площадь касания контактов, тем при меньшей длительности протекания тока заканчивается крутой спад начального тока сваривания. Расчет по выражениям из [Л. 6] показывает, что для вольфрамовых контактов область крутого спада начального тока сваривания ограничивается длительностями протекания тока меньше 0,1 *сек*. Таким образом, первую из отмеченных выше особенностей кривой на рис. 4 можно объяснить малой площадью касания вольфрамовых контактов.

Вторую особенность можно объяснить, если сопоставить кривую на рис. 4 с зависимостью переходного сопротивления исследовавшихся камер от контактного нажатия, приведенную на рис. 5. Кривая на рис. 5 также стремится к насыщению при контактных нажатиях, больших 500 *н*. Следовательно, при контактных нажатиях более 500 *н* площадка касания контактов практически не увеличивается, чем и объясняется ход кривых на рис. 4 и 5.

Наблюдается большой разброс силы сваривания при одних и тех же условиях. В среднем сила сваривания составляет несколько десятков ньютонов, достигая в отдельных случаях 150 *н*.

[2] Наименьший ток, при котором обнаруживается сваривание контактов при заданных условиях.

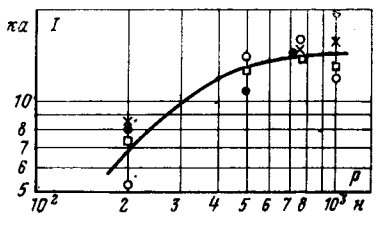


Рис. 4. Зависимость начального тока сваривания I от p при различной длительности протекания тока.
● — 0,1 *сек*; × — 0,3 *сек*; □ — 0,5 *сек*; ○ — 1 *сек*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

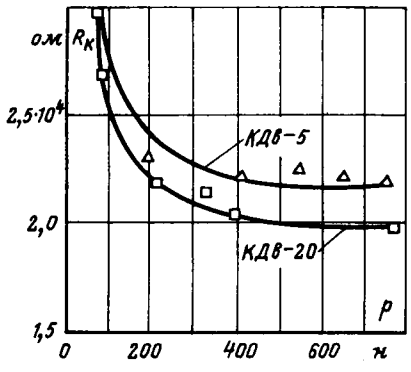


Рис. 5. Зависимость переходного контактного сопротивления $R_к$ от p.
△ — КДВ-5;
□ — КДВ-20.

Приведенные зависимости для камер КДВ-12 справедливы и для КДВ-21.

Поведение вакуумных дугогасительных камер при длительной работе. *Способность камер длительно выдерживать высокое напряжение.* Опыты проводились с камерами КДВ-12 при испытательных напряжениях, превышающих номинальные в несколько раз. Таким образом, условия опытов были для камер значительно более тяжелыми, чем условия эксплуатации. Источником напряжения служила установка испытания изоляции АИИ-70. Пробой фиксировался по срабатыванию защиты установки, которая была настроена на ток пробоя 5 *ма*. Режимы испытаний: расстояние между контактами 3 и 4 *мм*, а приложенное напряжение 35 и 42 *кв* соответственно. В каждом из режимов камера выдерживалась в течение 8 *ч*. Было испытано три камеры. Не зафиксировано ни одного случая пробоя.

Электроизнос. В этой части исследований ставилась цель получить зависимости электрического ресурса камер от коммутируемого тока. Как показано в [Л. 7], электрический ресурс вакуумных дугогасительных камер с системой из трех металлических экранов, из которых один изолирован от вводов, определяется износом контактов. Такая экранная система применена в камерах КДВ-12, КДВ-21 и КДВ-20.

Следовательно, для решения поставленной задачи необходимо было получить данные об электроизносе контактов при разных коммутируемых токах. Для камер КДВ-12 и КДВ-21, представляющих наибольший интерес, имеющиеся данные относятся к токам 300 и 800—900 *а* [Л. 1 и 4]. Дополнительно были проведены испытания на электроизнос при токах 600 и 1 200 *а*. Зависимость износа контактов от коммутируемого тока, приведенная на рис. 6, может быть аппроксимирована аналитической зависимостью вида:

$$\Delta l = 0{,}9 I^{2{,}3}, \qquad (3)$$

где Δl — износ контактов за 10^4 коммутаций тока, *мм*; I — коммутируемый ток, *ка*.

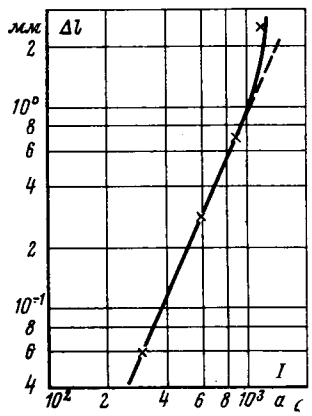


Рис. 6. Зависимость износа Δl контактов за 10^4 операций от коммутируемого тока I.

Как видно из рис. 6, небольшое отклонение от формулы (3) наблюдается при токах более 900 *а*. Резкое увеличение износа с ростом тока можно объяснить увеличением времени существования формы дуги с повышенной эрозией электродов, имеющей место в начальной стадии вакуумной дуги отключения [Л. 8].

С учетом (3) для ресурса камер КДВ-12 и КДВ-21 получим выражение

$$N = 1{,}1 \cdot 10^4 \Delta L I^{-2{,}3}. \qquad (4)$$

Здесь N — допустимое число коммутаций при токе I; ΔL — допустимый износ контактов, *мм*.

Оценим по (4) ресурс камер КДВ-12 и КДВ-21 при номинальном токе отключения 900 *а*. Для этого нужно определить допустимый износ контактов ΔL.

При отсутствии корректировки хода контактов в процессе работы камер допустимый износ можно принять равным разности допустимого сжатия сильфона и первоначального хода контактов. В сильфонах, применяемых в исследуемых камерах, допустимое сжатие составляет 6 *мм*. Следовательно, при первоначальном ходе контактов 3 *мм* допустимый износ контактов также равен 3 *мм*, а ресурс при токе 900 *а* согласно (4) составляет $4{,}2 \cdot 10^4$ коммутаций. Эта величина близка к ресурсу $4 \cdot 10^4$, указанному в технических условиях.

Механический износ. Для выяснения запасов камер по механической прочности и слабых мест конструкции десяти камер КДВ-12 были испытаны на механический износ с помощью специального моторно-пружинного привода, позволявшего испытывать одновременно три камеры при частоте 2 096 операций в час. Контактное нажатие составляло примерно 200 *н* и складывалось из атмосферного давления на сильфон, сжатия сильфона и усилия специальной пружины (около 100 *н*). Испытания проводились при ходе подвижного контакта 3 и 6 *мм* и скорости хода 0,5 *м/сек*. Через каждые 50—80 тысяч операций камеры подвергались внешнему осмотру и проверялась их электрическая прочность.

Результаты испытаний показали, что механический ресурс камер существенно зависит от хода подвижного контакта. С его увеличением возрастает растягивающее усилие, воздействующее на сильфон, и энергия удара подвижного контакта о неподвижный при их замыкании. По-видимому, это является причиной уменьшения ресурса камер с увеличением хода подвижного контакта. Слабыми местами оказались сильфон и спай неподвижного ввода с торцевой стальной втулкой корпуса камеры.

При ходе подвижного контакта 3 *мм* механический ресурс камеры весьма высок и, по-видимому, превышает 0,5 млн. операций. Однако слабым местом камеры является спай вольфрамового контакта с медным вводом. Примерно одна камера из 10 при испытании на механический износ выходит из строя из-за выпадания контактов. Вскрытие камер показало, что причиной выпадения является плохое качество спая, загрязнение спаиваемых деталей.

Срез тока. Как известно, вольфрамовые контакты, которые применяются в исследуемых камерах, при отключении небольших индуктивных токов дают срез тока. Представляло интерес выяснить, изменяется ли эта особенность камер в процессе много-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

кратных коммутаций тока. В этом случае на срез тока могло оказать влияние увеличение шероховатости контактов. Исследовались пять камер КДВ-12. Две из них предварительно прошли испытание на электроизнос: одна выполнила $5 \cdot 10^4$ коммутаций тока 920 *а*, другая — 10^5 коммутаций тока 340 *а*. Влияние состояния камер на срез тока оценивалось по вероятности среза. Последняя определялась из нескольких сотен отключений тока 110 *а* при напряжении 127 *в* и омической нагрузке. Параллельно испытуемой камере подключалась емкость $2{,}5 \times \times 10^3$ *пф*. Согласно [Л. 2] это должно привести к увеличению вероятности среза и, следовательно, к более отчетливому выявлению искомого влияния.

Токи среза регистрировались с помощью шлефового осциллографа с точностью ±4 *а*. Токи среза менее 7 *а* не учитывались из-за большой относительной ошибки при их измерении.

Результаты опытов показали, что после многократных отключений вероятность среза тока в камерах практически не изменяется. Это объясняется, повидимому, тем, что наиболее существенное влияние на явление среза оказывает материал контактов.

Данные по способности камер длительно выдерживать высокое напряжение, по электроизносу и срезу тока справедливы и для камеры КДВ-21. Результаты испытания на механический износ справедливы в части, касающейся сильфона и вольфрамовых контактов.

Исследование вакуумных дугогасительных камер после длительного хранения. Вакуумные дугогасительные камеры часто поступают в эксплуатацию по истечении длительного времени после их изготовления. Надлежало выяснить, сохраняется ли работоспособность камер и каков процент и причины отказа в работе камер после длительного хранения.

Было испытано на отключающую способность пять камер КДВ-12 после двухлетнего хранения без всякой предварительной тренировки. Камеры имели различную электропрочность, в одной из них электропрочность была ниже нормы, т. е. менее 35 *кв* при расстоянии между контактами 3 *мм*.

Испытания на отключающую способность проводились в предельных режимах работы переключающих устройств трансформаторов РНВ-35/850 при отключаемом токе 1 700—2 200 *а* и восстанавливающемся напряжении 4—6 *кв*. При работе в переключающем устройстве время горения дуги при токе 1 700 *а* не должно превышать 13 *мсек*, при токе 2 200 *а* — 23 *мсек*. Ход и скорость подвижного контакта составляли соответственно 3 *мм* и 0,3—0,4 *м/сек*.

Испытания показали, что камеры КДВ-12 с электропрочностью в пределах нормы сохраняют свою отключающую способность после двухлетнего хранения даже без предварительной тренировки.

Была проверена электропрочность 89 камер через два года после их изготовления. Часть из этих камер хранилась в помещении, в котором влажность и температура воздуха определялись атмосферными условиями вне помещения. Часть камер находилась в переключающем устройстве РНВ-35/850, где вместе с устройством прошла регулировку. Эти камеры выполнили 20 тысяч операций «включено — выключено» без тока.

Получено следующее распределение числа камер по электропрочности:

$$U_{\text{проб}} > 35 \text{ кв} \quad 78 \qquad 15 \text{ кв} \leqslant U_{\text{проб}} \leqslant 35 \text{ кв} \quad 4 \qquad U_{\text{проб}} < 15 \text{ кв}. \quad 7$$

При $U_{\text{проб}} < 15$ *кв* давление в камерах было близко к атмосферному. Судить о давлении внутри камеры можно было по виду свечения разряда и по контактному нажатию, оказываемому атмосферным давлением на сильфон.

Испытания показали, что длительное хранение камер даже в неблагоприятных условиях мало сказывается на их характеристиках, а причины выхода в некоторых случаях из строя легко устранимы.

Поведение вакуумных дугогасительных камер при перегрузках. *Перегрузка длительно протекающим током.* В некоторых коммутационных аппаратах, например, в переключающих устройствах трансформаторов, применяется шунтирование камер. В случае повреждения шунтирующего контакта через камеру может длительно протекать ток, превышающий номинальный. В связи с этим представляло интерес выяснить, как скажется на камерах перегрузка длительно протекающим током. Опыты проводились с камерами КДВ-12 на воздухе и в масле. Были выбраны самые тяжелые температурные условия работы камер, которые встречаются в эксплуатации: условия работы в переключающих устройствах трансформаторов, в которых камеры погружены в масло с температурой около 100 °С. Токовая перегрузка также была выбрана исходя из режима работы переключающего устройства РНВ-35/850 и составляла 800—900 *а* или 1 700 *а* (номинальный ток камеры КДВ-12 равен 200 *а*).

На воздухе испытывались четыре камеры. Каждая из них помещалась в электрическую печь с температурой 100 °С. Через камеру в течение нескольких часов пропускался номинальный ток 200 *а*, затем на несколько минут ток увеличивался до 800—900 или 1 700 *а*. После протекания тока 900 *а* в течение 5 *мин* или тока 1 700 *а* в течение 1 *мин* температура на выводах камеры достигала 320 °С.

После протекания через камеру перегрузочного тока проверялась ее электропрочность. Контакты разводились на 3 *мм*, и к горячей еще камере прикладывалось напряжение 50 *гц*. Источником напряжения служила установка АИИ-70; пробои фиксировались по срабатыванию защиты установки. Оказалось, что с увеличением длительности протекания перегрузочного тока электропрочность камер падает, снижаясь через 5 *мин* ниже допустимого уровня (рис. 7). Снижение электропрочности камер было вызвано газовыделением деталей камеры из-за повышения их температуры, что подтверждалось повышением электропрочности камер после их охлаждения.

В масле испытывались две камеры. Температура масла поддерживалась на уровне 100 °С. Через

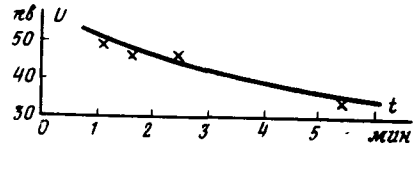


Рис. 7. Зависимость напряжения пробоя камер КДВ-12 от длительности *t* протекания через них тока 900 *а*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

камеры пропускался ток 800—880 *а* в течение 7—11 *ч*. Установившаяся температура выводов камер не превышала 200 °С. В результате этих испытаний напряжение пробоя камер снизилось на 12—16%, но их электропрочность осталась в пределах нормы.

Проведенные опыты показали, что камеры КДВ-12 способны выдерживать кратковременную перегрузку током (1—2 *мин* при токе 800—900 *а* и 0,5 *мин* при токе 1 700 *а* на воздухе и длительную (до 10 *ч*) перегрузку током 800—900 *а* в масле при температуре окружающей среды 100 °С.

Поведение камер КДВ-12 и КДВ-21 при перегрузке длительно протекающим током может отличаться. Однако можно ожидать, что камера КДВ-21 более устойчива к перегрузкам длительно протекающим током, поскольку ее номинальный ток и термостойкость вакуумно-плотных спаев изоляционного материала с металлом выше, чем у камеры КВД-12.

Механические перегрузки. Согласно техническим условиям исследуемые камеры должны выдерживать вибрацию на частотах 10—200 *гц* при ускорении $4g$ и ударную нагрузку при ускорении $12g$. Целью проведенных испытаний было выяснить слабые места в креплении деталей камер.

Испытания проводились в камерах КВД-12 в МЭИ на ударном стенде СУ-1, позволявшем получать ускорения до $150g$. Контакты камер были разведены на расстояние 3 *мм*. Испытано 10 камер при ускорении $35g$ в трех положениях:

в горизонтальном при консольном креплении камеры на платформе стенда;

в вертикальном с подвижным контактом вверху;

в вертикальном с подвижным контактом внизу.

В каждом из положений камера подвергалась 3 500 ударам.

Две камеры были испытаны при ускорениях 75, 100 и $150g$, причем одна из них в горизонтальном, другая в вертикальном положении. При каждом из ускорений камера подвергалась 10^4 ударам.

В результате этих испытаний не было обнаружено механических повреждений камер, электрическая прочность практически не изменилась. Эти испытания показали, что камеры обладают весьма высокой механической прочностью.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лукацкая И. А., Попов Н. А., Воскресенский С. Н.** Дугогасительные камеры вакуумных выключателей нагрузки.— «Электротехника», 1969, № 7, с. 15—17.

2. **Рывкин А. М., Фишлер Я. Л., Уткин А. И.** Переключающее устройство с вакуумными дугогасительными камерами для РПН преобразовательных трансформаторов.— «Электротехника», 1969, № 7, с. 12—15.

3. Вакуумный разъединитель мощности для установок дуговых сталеплавильных печей.— «Промышленная энергетика», 1968, № 8, с. 46—50. Авт.: М. Д. Бершидский, В. Б. Козлов, М. С. Козодон и др.

4. **Потокин В. С.** Вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью.— «Электричество», 1973, № 6.

5. **Розанова Н. Б.** Пробой вакуума, инициируемый макрочастицами. Изв. АН СССР, сер. физ., 1962, № 11, т. XXVI, 1439 с.

6. **Лысов И. Е.** Сваривание замкнутых одноточечных контактов. — «Электротехника», 1964, № 4.

7. **Лукацкая И. А.** Влияние конструкции экранов на характеристики вакуумных дугогасительных камер.— «Электротехника», 1971, № 8, с. 47—50.

8. **Селикатова С. М., Лукацкая И. А.** Начальная стадия вакуумной дуги отключения.— «Электропромышленность», 1971, № 5, с. 17—20.

9. **Кесаев И. Г.** Катодные процессы электрической дуги. М., «Наука», 1968. 243 с.

[26.2.1973]

✧ ✧ ✧

УДК 621.316.542.064.46:621.3.066.6

Влияние диаметра контактов на срез тока в вакууме

И. А. ЛУКАЦКАЯ, Т. И. ФОМИЧЕВА

Москва

Проблема среза тока является одной из основных при отключении тока в вакууме. Ранее [Л. 1] было показано, что величина тока среза существенно зависит от упругости пара и теплопроводности материала катода, и больше для тех металлов, у которых упругость пара меньше, а теплопроводность больше. Однако при разработке вакуумных выключателей задача состоит не только в уменьшении тока среза, но и в увеличении отключающей способности выключателей. Повышение отключающей способности выключателей связано с увеличением размеров контактов. В связи с этим возник вопрос о влиянии размеров контактов на срез тока.

Условия и методика опытов. Срез тока исследовался в вакуумных дугогасительных камерах, одинаковых по конструкции и размерам, но отличавшихся диаметром контактов. Камеры имели торцевые вольфрамовые контакты диаметром 8, 10, 16 и 26 *мм*, окруженные изолированным металлическим экраном [Л. 2]. Один из контактов был подвижным и соединялся с оболочкой камеры через сильфон. Ход подвижного контакта составлял 4 *мм*, скорость хода — 0,5 *м/сек*. Применялся моторно-пружинный привод с кулачково-рычажным механизмом. Отключался переменный ток частотой 50 *гц* в диапазоне 50—580 *а* при возвращающемся напряжении 220 *в* и омической нагрузке. Отключаемый ток и напряжение на контактах камеры осциллографировались шлейфовым осциллографом.

При каждом токе и диаметре контактов производилось 200 опытов, по которым определялась вероятность среза тока и наибольший ток среза. Оценка погрешности измерений по интегралу вероятности Гаусса [Л. 3] показала, что при 200 опытах и надежности 90% абсолютная ошибка в определении вероятности не превышает 6% при вероятности процесса 50% и 1,6% при вероятности 2%.

Результаты измерений. Полученные зависимости вероятности среза тока от диаметра контактов приведены на рис. 1. Как следует из рисунка, вероятность среза тока уменьшается с увеличением диаметра контактов во всем диапазоне исследованных токов, за исключением тока 50 *а*. Заметное отклонение экспериментальных точек от кривых наблю-

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

дается лишь для токов 370 и 580 *а* и диаметра контактов 26 *мм*, при которых вероятность среза не превышает 1%. Это можно объяснить тем, что при таких малых значениях вероятности абсолютная погрешность измерений имеет тот же порядок, что и измеряемая величина. Чем больше отключаемый ток, тем сильнее выражена зависимость вероятности среза от диаметра контактов.

При отключаемом токе 100 *а* увеличение диаметра контактов с 8 до 26 *мм* вызывает уменьшение вероятности среда менее, чем в 3 раза, а при отключаемом токе 580 *а* — более, чем на порядок. Обнаруженная зависимость вероятности среза от диаметра контактов сказывается и на величине тока среза. Об этом свидетельствует приведенная на рис. 2 зависимость наибольшего наблюдавшегося в опытах тока среза, отнесенного к амплитудному значению отключаемого тока.

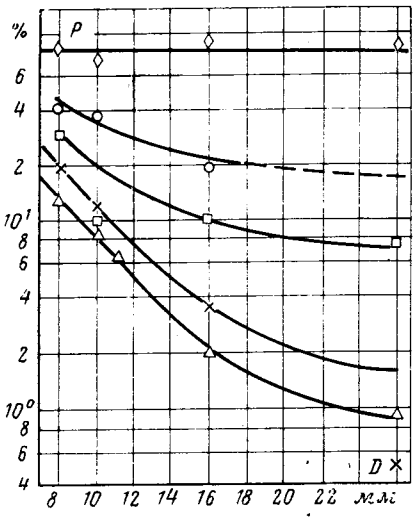


Рис. 1. Зависимость вероятности среза P от диаметра контактов D.
◇ — 50 *а*; ● — 100 *а*; □ — 200 *а*; × — 370 *а*; △ — 580 *а*.

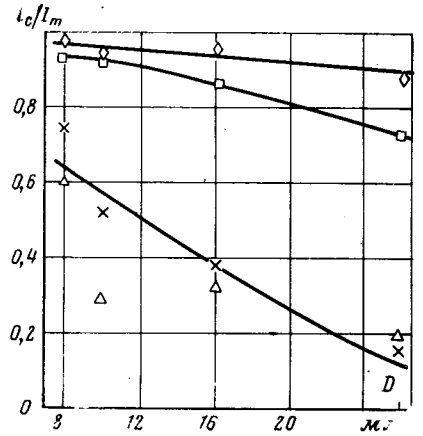


Рис. 2. Зависимость отношения наибольшего тока среза i_c к амплитудному значению отключаемого тока I_m от диаметра контактов D.
Обозначения точек те же, что и на рис. 1.

Обсуждение результатов измерений. Известно, что с увеличением диаметра контактов отключающая способность вакуумных дугогасительных камер растет. Такая же зависимость имеет место и для исследовавшихся камер. На первый взгляд могло бы показаться, что срез тока должен подчиняться той же закономерности. Однако опыт показывает обратное. Следовательно, механизм отключения при токах, близких к предельным, и неустойчивости вакуумной дуги при умеренных токах различен. В первом случае роль величины усредненного удельного теплового потока на поверхности контактов — решающая, во втором — не существенна. Срез тока происходит из-за нестабильного поступления пара из индивидуальных катодных пятен и недостаточного количества его в межэлектродном промежутке в отдельные моменты времени [Л. 4]. Надлежит выяснить, как может влиять диаметр контактов на этот процесс. Здесь мыслимы две возможности. С изменением диаметра могут изменяться скорость ухода паров из межэлектродного промежутка и место нахождения катодных пятен, связанное с их движением.

Рассмотрим первую из этих возможностей. С некоторым приближением можно считать, что истечение пара из межконтактного промежутка происходит в радиальном направлении через кольцевую щель, ширина которой равна зазору между контактами. Согласно выражениям, приведенным в [Л. 5], пропускная способность такой щели в молекулярном и вязкостном режимах течения газа обратно пропорциональна логарифму отношения бо́льшего диаметра щели к меньшему, т. е. очень слабо зависит от наружного диаметра щели. Следовательно, скорость ухода пара из межконтактного промежутка очень мало изменяется с увеличением диаметра контактов и поэтому не может заметным образом влиять на вероятность среза тока.

Рассмотрим вторую возможность. Как известно, вследствие эффекта обратного движения катодные пятна взаимно отталкиваются и движутся к периферии контактов. Скорость распространения пятен с ростом тока возрастает [Л. 6].

Достигая периферии катода, катодные пятна заходят на его боковую поверхность и, пройдя по ней некоторый путь, как правило, гаснут. Таким образом, с попаданием катодных пятен на боковую поверхность их устойчивость уменьшается [Л. 7]. Эти особенности поведения катодных пятен позволяют объяснить наблюдаемую зависимость вероятности среза тока от диаметра контактов. Действительно, чем меньше диаметр контактов, тем раньше катодные пятна достигают боковой поверхности контактов, где вероятность их погасания больше, чем в межконтактном промежутке и, следовательно, больше вероятность среза. Увеличение с ростом тока скорости расширения области, занимаемой катодными пятнами, приводит к тому, что с увеличением тока зависимость вероятности среза от диаметра контактов проявляется сильнее.

Распространение области, занимаемой катодными пятнами на вольфрамовых контактах, исследовалось методом скоростной фотографии. На рис. 3 показаны размеры этой области при разных токах через 0,6 *мсек* после возникновения дуги. Оказалось, что скорость расширения этой области, сохраняя вышеупомянутую зависимость от тока дуги, с течением времени уменьшается и составляет примерно через 0,6 *мсек* после возникновения дуги несколько метров в секунду. Приняв скорость распространения области, занимаемой катодными пятнами, равной 2 *м/сек* и среднее время существования дуги 3 *мсек* (с учетом среза), находим, что за это время

Рис. 3. Зависимость от тока I диаметра области d, занимаемой катодными пятнами через 0,6 *мсек* после возникновения дуги.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

катодные пятна распространяются на область радиусом 6 *мм*. Разница в положении катодных пятен для контактов радиусом 4 и 13 *мм* очевидна.

Таким образом, качественное рассмотрение и выполненные оценки свидетельствуют о том, что наблюдаемая зависимость вероятности среза от диаметра контактов обусловлена особенностями поведения катодных пятен.

Выводы. 1. Вероятность среза тока с увеличением диаметра контакта уменьшается, и тем заметнее, чем больше отключаемый ток.

2. Наблюдаемая зависимость вероятности среза тока от диаметра контактов может быть объяснена выбеганием катодных пятен на боковую поверхность контакта, где вероятность их погасания выше, чем в межконтактном промежутке, и увеличением с ростом тока скорости расширения области, занимаемой катодными пятнами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Lee T. H., Greenwood A. N., Polinko G.** Design of vacuum interrupters to eliminate abnormal overvoltages. Pawer App. and Sysm., 1962, № 62, p. 376.

2. **Лукацкая И. А., Попов Н. А., Воскресенский С. Н.** Дугогасительные камеры вакуумных выключателей нагрузки.— «Электротехника», 1969, № 7, с. 15—17.

3. **Бронштейн И. Н., Семендяев К. А.** Справочник по математике. М., «Наука», 1967, 608 с.

4. **Кесаев И. Г.** Катодные процессы электрической дуги. М., «Наука», 1968, 243 с.

5. **Тягунов Г. А.** Основы расчета вакуумных систем. Госэнергоиздат, 1947, 147 с.

6. **Steer G.** Untersuchungen uber die breunfleckbewegung auf der katode des Quecksilberdampf Niederdruckbogens mit Zundstiftsteuerung. Zeits. Ang. Phys., 1953, B. 5, H. 3, s. 116.

7. **Reece M. P.** The vacuum switch, part I. Proc. IEE, 1963, v. 110, p. 793.

[26.2.1973]

✧ ✧ ✧

УДК 621.316.542.066.6

Разрушение вольфрамовых контактов в мостиковой стадии отключения тока

Г. П. МАЛЮТКИНА, Н. Н. ПОДКОПАЕВА, В. С. ПОТОКИН, В. И. РАХОВСКИЙ

Москва

При расхождении отключающих ток контактов образуется «мостик» из расплавленного металла, продолжающий пропускать ток [Л. 1]. В последние годы усилился интерес к процессам разрушения контактов в мостиковой стадии отключения тока. Это объясняется несколькими причинами. Существуют отдельные классы слаботочных коммутирующих приборов (например, телефонные реле), надежность и срок службы которых определяются в основном эрозионными процессами в мостиковой стадии коммутации тока. При разрушении мостика создаются условия, способствующие инициации сильноточной дуги, что привлекает к себе внимание физиков.

При разработке быстродействующих выключателей (например, синхронного вакуумного) необходимо знать длительность существования мостика, так как при отключении вблизи нуля тока мостик, возникнув до нуля, может разрушиться после прохождения тока через нуль (рис. 1). Дуга в этом случае будет гореть, как минимум, до следующего нуля тока, что может привести к разрушению контактной системы синхронного выключателя.

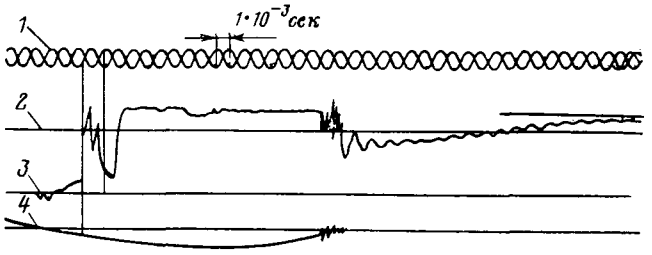


Рис. 1. Осциллограмма отключения переменного тока. Контакты начинают расходиться (возникает мостик) за $8 \cdot 10^{-4}$ *сек* до прохождения тока через нуль. Через $1 \cdot 10^{-3}$ *сек* после нуля тока мостик возникает вновь и окончательно разрушается через $2 \cdot 10^{-3}$ *сек* после возникновения. Дуга горит всю оставшуюся часть полупериода тока.

1 — метки времени; *2* — падение напряжения на дуге; *3* — падение напряжения на мостике; *4* — отключаемый ток.

В настоящее время отсутствуют сведения о длительности существования мостиков при отключении токов больше 20 *а* в вакууме. Подавляющее большинство работ посвящено исследованию только электрических характеристик мостиков на контактах из благородных металлов.

Было несколько попыток экспериментального определения размеров мостиков и величины эрозии при их разрушении [Л. 2—6]. В этих работах контакты, находившиеся, как правило, в атмосфере инертных газов, коммутировали малые токи (не более 5 *а*) при небольших скоростях разведения контактов (не более 1 *см/сек*). Только в [Л. 5] исследовались мостики при токах до 100 *а*, но при очень малой скорости перемещения подвижного контакта [1], равной 0,1 *см/сек*.

Однако не удалось обнаружить работ, в которых одновременно определялись бы размеры мостика и количество вещества, выделяющееся при его разрушении, в процессе отключения больших токов при более высоких скоростях разведения контактов, т. е. в условиях, близких к существующим в сильноточных выключателях.

В некоторых работах [Л. 2—4] выводятся полуэмпирические выражения для определения размеров мостика, но только в [Л. 6] получены аналитические зависимости длины, диаметра и объема мостика от тока и теплофизических свойств материала.

При сопоставлении размеров обнаружилось, что размеры мостика; вычисленные по любому из пред-

[1] Сообщение о скорости подвижного контакта было сделано М. Прайсом во время дискуссии по его докладу [Л. 5].

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

лагаемых выражений, достаточно точно совпадают с экспериментальными результатами автора, но значительно отличаются от размеров, полученных в экспериментах и расчетах других авторов (таблица). Выявившиеся расхождения можно объяснить тем, что при подборе коэффициентов для формул авторы недостаточно полно учитывали дополнительные явления, которые, очевидно, возникают в мостиках при увеличении отключаемого тока, изменении материала контактов или окружающей среды. Общим недостатком рассмотренных работ является отсутствие четких указаний на границы применимости предлагаемых формул, что затрудняет использование их на практике.

Ниже приводятся результаты исследования разрушения помещенных в вакуум вольфрамовых контактов при скорости разведения последних, близкой к скорости, создаваемой приводами реальных сильноточных аппаратов.

Методика исследований. Опыты проводились при давлении, равном 10^{-5}—10^{-6} *торр* (пары масла вымораживались жидким азотом). Экспериментальная лампа имела три оптических окна и световой «карман» (рис. 2). Съемка мостиков производилась с помощью скоростного фоторегистратора (СФРЛ) со скоростью $(3{,}3—5{,}3) \cdot 10^4$ кадров в секунду. Так как мостики имеют микроскопические размеры для съемки была применена специальная фотоприставка [Л. 7]. В момент, совпадающий с началом раздвижения контактов и образованием мостиков, контакты подсвечивались с помощью двух импульсных ламп.

Как известно [Л. 5], вся светящаяся видимая часть металлической перемычки, находящейся в межконтактном промежутке, расплавлена. По мере удаления от контактов температура мостика растет [Л. 1—5], в соответствии с этим растет и интенсивность свечения, испускаемого мостиком. Так как процессы разрушения мостика (испарение, разбрызгивание и т. п.) наиболее интенсивно происходят в наиболее разогретой, светящейся части, то ограничим изучение размеров мостика именно этой частью.

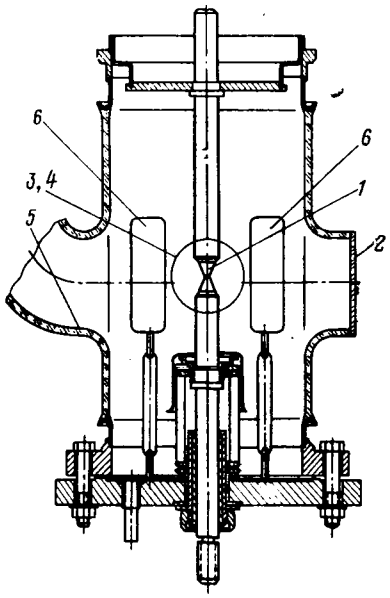


Рис. 2. Экспериментальная лампа.

1 — контакты; *2* — оптическое окно для съемки; *3* и *4* — оптические окна для подсветки контактов в момент съемки; *5* — световой «карман»; *6* — пластинки-зонды.

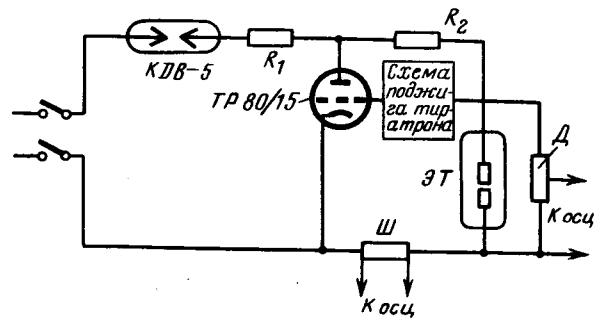


Рис. 3. Электрическая схема.

Вспомогательный электрический аппарат (замыкатель и защитный выключатель); экспериментальная ВДК; тиратрон, шунтирующий дугу; блок синхронного поджига тиратрона; делитель; шунт; токоограничивающие сопротивления.

Оба контакта, изготовленные из металлокерамического вольфрама, имели вид конусов с диаметром площадок соприкосновения, равным 2 *мм*. Эта площадка, как правило, полностью фиксировалась в кадре и использовалась как база для определения масштаба и вычисления размеров мостика. Симметричность контактной пары обеспечивала одинаковый отвод тепла в обе стороны. Подвижный контакт перемещался со скоростью, которая в среднем за время существования мостика достигала 20 *см/сек*.

Количество вещества, выделившегося при разрушении мостика, определялось гравиметрическим способом по методике, предложенной в [Л. 8]. Вокруг контактов располагались укрепленные на изоляторах танталовые пластинки-зонды, которые взвешивались до и после опыта с точностью до 5-го знака. По разнице весов определялось количество вещества, осевшее на пластинках, по которому затем вычислялась эрозия в полном телесном угле. Для получения надежного результата производилось три тысячи отключений постоянного тока 65 *а*, после которых внутренняя поверхность стеклянного корпуса лампы покрывалась металлическим налетом, за исключением тех участков, которые находились за пластинками-зондами. С помощью этих прозрачных прямоугольников проверялась правильность расчетной оценки размеров телесного угла, в котором содержались пары, попадавшие на пластинки.

Как известно [Л. 8 и 9], при разрушении мостика образуется некоторое количество пара, способствующее возникновению дуги, под воздействием которой контакты эродируют значительно больше, чем при разрушении мостика. Чтобы отделить вещество, выделившееся только из мостика, применялся метод прерванного разряда: дуга в экспериментальной камере шунтировалась тиратроном (рис. 3), который благодаря специальному блоку [2] поджигался автоматически каждый раз после разрушения мостика и возникновения на контактах напряжения 5—6 *в*. Полностью избавиться от дуги не удалось: после разрушения мостика она существовала в среднем $6{,}9 \cdot 10^{-6}$ *сек*; при скорости $v_э = 2{,}0 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*, определенной в [Л. 8] для токов до 200 *а*, выделится $1{,}9 \cdot 10^{-8}$ *г*, т. е. в 100 раз меньше, чем выделяется из одного мостика. Следовательно,

[2] Схема разработана М. А. Тюлиной.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

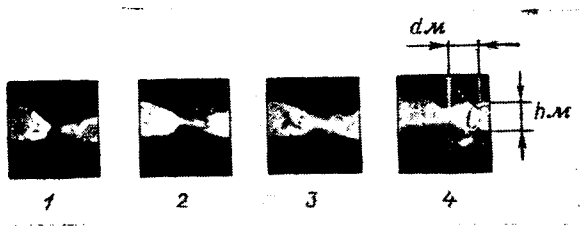


Рис. 4. Фотографии, иллюстрирующие развитие мостика на вольфрамовых контактах в последовательные моменты времени. Первый кадр за $7{,}15 \cdot 10^{-4}$ *сек*, последний кадр за $1{,}5 \cdot 10^{-4}$ *сек* до разрушения мостика. Увеличение в 20 раз ($l_м$ — длина, $d_м$ — диаметр мостика).

можно считать, что практически удается уловить вещество, выделяющееся только при разрушении мостика.

Пары металла, образующиеся при разрушении мостика, разлетаются во все стороны, и часть из них попадает на близлежащие поверхности контактов. На фотографиях (рис. 4) видно, что за время существования мостика нагревается лишь небольшая площадка вокруг него, так как даже в непосредственной близости от светящегося мостика поверхность контактов остается темной, а следовательно, холодной. Это означает, что пары вольфрама, образовавшиеся при разрушении мостика и попадавшие на поверхности вольфрамовых контактов, по-видимому, полностью на них конденсировались, так как коэффициент аккомодации паров тяжелых металлов на подложках из таких же металлов по [Л. 10] равен единице. После опытов обе стороны пластинок-зондов изучались под микроскопом. Осевшие пары были обнаружены только на той поверхности, которая обращена к межконтактному промежутку. Это означает, что от внутренней поверхности стеклянного корпуса пары в нашем случае или не отражались совсем, или отражение было настолько незначительным, что не удалось его обнаружить. Таким образом, на пластинках осаждаются не многократно отраженные атомы, а только те пары, которые прямо попадают на них из промежутка между контактами.

Совместная работа всех силовых элементов (экспериментальной вакуумной дугогасительной камеры, замыкателя, шунтирующего тиратрона) и синхронное фиксирование явления с помощью регистрирующих приборов при использовании подсветки обеспечивалось специальной схемой.

Обсуждение результатов. По полученным фотографиям начальной стадии отключения постоянного тока 65 *а* (рис. 4) можно проследить за процессом возникновения и разрушения мостиков, имеющих, по-видимому, цилиндрическую симметрию.

Вследствие большой нестабильности вольфрамовых мостиков и относительно малых увеличений детальное изучение геометрических форм мостика не проводилось. Максимальные размеры мостиков были определены по фотографиям, которые обрабатывались при увеличении в 20 раз. Ошибка измерений линейных размеров при этом не превышала 20%. Необходимо отметить довольно большой разброс линейных размеров мостиков. Наибольший зарегистрированный диаметр мостика был равен $16{,}8 \cdot 10^{-3}$ *см*, наименьший — $7{,}2 \cdot 10^{-3}$ *см*. Наибольшая длина мостика составляла $11{,}6 \cdot 10^{-3}$ *см*, наименьшая — $2{,}4 \cdot 10^{-3}$ *см*. Наибольший объем мостика равнялся $1{,}2 \cdot 10^{-6}$ *см*^{3}, наименьший — $0{,}1 \cdot 10^{-6}$ *см*^{3}. Такой большой разброс результатов при отключении одного и того же тока говорит о действительно большой нестабильности вольфрамовых мостиков в вакууме.

Усредненные результаты измерений, представленные ниже, отличаются от результатов, приведенных в таблице:

Время существования	Диаметр	Длина	Объем	Масса расплавленного металла	Масса эрозии	Плотность тока в мостике
$t_м$, *сек*	$d_м$, *см*	$l_м$, *см*	$V_м$, *см*^{3}	$m_м$, *г*	$m_э$, *г*	$j_м$, *а/см*^{2}
$4{,}8 \cdot 10^{-4}$	$12{,}8 \cdot 10^{-3}$	$6{,}0 \cdot 10^{-3}$	$7{,}8 \cdot 10^{-7}$	$1{,}5 \cdot 10^{-5}$	$1{,}6 \cdot 10^{-6}$	$4{,}9 \cdot 10^{5}$

Отсюда, видно, что диаметр мостика составляет примерно 57% диаметра области стягивания ($d_{стяг}$), рассчитанной по выражению, выведенному

Сравнение размеров мостиков на вольфрамовых контактах

Источник	Значение отключаемого тока, *а*						Среда
	65			100			
	Диаметр, *см*	Длина, *см*	Объем, *см*^{3}	Диаметр, *см*	Длина, *см*	Объем, *см*^{3}	
[Л.2] (расчет)	$3{,}0 \cdot 10^{-2}$	$3{,}0 \cdot 10^{-2}$	$3{,}15 \cdot 10^{-8}$ (видимый объем)	$4{,}64 \cdot 10^{-2}$	$4{,}64 \cdot 10^{-2}$	$6{,}0 \cdot 10^{-8}$	—
[Л. 3] (расчет)	$4{,}6 \cdot 10^{-3}$	$1{,}6 \cdot 10^{-3}$	$2{,}63 \cdot 10^{-8}$ (видимый объем)	$6{,}3 \cdot 10^{-3}$	$2{,}0 \cdot 10^{-3}$	$6{,}28 \cdot 10^{-8}$	—
[Л. 4] (расчет)	$5{,}6 \cdot 10^{-3}$	$1{,}68 \cdot 10^{-3}$	$3{,}15 \cdot 10^{-8}$ (объем эрозии)	$7{,}6 \cdot 10^{-3}$	$2{,}27 \cdot 10^{-3}$	$1{,}13 \cdot 10^{-7}$	—
[Л. 5] (опыт)	—	—	—	$7{,}5 \cdot 10^{-3}$	$1{,}9 \cdot 10^{-3}$	$8{,}4 \cdot 10^{-8}$	Гелий при давлении 700 *торр* (1 *торр*= =133,322 Па)
[Л. 6] (расчет)	$d_{кон}=7{,}35 \cdot 10^{-3}$ $d_{нач}=1{,}87 \cdot 10^{-2}$	$2{,}92 \cdot 10^{2}$	$1{,}78 \cdot 10^{-8}$	$d_{кон}=5{,}4 \cdot 10^{-2}$ $d_{нач}=1{,}2 \cdot 10^{-3}$	$9{,}6 \cdot 10^{-1}$	$6{,}45 \cdot 10^{-8}$	Воздух

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

в [Л. 1]:

$$d_{стяг}=2\sqrt{\frac{P_B}{\pi H_B \xi}},$$

где P_B — контактное нажатие, *кг*; H_B — твердость материала по Бринеллю, *кг/см²*; ξ — коэффициент сжимаемости, изменяющийся от 0,33 до 1 в зависимости от твердости материала.

Такое достаточно хорошее совпадение диаметров мостика и области стягивания говорит о правомерности всех расчетов, проводимых по выражению из [Л. 1].

В среднем зарегистрированные линейные размеры мостика несколько превосходят те же размеры, экспериментально полученные в [Л. 5] при несколько большем токе (см. таблицу), что можно объяснить следующими тремя причинами.

1. При вакуумно-технологической обработке контактов ограничились обезгаживанием их при нагреве до красного каления в отличие от [Л. 5], где в экспериментальной лампе очищали поверхность контактов с помощью тлеющего разряда в атмосфере водорода. В [Л. 11] показано, что подобная очистка поверхности является одной из наиболее эффективных. В [Л. 4 и 5] показано, что пленки, всегда присутствующие на поверхности не подвергнутых специальной очистке электродов, увеличивают стабильность мостика. Вероятно, наличием пленок на контактах в наших экспериментах и увеличением стабильности мостика можно объяснить бóльшие размеры мостиков, особенно его длины, по сравнению с размерами мостиков в [Л. 5].

2. Второй причиной, которая возможно, повлияла на увеличение длины мостика, является бóльшая скорость раздвижения контактов, которая в 200 раз превосходила скорость перемещения подвижного контакта, примененную в [Л. 5], так как расплавленный участок металла можно вытянуть на большее расстояние при большей скорости раздвижения холодных частей.

3. Третьей причиной является разница в конструкциях контактов: в наших опытах контактная пара состояла из одинаковых усеченных конусов, а в [Л. 5] один контакт — усеченный конус, второй — цилиндр, торцовая поверхность которого имеет значительно большие размеры, чем торцовая площадка соприкосновения конуса. Вследствие того, что в контакте большего размера тепло от одного из концов мостика распространяется не только вглубь, но и вдоль поверхностного слоя, этот конец мостика охлаждается более интенсивно, что должно привести к уменьшению массы металла, участвующего в образовании мостика, и уменьшению его размеров при растягивании.

Длительность существования мостиков определялась по осциллограммам (рис. 5), полученным одновременно со съемкой, и оказалась в среднем равной $4{,}8\cdot10^{-4}$ *сек*.

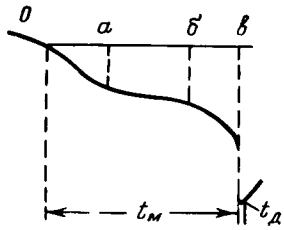


Рис. 5. Типичная осциллограмма падения напряжения на мостике при отключении вольфрамовыми контактами постоянного тока, равного 65 *а*.

Оа — время расплавления области стягивания; *аб* — время растягивания расплавленного мостика; *бв* — время вскипания наиболее узкой части мостика; *в* — момент разрушения мостика и возникновения дуги, которая существовала в течение времени *вд*; *д* — момент времени, когда началось уменьшение тока, проходящего через контакты и дугу, и увеличение тока, проходящего через шунтирующий тиратрон.

Вещество, ушедшее из мостика, бесструктурным налетом покрывает пластинки-зонды, расположенные вокруг контактов, следовательно, это вещество оседает в виде пара. Из результатов измерений следует, что усредненная полная эрозия из мостика при одном отключении, равная $1{,}6\cdot10^{-6}$ *г*, составляет 10% от массы мостика, вычисленной по его размерам. Остальные 90% остаются на контактах. Выделившаяся масса в несколько раз превышает минимальное количество пара, необходимое для образования ионов, нужных согласно расчету в [Л. 12] для возникновения катодного пятна.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Хольм Р.** Электрические контакты. М., Издательство иностр. лит., 1961.

2. **Lander G. J., Germer L. H.** The bridge erosion of electrical contacts. J. Appl. Phys., 1948, v. 19, № 10. p. 910.

3. **Paetow H.** Kontaktschmelzbrücken und Feinwanderung, ETZ-A, 1949, H. 7, s. 227.

4. **Llewellyn Jones F.** Materialwanderung. Elektrodenerosion und mikroskopische Schmelzbrucke an elektrischen Kontakten.— «Elektrie», 1965, v. 19, H. 3., s. 129.

5. **Llewellyn Jones F., Price M. J.** Der Zerreisen der mikroskopischen Kontaktbrücke, «Kontakte in der Elektrotechnik», III Kontakttagung in Berlin, DDR, 1967.

6. **Омельченко В. Т.** Исследование мостиковой эрозии электрических контактов.— В кн.: Электрические контакты. М.— Л., «Энергия», 1967, с. 82—92.

7. **Зыкова Н. М., Спиров В. В.** Оптическая приставка к камере СФР для съемки дуговых электродных пятен.— В кн.: Спектральный анализ в геологии и геохимии. М., «Наука», 1967, 47 с.

8. **Раховский В. И.** Исследование эрозии тугоплавких электродов в сильноточном дуговом разряде в вакууме.— ЖТФ, 1964, № 11, т. XXXIV, 2072 с.

9. **Потокин В. С., Раховский В. И., Тихонов В. Н.** Исследование мостиковой стадии эрозии электродов при отключении токов 1 000—5 000 *а* в вакууме.— ЖТФ, 1965, № 10, т XXXV, 1848 с.

10. **Langmuir I., McKay G. M.** The Vapor Pressure of the Metalls Platénum und Molybdenum.— «Phys. Rev», 1914, v. IV, № 4, p. 377.

11. Исследования электрического пробоя в вакууме в условиях контролируемого состояния поверхности с помощью послеразрядной эмиссии.— ЖТФ, 1969, № 6, с 1074—1079. Авт.: П. Н. Чистяков, А. Л. Радионовский, Н. В. Татаринова, Д. С. Трощикова.

12. **Раховский В. И.** К вопросу об образовании дуги на контактах при отключении больших токов.— «Порошковая металлургия», 1962, № 1, 42 с.

[26.2.1973]

◇ ◇ ◇

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.542.064.46:621.3.064.42

Вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью

В. С. ПОТОКИН

Москва

Разработанные ранее вакуумные дугогасительные камеры (ВДК) типов КДВ-5 [Л. 1], КДВ-12 и КДВ-20 [Л. 2] обладают существенными недостатками: небольшими величинами номинальных параметров (тока и напряжения) и большой длиной корпуса. Длина стеклянной оболочки — изолятора, которая является одним из факторов, определяющих электрическую прочность ВДК, у этих камер составляет всего 45% длины всего корпуса. Это обусловлено отсталой технологией изготовления стеклянной оболочки.

Для увеличения электрической прочности ВДК при одновременном уменьшении их габаритов как за счет использования прогрессивной технологии, так и создания новых экранных систем были разработаны четыре конструкции[1] вакуумных дугогасительных камер (рис. 1):

с одним изолированным металлическим экраном, который охватывает межконтактный промежуток, типа КДВ-26, КДВ-19 и КДВ-21 [Л. 3 и 4];

с двумя металлическими экранами, изолированными друг от друга, контактов и двух других экранов, укрепленных на торцовых фланцах, типа КДВ-16 [Л. 5].

В конструкциях ВДК, в том числе и ранее разработанных, много однотипных элементов: корпуса камер представляют собой герметичные баллоны из стекла или керамики, закрытые с торцов металлическими фланцами. Внутри размещены токовводы, к которым прикрепляются контактные наконечники. Один из токовводов имеет возможность возвратно-поступательно перемещаться без нарушения герметичности вследствие применения сильфонного уплотнения. Сильфон закрывается специальным экраном, предохраняющим его от прожога раскаленными частицами и каплями, вылетающими из межконтактного промежутка во время горения дуги. Сохранение соосности контактов в процессе работы достигается за счет направляющей, которой, как правило, снабжается установочный фланец, служащий для крепления камеры в аппаратуре. Места соединения металла с диэлектриком защищаются от повреждений при наружных пробоях специальными закругленными кольцами. Откачка камер производится через металлическую трубу.

Проведенные исследования показали, что в ранее разработанных камерах [Л. 1 и 2] ферромагнитные экраны и втулки, окружающие токовводы и являющиеся переходами от стеклянного корпуса к металлическим фланцам, создают дополнительные источники нагрева медных токовводов за счет вихревых токов, возникающих при пропускании переменного тока через замкнутые контакты камеры. Чтобы уменьшить влияние этих источников

[1] Камеры изготавливались при участии О. А. Бельтюкова, В. Н. Манюковой, Н. Н. Плащенко, А. Г. Свечкова, Ю. А. Строкова.

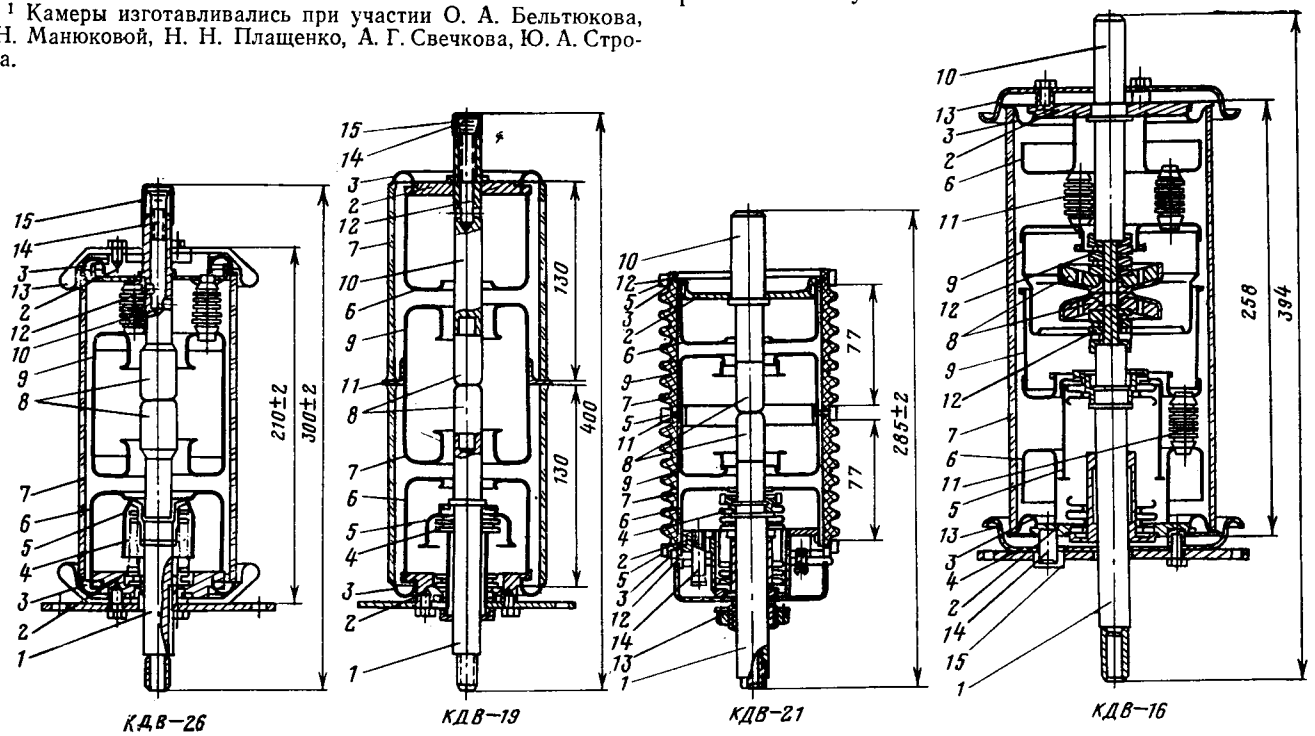


Рис. 1. Продольные разрезы вакуумных дугогасительных камер.

1 — токоввод подвижного контакта; *2* — плоские торцовые металлические фланцы; *3* — желобковые коваровые переходы от фланцев *2* к изолированному баллону; *4* — сильфон; *5* — экран, закрывающий сильфон; *6* — экраны, укрепленные на торцовых фланцах *2* и закрывающие изнутри места соединения металлических переходов с изоляционным баллоном; *7* — изоляционный баллон (корпус); *8* — контактные наконечники; *9* — изолированный металлический экран, охватывающий межконтактный промежуток; *10* — токоввод неподвижного контакта; *11* — изоляторы из керамики 22ХС, на которых крепится экран *9*; *12* — отверстие для откачки; *13* — фланцы, закрывающие снаружи места соединения коваровых переходов с изоляционным корпусом; *14* — медная тонкостенная трубка для подсоединения к откачной установке; *15* — колпачок, закрывающий место пережима трубки *14*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

тепла, торцовые фланцы у камер со стекольно-металлическим корпусом изготавливались плоскими, а коваровые переходы — в виде желобковых колец (рис. 1).

Такая конструкция обеспечивает переходу достаточную гибкость, необходимую для спая ковара со стеклом, и позволяет выдерживать без разрушения резкую смену температур от —35 до +70 °С. Предложенные конструкции торцовых фланцев и коваровых переходов дали возможность сократить длину корпуса у КДВ-26 на 33% по сравнению с КДВ-5, у КДВ-19 на 10% по сравнению с КДВ-20, при одновременном увеличении длины изоляционного баллона соответственно на 10 и 15%.

Для предохранения металлических деталей от окисления применялась высококачественная пайка стеклянного баллона с коваром с помощью нагрева токами высокой частоты и одновременном создании внутри баллона защитно-восстановительной среды. Каждый из контактов с токовводами, коваровыми втулками и соответствующими экранами собирается в отдельный узел, пайка которого производится в один прием.

Испытания изготовленных приборов показали, что применение предложенных конструкций торцовых фланцев и коваровых переходов наряду с уменьшением габаритов камер, увеличивает их номинальный ток и уменьшает собственную индуктивность (см. табл. 1).

Камера типа КДВ-26 имеет один изолированный металлический экран, который укреплен на изоляторах, введенных внутрь камеры и закрепленных на одном из торцовых фланцев.

Откачка камер КДВ-26 и КДВ-19 производилась через медную трубку, впаянную в сквозное отверстие, проходящее внутри токоввода неподвижного контакта, что наряду с уменьшением габаритов, упрощает конструкцию и технологию сборки камер.

Электрическая прочность у камеры типа КДВ-26 примерно такая же, как у КДВ-5 и КДВ-20, а общая длина в 1,5 раза меньше. Для увеличения электрической прочности камеры необходимо было укрепить центральный экран, охватывающий межконтактный промежуток, на специальном фланце, впаянном в середину изоляционного корпуса, и ввести в камеру укрепленные на торцовых фланцах экраны для того, чтобы закрыть места спаев ковара со стеклом. В КДВ-12 и КДВ-20 [Л. 2 и 13] применена подобная экранная система.

Таблица 1

Параметры разработанных камер

Параметры камер	Тип камер			
	КДВ-26	КДВ-21	КДВ-19	КДВ-16
Номинальное напряжение, *кв*	15	20	35	35
Испытательное напряжение (*кв*), выдерживаемое в течение 1 *мин*	56	66	90	95
Номинальный ток, *а*	300	300	300	200
Многократно переключаемый ток, *а*	900	900	900	—
Предельный отключаемый ток (*а*)	2 000	2 000	1 600	4 500
при напряжении (*кв*)	15	20	35	35
Мощность отключения, *Мв·а*	30	40	56	157,5
Количество переключений тока—срок службы (тысяч раз)				
номинального	—	100	—	—
многократно переключаемого	30	40	30	—
Емкость, *пф*	8,0	6,8	20	6,8
Индуктивность, *мгн*	0,3	0,2	0,5	0,5

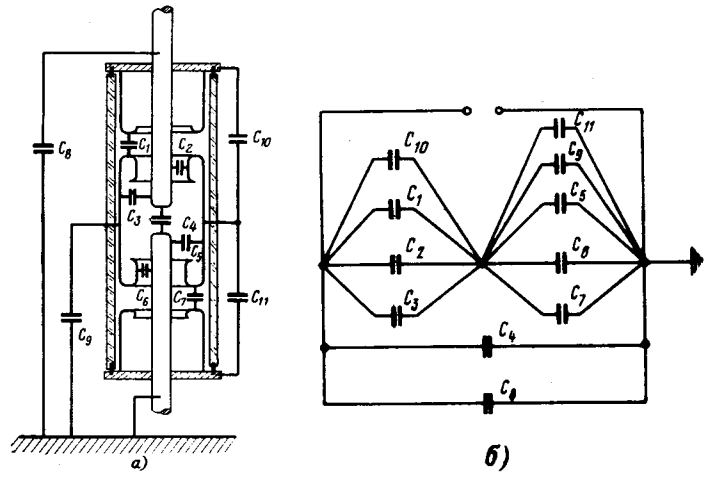


Рис. 2. Вакуумная дугогасительная камера с изолированными экранами — делитель напряжения.

а — распределение емкостей внутри камеры с одним изолированным экраном; *б* — схема замещения камеры при разомкнутых контактах.

Предложенная камера типа КДВ-19 отличается от КДВ-12 конструкцией не только коваровых переходов и торцовых фланцев, но и центрального фланца, который выполнен из тонкого коварового листа. Для крепления его в середине стеклянного цилиндрического корпуса применен двусторонний торцовый спай. К центральному фланцу точечной сваркой приваривается металлический экран, охватывающий межконтактный промежуток.

Центральный изолированный экран образует с токовводами и неизолированными экранами, укрепленными на торцовых фланцах, два последовательно соединенных конденсатора. Электрическая прочность камеры при прочих равных условиях зависит от распределения напряжения между промежутками в камере, которое делится обратно пропорционально емкостям конденсаторов. Распределение емкостей и схема замещения камеры с одним изолированным металлическим экраном при разомкнутых контактах показаны на рис. 2. Результаты расчета и измерения емкостей при горизонтальном расположении камеры представлены в табл. 2.

Емкости между изолированным экраном и контактами равны, поэтому можно было ожидать, что напряжение, приложенное к камере, разделится между зазорами равномерно. Во время экспери-

Таблица 2

Емкость, *пф*

Данные	Изолированный экран—неподвижный контакт	Изолированный экран—подвижный контакт	Изолированный экран—земля	Камеры
Опыт	9,6	9,6	19,6	3,2
Расчет	6,2	6,0	12,4	3,4

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

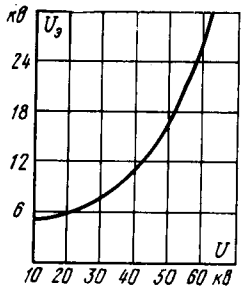


Рис. 3. Зависимость величины напряжения на изолированном экране от напряжения, поданного на камеру.

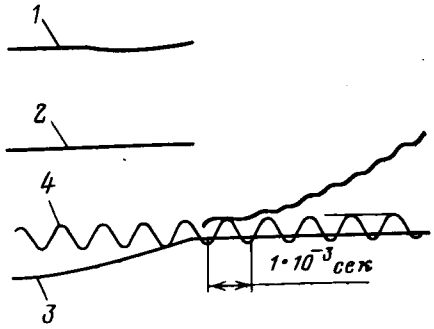


Рис. 4. Осциллограмма отключения тока 4,5 *ка* при возвращающемся напряжении 35 *кв*.

1 — падение напряжения на дуге; *2* — возвращающееся напряжение; *3* — отключаемый ток; *4* — метки времени.

мента напряжение на изолированном экране относительно заземленного нижнего токоввода измерялось с точностью примерно 10% предварительно проградуированным шаровым разрядником. Из рис. 3 следует, что в диапазоне напряжений от 60 до 70 *кв* на верхнюю половину камеры приходится от 62 до 57% напряжения, так как распределение напряжения искажается различием емкостей верхней и нижней частей камеры по отношению к земле. Поэтому при подаче высокого напряжения перекрывается по наружной поверхности прежде всего верхний изолированный цилиндр корпуса.

Благодаря тому, что было выравнено распределение напряжения между экранами, закрыты места спаев ковара со стеклом и увеличена длина изоляционных цилиндров, электрическая прочность КДВ-19 почти вдвое выше, чем у КДВ-26 (табл. 1).

Чтобы еще больше сократить общую длину камеры, сохранив достигнутую высокую электрическую прочность, была разработана камера КДВ-21 с изоляционным корпусом из вакуумно-плотной керамики 22ХС [Л. 4], которая значительно превосходит стекло и другие виды керамики по механическим, электрическим и температурным качествам [Л. 6—8].

Корпус КДВ-21 (рис. 1) состоит из двух ребристых керамических цилиндров, соединенных между собой через плоское медное кольцевое уплотнение, которое одновременно является держателем центрального изолированного металлического экрана. Неизолированные экраны укреплены на торцовых фланцах, которые с керамическими цилиндрами вакуумно-плотно соединяются плоскими кольцевыми медными уплотнениями. Все уплотнения снаружи оканчиваются тороидальными закруглениями. Чтобы избежать разрушения вакуумно-плотных спаев керамических цилиндров с торцовыми уплотнениями при изменениях температуры применяют компенсаторы, которые могут быть изготовлены из керамики или металла, обладающего подходящим коэффициентом термического расширения и модулем Юнга. Для вакуумно-плотного соединения керамики и металла нами применена термо-компрессионная сварка [Л. 9 и 10], производившаяся по технологии, разработанной специально для КДВ-21.

Таким образом, у камеры КДВ-21 экранная и контактная системы аналогичны камере КДВ-19, но из-за применения керамики длина первой почти вдвое меньше, в то время как электрическая прочность меньше только на 20%.

Торцовые фланцы у КДВ-21 выполнены из неферромагнитного материала, благодаря чему камера способна длительно пропускать ток более 300 *а*. При замене стального крепежного фланца на медный и серебрении наружных частей токовводов камера КДВ-21 длительно пропускает ток, равный 630 *а*. При этом перегрев контактов не превышает норм ГОСТ 8024-69. Камера КДВ-21 более прочна механически и более устойчива к климатическим воздействиям, чем все остальные.

У камер КДВ-19 и КДВ-21 мощность отключения увеличена по сравнению с КДВ-26 за счет повышения электрической прочности при неизменном предельном отключаемом токе, определяемом контактной системой.

Была предпринята попытка одновременного увеличения электрической прочности и предельного отключаемого тока за счет дальнейшего совершенствования экранной и контактной систем.

Повышения электрической прочности можно добиться, увеличив внутри камеры число промежутков, между которыми будет распределяться приложенное напряжение. Для этого была сконструирована и изготовлена камера КДВ-16 [Л. 5] с двумя изолированными экранами и двумя экранами, каждый из которых укреплен на торцовых фланцах и имеет гальваническую связь с противоположными токовводами (рис. 1). Каждый из изолированных экранов укреплен на трех ребристых изоляторах, изготовленных из керамики 22ХС. Один из изолированных экранов входит внутрь другого таким образом, что оба экрана в совокупности охватывают весь межконтактный промежуток и закрывают внутреннюю поверхность стенок корпуса от металлизации продуктами эрозии контактов.

Другой отличительной особенностью КДВ-16 является наличие контактной системы, создающей магнитное поле в процессе горения дуги [Л. 11 и 12]. Каждый из токовводов переходит в спираль. Витки спиралей направлены навстречу друг другу так, что радиальные магнитные поля, создаваемые каждой спиралью, складываются в межконтактном промежутке и усиливают воздействие на дугу.

На каждой спирали укреплены конусообразные контактные наконечники, разделенные прорезями на лепестки. Лепестки противоположных контактов в том случае, если они расположены друг над другом, являются направляющими своеобразного изгибающегося «рельсотронного ускорителя». Дуга, горящая между этими направляющими, является подвижным проводником с током и поэтому получает ускорение по направлению к концам лепестков из-за взаимодействия магнитных полей токов, протекающих по лепесткам и дуге.

Под влиянием суммарных сил взаимодействия магнитного поля тока дуги с магнитными полями спиралей и «рельсотронного ускорителя» дуга должна двигаться в межконтактном промежутке, и ее опорные пятна, попадая на периферийную часть лепестков контактного наконечника, должны перемещаться до погасания.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Вследствие того, что все экраны изолированы друг от друга вакуумными промежутками, пространство внутри корпуса разбивается на три части, и напряжение, приложенное к фланцам при разомкнутых контактах, распределяется по этим промежуткам, что повышает электрическую прочность камеры. Принятые меры позволили получить ВДК, отключающую ток 4 500 *а* при возвращающемся напряжении 35 *кв* (рис. 4). Чтобы КДВ-16 удовлетворяла требованиям, предъявляемым к современным выключателям с номинальным напряжением 35 *кв*, необходимо дальнейшее увеличение предельного отключаемого тока.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лукацкая И. А., Попов Н. А., Потокин В. С.** Вакуумная дугогасительная камера типа ВВак-5. — В кн.: Передовой научно-технический и производственный опыт. М., ГОСИНТИ, 1962, вып. 11, с. 21—31.

2. **Лукацкая И. А., Воскресенский С. П., Попов Н. А.** Дугогасительные камеры вакуумных выключателей нагрузки.— «Электротехника», 1969, № 7.

3. Вакуумный выключатель. А. С. № 203022 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1967, № 20.— Авт.: изобрет.: Н. Н. Плащенко, В. С. Потокин, В. И. Раховский и др.

4. Вакуумный выключатель. А. С. № 213123 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1968, № 10. Авт. изобрет.: И. А. Лукацкая, Н. Н. Плащенко, В. С. Потокин, В. И. Раховский.

5. Вакуумный выключатель. А. С. № 217481 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1968, № 16. Авт. изобрет.: Н. Н. Плащенко, В. С. Потокин, В. И. Раховский и др.

6. **Стевельс Дж.** Электрические свойства стекла. М., «Энергия», 1967. 112 с.

7. **Лебединский М. А.** Электровакуумные материалы. КГИЭ, 1956. 250 с.

8. **Эспе В.** Технология электровакуумных материалов, т. II. «Силикаты». М., «Энергия», 1968. 631 с.

9. **Макаркин А. А., Метелкин И. И., Павлова М. А.** Термокомпрессионный способ сварки керамических материалов с металлами. — «Вопросы радиоэлектроники», 1965, сер. IV, вып. 3, с. 24—26.

10. **Казаков Н. Ф.** Диффузионная сварка в вакууме металлических и неметаллических деталей. М., Госэнергоиздат, 1965. 209 с.

11. **Потокин В. С., Раховский В. И.** Контактная система. А. С. № 163240 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1964, № 12.

12. **Левченко Г. В., Потокин В. С., Раховский В. Н.** Контактная система. А. С. № 213125 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром образцы. Товарные знаки», 1968, № 10.

13. **Лукацкая И. А.** Влияние конструкции экранов на характеристики вакуумных дугогасительных камер.— «Электротехника», 1971, № 8, с. 47—50.

[26.2.1973]

✧ ✧ ✧

УДК 621.316.542.064.46:621.3.066.6

Материалы для контактов вакуумных дугогасительных камер, обеспечивающие низкий уровень «тока среза»

Р. П. ГОРБАЧ, Г. В. ЛЕВЧЕНКО, О. К. ТЕОДОРОВИЧ
Киев,
Т. С. КУРАКИНА, В. С. ПОТОКИН
Москва

При отключении токов контактами, помещенными в вакуум, дуга возникает и горит в металлических парах контактов. Плотность этих паров зависит от физических свойств материала контактов и величины тока. Чем меньше ток, тем больше вероятность того, что в какой-то момент испарившихся атомов металла не хватит для поддержания дальнейшего горения дуги. В результате дуга форсированно гаснет. Явление самопроизвольного погасания дуги, получившее название «среза тока», наблюдалось при отключении малых токов [1] как постоянных [2] [Л. 1 и 2], так и переменных [Л. 3]. Срез тока чрезвычайно опасен, так как является причиной возникновения перенапряжений в коммутируемой цепи. Так, при отключении 15 *а* вольфрамовыми контактами были зафиксированы перенапряжения, достигавшие шестикратных (рис. 1).

После тщательного излучения электрических цепей, содержащих индуктивность [Л. 4 и 5], было установлено, что ток, при котором дуга обрывается без аварий в коммутируемой цепи, в среднем может быть равен 4—5 *а*.

Чтобы заменить вольфрам, из которого в настоящее время изготавливаются контакты вакуумных дугогасительных камер (ВДК), новый материал должен обеспечивать уже достигнутые параметры и, кроме того, должен иметь ток среза, не превышающий безопасный уровень. Исходя из этих требований, была поставлена задача: на первом этапе разработать материал, который должен поддерживать устойчивое горение дуги при отключении малых токов и мало разрушаться при отключении больших.

Существует несколько методов уменьшения тока среза [Л. 6]. Ниже анализируется один из традиционных способов [Л. 7 и 8] — введение в контакты легколетучих металлов с низкой теплопроводностью. В качестве основы материала была выбрана вольфрамомедная металлокерамическая

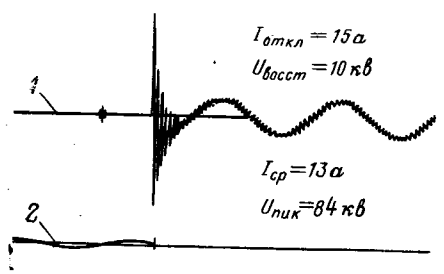


Рис. 1. Осциллограмма отключения индуктивной нагрузки вольфрамовыми контактами.

1 — напряжение на разомкнутых контактах (при действующем значении возвращающегося напряжения 10 *кв* пик восстанавливающегося напряжения равен 84 *кв*); *2* — ток, протекающий через контакты и дугу, горящую между ними (при отключении тока 15 *а* мгновенное значение тока среза оказалось равным 13 *а*).

[1] У вольфрамовых контактов срез тока наблюдается вплоть до 200 *а*.

[2] В дальнейшем будет рассматриваться отключение токов 50 *гц*.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Наименование композиции	Химический состав, %					Плотность, г/см³	Твердость по Виккерсу, кг/мм²	Удельное электрическое сопротивление, ом·мм²/м
	Ni	Cu	Zn	Sb	Co			
W—Ni—Cu—Zn	0,82	12,0	6,7	—	—	15,07	274	0,0692
W—Ni—Cu—Sb	0,79	12,3	—	2,7	—	15,65	264	0,0765
W—Ni—Cu—Sb	0,73	14,1	—	4,3	—	15,1	306	0,0913
W—Ni—Co—Cu—Sb	1,02	9,5	—	5,1	0,45	15,73	282	0,0941

композиция, известная своей механической прочностью и электроэрозионной стойкостью. Для получения тугоплавкого каркаса использовался порошковый сплав «вольфрам — никель» или «вольфрам — никель — кобальт», приготовленный методом химического смешивания и совместного восстановления. Никель и кобальт являются технологической добавкой, улучшающей смачивание зерен вольфрама жидкой медью при пропитке. После прессования заготовки спекались при $T = 1200$ °С в течение двух часов в атмосфере осушенного водорода и пропитывались сплавом меди с легколетучими добавками (цинком или сурьмой). Составы и некоторые характеристики полученных материалов приведены в таблице (в таблице дан химический состав примесей в каждой композиции; остальное — вольфрам).

Полученные образцы, имевшие вид цилиндров диаметром 10 и высотой 30 *мм*, впаивались в медные токовводы экспериментальной ВДК. При отключении токов от 4 до 40 *а* (нагрузка активная, напряжение источника питания 220 *в*) фазочувствительный блок позволял производить размыкание в любой момент полупериода тока. Однако во всех опытах контакты начинали расходиться не позднее, чем через 2 *мсек* после прохождения тока через нуль, так как в [Л. 9] было показано, что в этом диапазоне слаботочная дуга в вакууме обладает наибольшей нестабильностью и, следовательно, существует наибольшая вероятность среза

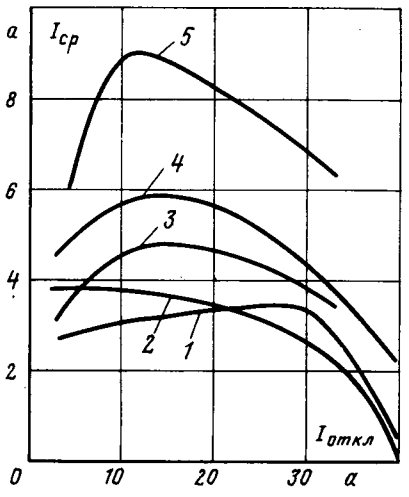


Рис. 2. Зависимость усредненного значения тока среза от величины отключаемого тока для различных материалов.

1 — 5,1% Sb при скорости эрозии $66{,}4 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*; *2* — 4,3% Sb при скорости эрозии $74{,}5 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*; *3* — 2,7% Sb при скорости эрозии $58{,}3 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*; *4* — 6,7% Zn при скорости эрозии $84{,}1 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*; *5* — 100% Cu при скорости эрозии $165{,}2 \cdot 10^{-3}$ *г/сек*. Значения скоростей эрозии контактных материалов для кривых *1—4* заимствованы из [Л. 10], для кривой *5* — из [Л. 11].

тока. Производилось по 50—80 отключений тока одной величины. Процесс отключения регистрировался на магнитном осциллографе типа RFT. По осциллограммам определялись значения тока среза при каждом отключении, которые затем усреднялись. Суммарная погрешность не превышала 20%.

По результатам опытов, представленным на рис. 2, можно сделать следующие выводы: безопасный уровень среза тока обеспечивают все материалы, содержащие сурьму. При этом заметна тенденция к уменьшению тока среза с увеличением содержания сурьмы. У контактов из меди [Л. 9] и материала, содержащего цинк, срез тока превышает принятую норму 5 *а*.

Кроме низкого уровня тока среза контакты вакуумных дугогасительных камер должны обладать достаточной дугостойкостью. Для выбора оптимального материала была определена скорость эрозии по методике [Л. 12], в основе которой лежит взвешивание до и после опытов пластинок-зондов, расположенных вокруг межконтактного промежутка. По разнице весов пластинок определялось количество вещества, ушедшего с контактов и осевшего на пластинах-зондах за время горения дуги. Для удобства сравнения с результатами, полученными в [Л. 11—13], скорость эрозии исследовавшихся материалов определялась при токе 700 *а*.

По результатам проведенных опытов можно сделать вывод, что у исследовавшихся материалов дугостойкость ниже, чем у вольфрама [Л. 11 и 12], но выше, чем у вольфрамоникелевой композиции [Л. 13], которая в случае использования ее в качестве облицовки медного стержня [Л. 14] обеспечивает довольно большой срок службы контактов. Исходя только из этого сопоставления, все исследованные материалы можно применять для изготовления контактов вакуумных дугогасительных камер. Но следует иметь в виду, что материал, содержащий цинк, не обеспечивает безопасного уровня тока среза (см. рис. 2), а дугостойкость материала с сурьмой уменьшается по мере увеличения ее процентного содержания.

Учитывая изложенное, можно рекомендовать, чтобы составы материалов для контактов вакуумных дугогасительных материалов выбирались в зависимости от условий, в которых будут эксплуатироваться вакуумные выключатели. Для цепей, где срез тока на уровне выше 4 *а* создает нежелательные перенапряжения, контакты ВДК должны содержать от 4 до 5% сурьмы. Для тех цепей, у которых возникновение тока среза на уровне 5 *а* не вызывает опасных перенапряжений, можно применять ВДК с контактами из материала, содержащего 2,7% сурьмы. Срок службы вакуумных выключателей с такими контактами повышается.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Попов Н. А., Потокин В. С., Раховский В. И.** Продолжительность горения дуги в вакуумных выключателях.— «Электротехника», 1966, № 7, с. 35—37.

2. **Воздвиженский В. А., Козлов В. Б., Новинский В. Г.** Характеристики тока среза вольфрамовых контактов в вакууме.— В кн.: Электрические контакты. М., «Наука», 1973.

3. **Sorensen R. W., Mendenhall H. E.** Vacuum swith experiments at the California Institute of Technology, Trans. AIEE, 1926, v. 45, p. 1105—1107.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Из опыта работы

УДК 621.316.935.3

Технико-экономическая эффективность применения в сетях 6—35 *кв* дугогасящих катушек с автоматическим регулированием

Канд. техн. наук Ф. А. ЛИХАЧЕВ
ОРГРЭС

Некоторыми энергосистемами, предприятиями и научно-исследовательскими институтами в настоящее время разрабатываются и внедряются в опытную эксплуатацию в сетях 6—35 *кв* измерители расстройки компенсации и устройства, регулирующие индуктивность дугогасящих катушек. Основное направление в этой области — автоматизация с использованием дугогасящих катушек плунжерного типа, т. е. катушек с регулированием индуктивности изменением зазора в сердечнике магнитопровода.

В связи с этим представляется целесообразным сделать сопоставление технико-экономической эффективности различных видов автоматизации компенсации с тем, чтобы избранное направление обеспечивало применение в сетях 6—35 *кв* наилучшего варианта автоматизации.

В процессе расчета должны быть установлены связи:

между эффективностью компенсации и стоимостью годовых ущербов от развития замыканий на землю в междуфазные короткие замыкания;

между снижением ущербов и затратами на автоматизацию;

между коэффициентом надежности сети и показателем эффективности компенсации.

Показателем эффективности компенсации является отношение количества замыканий на землю, не развившихся в короткие замыкания $n_{общ}-n_{к.з}$ к общему количеству замыканий $n_{общ}$, т. е.

$$\Theta_к = 1 - n_{к.з}/n_{общ} \text{ или отношение } \frac{1}{1-\Theta_к} = n_{общ}/n_{к.з},$$

показывающее, из какого числа замыканий на землю в сети может возникнуть одно короткое замыкание, которое должно быть отключено защитой.

Этот показатель характеризует статистическую особенность эффективности компенсации емкостных токов, т. е. число опасных воздействий на изоляцию сети перенапряжений и заземляющих дуг. Он подобен периоду временного ряда $\frac{1}{1-P_{1,n(x)}}$ закона распределения экстремальных значений [Л. 1].

Для сетей с эффективным заземлением нейтрали $\Theta=0$, так как $n_{общ}=n_{к.з}$, а для сетей с изолированными нейтралями $\Theta=0{,}3$, поскольку в среднем 7 из 10 замыканий на землю развиваются в короткие замыкания.

Эффективность компенсации характеризует вероятные ущербы, так как практически каждое короткое замыкание приводит к недоотпуску электроэнергии потребителям, эксплуатационным расходам по определению мест и характера повреждений, подготовке и проведению восстановительного ремонта. Поскольку ток через место повреждения, максимальные значения и скорости восстанавливающихся напряжений, уровни перенапряжений и вероятности возникновения междуфазных коротких замыканий определяются расстройками компенсации, то эффективность компенсации тем выше, чем ближе к резонансу настройки дугогасящих аппаратов в любой момент времени и при любых условиях, т. е. при нормальном состоянии сети, отключениях и включениях линий без замыкания и при замыканиях на землю.

4. **Lee T. H.** The effect of current chopping in circuit breakers on networks and transformers. I — Theoretical considerations, Power App. and Syst., Aug. 1960, v. 79, p. 535.

5. **Greenwood A. N.** The effect of current chopping in circuit breakers on networks and transformers. II — Experimental Techniques and Investigations, pt. III. Power App. and Syst, Aug. 1960, v. 79, p. 545.

6. **Куракина Т. С., Потокин В. С., Раховский В. И.** Исследование путей уменьшения среза тока в вакуумных выключателях. — В кн.: Электрические контакты. М., «Наука», 1973.

7. **Lee T. H., Greenwood A. N., Polinko G.** Design of Vacuum Interrupters to eliminate abnormal overvoltages, Pow. App. and Syst., Oct. 1962, № 62, p. 376—384.

8. Вакуумные выключатели в СССР и за рубежом (обзор патентной и технической литературы). М., Информэлектро, 1973. Авт.: В. Н. Тихонов, Г. С. Белкин, В. Б. Козлов и др.

9. **Куракина Т. С., Потокин В. С., Раховский В. И.** Исследование путей увеличения стабильности вакуумной дуги отключения.— «Электричество», 1968, № 12. с. 70—72.

10. Явления на поверхности контактов, определяющие их эрозию.— В кн.: Электрические контакты. М., «Наука», 1973. Авт.: Г. И. Бобков, Р. П. Горбач, Г. В. Левченко и др.

11. К вопросу о влиянии теплофизических параметров материала на эрозию электродов в сильноточном вакуумном разряде.— ЖТФ, 1968, № 6, т. 38, с. 1074—1078. Авт.: В. В. Канцель, Т. С. Куракина, В. С. Потокин и др.

12. **Раховский В. И.** Исследование эрозии тугоплавких электродов в сильноточном дуговом разряде в вакууме. — ЖТФ, 1964, № 11, т. 34, с. 2072.

13. **Левченко Г. В., Потокин В. С., Раховский В. И.** Эрозия металлокерамической композиции в сильноточном вакуумном разряде. — В кн.: Электротехнические металлокерамические изделия, М., ВНИИЭМ, 1965, 104 с.

14. Торцовый контакт для вакуумного выключателя. А. С. № 210911. Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1968, № 7. Авт. изобрет.: Г. В. Левченко, В. И. Раховский, О. К. Теодорович, В. С. Потокин.

[26.2.1973]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

При разработке и проектировании автоматизации компенсации следует учитывать, что эффективность компенсации практически не снижается, если возникшая вследствие всякого рода переключений в сети расстройка не выходит за пределы ±5%. Например, в сети 35 *кв* с емкостным током замыкания на землю 50 *а*, работающей с перекомпенсацией на 3%, перестройка дугогасящих аппаратов может не производиться, если изменение расстройки произойдет не более чем на 2%. Такое изменение может возникнуть при отключении от сети линии с емкостным током $\Delta I_c = \Delta v I_c = 0{,}02 \cdot 50 = 1$ *а*, т. е. ВЛ длиной около 10 *км*.

В кабельной сети 6 *кв* с емкостным током 100 *а* безопасным является, например, отключение двухкилометрового кабеля СБС-3×95, увеличивающее перекомпенсацию на 2%, а ток замыкания на землю — на 2 *а*.

Разработка дугогасящей катушки с автоматическим изменением индуктивности должна быть проведена с учетом следующих причин, по которым в эксплуатации могут появляться расстройки компенсации.

1. Преднамеренные отключения и включения линий без замыканий на землю. Расстройки по этой причине составляют примерно 50% от общего числа коммутаций в сетях. При этом изменения настроек, как правило, заранее известны, так как оперативные действия производятся по заранее составленным заявкам для выведения линий в ремонт, для профилактики и осмотра, а также для перераспределения нагрузок с целью снижения потерь в сети. Для таких оперативных действий быстрота перестройки компенсации не требуется. Совпадения расстроек по этим причинам с замыканиями на землю не вероятны, так как перечисленные оперативные действия с линиями при замыканиях на землю в сети не производятся. Совпадения замыканий с расстройками от преднамеренных оперативных действий маловероятны, так как в течение года время расстроенной компенсации весьма мало.

2. Поисковые оперативные действия при замыкании на землю в сети. Расстройки по этой причине составляют около 30% от общего числа коммутаций. Эти оперативные действия производятся для определения присоединения с замыканием на землю и выделения его на отдельное питание, а также для подготовки присоединения с повреждением к отключению от сети. При этом число разделений и объединений участков сети, включений и отключений линий, а следовательно, и количество расстроек компенсации зависит от оснащенности сети селективной сигнализацией замыкания на землю, ответственности поврежденного присоединения (генератор, сборные шины, электродвигатель, линия), наличия резервирования питания потребителей, их графика нагрузки.

3. Автоматическое отключение или включение от действия релейной защиты или автоматики участка сети или присоединения, когда замыкание на землю развилось в двухфазное короткое замыкание через землю. При этом места замыканий на землю либо разделяются, оказываясь в электрически не связанных частях сети, либо одно из них отключается от сети вместе с присоединением, на котором оно возникло. Расстройки по этой причине составляют около 20% от общего числа коммутаций в сети. Аварийные отключения линий электропередачи и тем более отключения подстанций, как правило, приводят либо к полному обесточению потребителей, либо к ограничениям потребления электроэнергии. Именно эти нарушения оформляются актами аварий, в которых указываются причины возникновения замыкания на землю, последовательность развития его в междуфазное короткое замыкание, разрушения электрооборудования и изоляции, а также ущербы в виде недоотпуска электроэнергии.

Поскольку преднамеренные оперативные действия не производятся при замыканиях на землю, а возникающие при них расстройки кратковременны, то совпадения расстроек с замыканием и замыкания на землю с преднамеренным оперативным действием следует считать невероятными. Таким образом, опасными расстройками компенсации являются только расстройки, возникающие по причинам, указанным в п. 2 и 3, так как при их возникновении увеличивается ток через место повреждения и увеличиваются перенапряжения, воздействующие на всю сеть.

Выполненное по годовым анализам аварий обобщение опыта эксплуатации показывает, что среднее значение показателя эффективности компенсации емкостных токов в сетях 6—35 *кв* не превышает 0,6, т. е. 60% замыканий на землю не развивается в короткие замыкания. Исключения составляют некоторые немногочисленные сети с показателями эффективности компенсации, равными 0,8—0,9, в которых отключения или включения преобладающего большинства линий электропередачи не приводят к расстройкам компенсации более чем на 5% и изменению токов замыкания на землю не более чем на 5 *а*. Кроме того, в этих сетях строго выполняются перестройки при преднамеренных отключениях и включениях линий с использованием надежно работающих измерителей расстройки, моделей сетей или таблиц, составленных по результатам измерений.

Поисковые операции при замыканиях на землю проводятся в установленном порядке с использованием селективной сигнализации. Эксплуатация изоляции в таких сетях выполняется в строгом соответствии с требованиями инструкций и Правил технической эксплуатации (ПТЭ) [Л. 2].

Расчет технико-экономической эффективности компенсации емкостного тока замыкания на землю и ее автоматизации. Исходными данными для расчета технико-экономической эффективности являются средние значения недоотпуска электроэнергии на одну сеть в год и затраты на автоматизацию. Обобщение анализов нарушений за последние 10 лет в большом количестве сетей 6—35 *кв* с компенсацией емкостных токов показывает, что в каждой из них ежегодный недоотпуск электроэнергии составляет около 1 000 *квт·ч* вследствие развития замыканий на землю в короткие замыкания от воздействия заземляющей дуги (35%) и от перенапряжений (65%).

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

В зависимости от показателя эффективности компенсации $Э_к$ число коротких замыканий

$$n_{к.з} = (1 - Э_к) n_{общ}.$$

Эффективность компенсации характеризуется вероятностью возникновения одного короткого замыкания из $1/(1-Э_к)$ замыканий на землю. Ущербы в виде вероятного недоотпуска электроэнергии прямо пропорциональны числу коротких замыканий [для $1/(1-Э_к)$, равного 2,5; 3,3; 5; 10, значение недоотпуска электроэнергии в год на одну сеть $W_к$ составляет соответственно 1 000, 750, 500, 250 *квт · ч*].

Показатель эффективности эксплуатации сети с изолированной нейтралью относительно такой же сети с эффективным заземлением нейтрали равен примерно 30%. Недоотпуск электроэнергии в год на одну сеть с изолированной нейтралью составляет примерно 1 750 *квт · ч*.

Пользуясь этими данными, можно оценить экономическую целесообразность автоматизации, выполненной в различных объемах.

За исходный показатель эффективности компенсации можно считать показатель, равный 0,6, который достигается при неизменяющихся настройках дугогасящих катушек в основном типа ЗРОМ.

По эффективности и затратам на внедрение автоматизацию можно разделить на три вида.

1. Автоматическое измерение степени расстройки компенсации и ручное регулирование индуктивности дугогасящими катушками со штурвальным приводом переключателя ответвлений. Подстройка дугогасящих катушек к резонансу осуществляется эксплуатационным персоналом после преднамеренных отключений и включений линий тогда, когда в сети нет замыкания на землю. За счет исключения ошибок при оценке степени расстройки и более удобного переключения ответвлений оперативным персоналом показатель эффективности компенсации будет равен примерно 0,7.

2. Автоматическое измерение степени расстройки и автоматическое регулирование индуктивности дугогасящими катушками плунжерного типа после преднамеренных отключений и включений линий без замыкания на землю в сети. По сравнению с предыдущим при этом виде автоматизации показатель эффективности компенсации увеличивается до 0,8 за счет более точной настройки дугогасящих катушек к резонансу. При этом исключается затрата времени оперативным персоналом на перестройку. Такой же показатель эффективности достигается применением автоматического измерения расстройки компенсации и дистанционно управляемых дугогасящих катушек.

Эффективность компенсации по пп. 1 и 2 достигается за счет быстроты подготовки первоначальной настройки, близкой к резонансной, на случай замыкания на землю в сети.

3. Быстродействующее автоматическое измерение степени расстройки компенсации и регулирование индуктивности дугогасящих катушек быстродействующим устройством в момент любого изменения емкостного тока сети без замыкания и при замыкании на землю в сети. Этот качественно новый вид автоматизации может обеспечить предельно возможную эффективность компенсации емкостных токов замыкания на землю с показателем 0,9.

Усредненные затраты на устройство нерегулируемой части компенсации в сетях 6—35 *кв*

Дугогасящая катушка типа ЗРОМ	Стоимость, *руб*		
	дугогасящей катушки	оборудования присоединения	полная $З_1$
350 6 и 300/10	750	1 000	1 750
550 35	1 250	500	1 750

Расчет технико-экономической эффективности компенсации емкостных токов замыкания на землю и автоматизации компенсации производится по срокам окупаемости капиталовложений при принятой норме рентабельности. В основу расчета положено снижение стоимости ущербов при различных показателях эффективности $Э_к$, стоимость затрат на устройство компенсации (см. таблицу) и затраты на автоматизацию.

Для сетей с компенсацией емкостных токов оценка снижения ущербов сделана по снижению аварийных недоотпусков электроэнергии в сравнении с недоотпуском электроэнергии в той же сети, если бы она работала с изолированной нейтралью, т. е.

$$\Delta W = W_и - W_к = 1750 - W_к.$$

Для предприятия электросетей среднее значение стоимости одного киловатт-часа электроэнергии, недоотпущенной потребителям, принята равной одному рублю. Этой стоимостью учтены все издержки по ремонтно-восстановительным работам, штрафы за ущербы, нанесенные потребителям от перерыва в питании, стоимость недоотпущенной электроэнергии, а также ущербы вследствие снижения качества электроэнергии, увеличения потерь в сети и ограничений потребления электроэнергии.

Поэтому, принимая за исходную величину ущерб при изолированной нейтрали сети 1 750 *руб.*, снижение ущерба $\Delta У$ при внедрении компенсации и ее автоматизации будет составлять 750, 1 000, 1 250 и 1 500 *руб.* в год на каждую сеть соответственно при показателях эффективности компенсации 0,6; 0,7; 0,8 и 0,9.

Устройства компенсации емкостных токов замыкания на землю сети, как правило, должны состоять из нерегулируемых и регулируемых дугогасящих катушек.

В качестве первых могут применяться дугогасящие катушки с ручным регулированием индуктивности, в качестве вторых — дугогасящие катушки плунжерного типа, с подмагничиванием или быстродействующим изменением индуктивности под током.

Для сопоставления эффективности затрат на автоматизацию компенсации условно принимаются следующие стоимости ее элементов:

$З_2 = 2\,500$ *руб.* — измеритель расстройки компенсации;

$З_3 = 1\,000$ *руб.* — орган, передающий команду на перестройку от измерителя к устройству регулирования индуктивности;

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

$З_4 = 1\,500$ *руб.* — устройство, регулирующее индуктивность (если дугогасящая катушка имеет дистанционно управляемый привод переключателя, то $З_3$ не учитывается, а $З_4$ в 3 раза меньше);

$k_1 = 0{,}07$ — среднее значение нормы рентабельности для эксплуатируемых сетей;

k_2 — коэффициент амортизационных отчислений т. е. величина, обратная сроку окупаемости затрат;

$З_5 = 250$ *руб.* — стоимость наладки компенсации в год (в соответствии с требованиями ПТЭ наладка компенсации должна производиться один раз в 5 лет); по прейскуранту ОРГРЭС стоимость этих работ 1 250 *руб.* [Л. 3];

$З_6 = 100$ *руб.* — стоимость выбора настроек в течение года оценивается по стоимости пяти дней работы инженера.

$З_5 + З_6$ — учитывается только для сетей без автоматизации, когда $Э_к = 0{,}6$, так как при автоматизации необходимость проведения наладки компенсации в сети и выбор настроек исключаются.

Срок окупаемости T в общем виде оценивается по выражению эффективности затрат на автоматизацию $k_1 \Sigma З_n$ с учетом ежегодного снижения ущерба $\Delta У$ и ежегодных при автоматизации издержек в виде амортизационных отчислений $\frac{1}{T}\Sigma З_n$ и дополнительных затрат, т. е.

$$k_1 \sum З_n = \Delta Y - \frac{1}{T}\sum З_n - З_{доп} =$$
$$= \Delta Y - \frac{1}{T}(З_1 + З_2 + З_3 + З_4) - З_5 - З_6,$$

откуда

$$T = \frac{\sum_1^4 З_n}{\Delta Y - (З_5 + З_6) - k_1 \sum_1^4 З_n}.$$

Для сети с компенсацией, но без автоматизации, когда $Э_к = 0{,}6$, затрат $З_2$, $З_3$ и $З_4$ нет. Для сети с автоматизацией нет составляющих $З_5$ и $З_6$.

В зависимости от показателя эффективности $Э_к$ сроки окупаемости затрат на компенсацию и ее автоматизацию изменяются:

для $Э_к = 0{,}6$ и $\Delta У_1 = 750$ *руб.*

$$T_1 = \frac{З_1}{\Delta У_1 - (З_5 + З_6) - k_1 З_1} = 6{,}3 \text{ года};$$

для $Э_к = 0{,}7$ и $\Delta У_2 = 1\,000$ *руб.*

$$T_2 = \frac{З_1 + З_2}{\Delta У_2 - k_1 (З_1 + З_2)} = 6{,}5 \text{ года};$$

для $Э_к = 0{,}8$ и $\Delta У_3 = 1\,250$ *руб.*

$$T_3 = \frac{\sum_1^4 З_n}{\Delta У_3 - k_1 \sum_1^4 З_n} = 8{,}7 \text{ года};$$

для $Э_к = 0{,}9$ и $\Delta У_4 = 1\,500$ *руб.*

$$T_4 = \frac{\sum_1^4 З_n}{\Delta У_4 - k_1 \sum_1^4 З_n} = 6{,}55 \text{ года}.$$

Поскольку нормативный срок окупаемости капиталовложений около 6 лет, то экономически целесообразными являются все варианты, кроме варианта с $Э_к = 0{,}8$, т. е. при автоматизации с плунжерными катушками.

При нормативном сроке окупаемости 6 лет компенсация емкостных токов и перечисленные виды автоматизации могут обеспечить соответственно эффективность капиталовложений $k_1 \Sigma З_n = 108$, 292, 125 и 375 *руб.* в год на одну сеть.

Автоматизация с плунжерными катушками практически не увеличивает рентабельности сети с компенсацией емкостного тока, так как прибыль возрастает всего лишь на 17 *руб.* Напротив, при быстродействующей автоматической настройке под током, кроме прибыли 375 *руб.*, имеется возможность снижения капиталовложений на резервирование питания потребителей, либо сокращения эксплуатационных расходов. В этом случае ежегодная эффективность затрат на автоматизацию компенсации $k_1 \Sigma З_n = \Delta У - \frac{1}{T}\Sigma З_n$ может быть значительно увеличена за счет чистой прибыли $\Delta С$ от снижения стоимости резервирования питания (основных фондов), а также за счет снижения ежегодных эксплуатационных расходов (оборотных средств) сетевого предприятия. Срок окупаемости будет соответственно уменьшен.

В конкретной сети необходимость и объем автоматизации должны устанавливаться, учитывая следующие технико-экономические показатели.

1. Количество аварийных отключений в год $n_{к.з}$, которое допустимо в конкретной сети с учетом ответственности нагрузок, наличия резервного питания, системы обслуживания и ремонтов.

2. Вероятность p_1 развития замыканий на землю $n_{общ}$ в короткие замыкания $n_{к.з}$ при совпадениях, возникающих в сети замыканий на землю с существующими запредельными расстройками и возникающих вследствие коммутации запредельных расстроек с существующими в сети замыканиями на землю.

3. Вероятность p_2 совпадения возникающих в сети замыканий на землю с существующими запредельными расстройками и возникающих из-за коммутации запредельных расстроек с существующими в сети замыканиями на землю. Запредельными являются расстройки, превышающие предельно допустимые, т. е. $\pm 5\%$.

Смысл автоматизации компенсации заключается в том, чтобы, уменьшая время запредельных расстроек, уменьшить вероятность совпадения p_2 и, следовательно, p_1. В результате сокращаются ущербы от развития замыканий на землю в короткие замыкания. Поэтому исходным положением при оценке целесообразности той или иной автоматизации компенсации может быть принята годовая стоимость

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

ущербов по бухгалтерскому учету и сопоставление ее с затратами на автоматизацию.

Произведение числа замыканий на землю на ущерб, выраженный в рублях, при одном из коротких замыканий есть величина постоянная, т. е. $У_n/(1-Э_{кп})$.

В конкретной сети оценивается среднее значение ежегодного ущерба $У_1$ при существующей в ней эффективности компенсации емкостных токов с показателем $Э'_к$.

Внедрение автоматизации компенсации повышает показатель эффективности этой сети до $Э''_к > Э'_к$. При этом ежегодные ущербы уменьшаются от $У_1$ до значения

$$У_2 = У_1 \frac{1-Э''_к}{1-Э'_к}.$$

Разность $\Delta У = У_1 - У_2 = У_1 \frac{Э''_к - Э'_к}{1-Э'_к}$ характеризует экономическую эффективность автоматизации компенсации.

Принимая за основу нормативный срок окупаемости затрат на автоматизацию 6 лет и норму рентабельности $k_1 = 0{,}07$, из выражения

$$T = \frac{\sum_1^n З_n}{\Delta У - k_1 \sum_1^n З_n}$$

получим, что суммарные затраты

$$\sum_1^n З_n = 4{,}25 \Delta У = 4{,}25 У_1 \frac{Э''_к - Э'_к}{1-Э'_к}$$

Таким образом, компенсация и ее любая автоматизация будет экономически выгодна только тогда, когда при установленной норме рентабельности суммарные затраты окупаются снижением ущербов в течение нормативного периода времени.

Например, если при $Э_к = 0{,}6$ по бухгалтерскому учету $Y_1 = 2000$ *руб.*, то при $Э_к = 0{,}8$ $\sum_1^n З_n = 4250$ *руб.*, а при $Э_к = 0{,}9$ $\sum_1^n З_n = 6380$ *руб.*, т. е. автоматизация с $Э_к = 0{,}8$ будет экономически целесообразна только тогда, если суммарные затраты на ее внедрение будут не выше 4250 *руб.*, а при $Э_к = 0{,}9$ эти затраты могут быть в 1,5 раза больше.

При расчетах не учтена возможность сокращения капиталовложений на резервирование питания потребителей различных категорий ответственности или сокращения эксплуатационных расходов на сеть. Оценка этих возможностей может быть сделана сопоставлением показателей эффективности компенсации $Э_к$ с коэффициентом надежности сети $К_п$, который определяется как отношение суммы произведений коэффициентов технического использования линий на их нагрузки к суммарной нагрузке сети, т. е.

$$К_н = \frac{\sum_1^n k_{тп} P'_n}{\sum_1^n P'_n}.$$

В этом выражении коэффициенты технического использования линий представляют собой отношение времени работы питающей линии без аварийных отключений (в часах) за год к числу часов в году (8760 *ч*):

$$k_{тп} = 1 - \frac{n_{к.зп} t_{срп}}{T_г},$$

где $t_{ср\,п} = \frac{\sum_1^n t_{от\,п}}{n_{к.зп}}$ — среднее время обесточенного состояния потребителей, питаемых n-й линией за год. Подставляя значение $k_т$, имеем

$$К_н = \frac{\sum_1^n \left(1 - \frac{n_{к.з\,n} t_{ср\,n}}{T_г}\right) P'_n}{\sum_1^n P'_n} = 1 - \frac{\sum_1^n n_{к.з\,n} t_{ср\,n} P'_n}{T_г \sum_1^n P'_n},$$

где $n_{к.зп}$, $t_{срп}$, P'_n — число коротких замыканий, среднее время обесточения и нагрузка n-й линии соответственно.

При расчете влияния эффективности компенсации на надежность работы сети учитываются только линии, питающие потребители II и III категорий ответственности, так как надежность потребителей I категории обеспечивается в основном за счет резервного питания и его автоматического ввода в работу (АВР).

Мощность потребителей, для которых недопустимы перерывы электроснабжения (I категории), обычно не превышает 15% общей мощности потребителей сети. Приблизительно одинаковые мощности имеют потребители, для которых допустимы перерывы электроснабжения на время, необходимое для включения резервного питания действиями персонала или выездной оперативной бригады (II категории), и потребители, для которых допустимы перерывы на время, необходимое для ремонта или замены поврежденного элемента (III категории).

В качестве исходных данных для расчета надежности работы по коэффициенту $К_н$ могут быть приняты среднее время обесточения и усредненные нагрузки линий, питающих потребители II и III категорий ответственности.

Выражение $К_н$ может быть представлено двумя суммами соответственно для потребителей II и III категорий:

$$К_н = 1 - \frac{1}{T_г \sum_1^n P'_n} (n'_{к.з\,II} t'_{срII} P'_{II} + n''_{к.зII} t''_{срII} P''_{II} + \ldots) + (n'_{к.зIII} t'_{срIII} P'_{III} + n''_{к.зIII} t''_{срIII} P''_{III} + \ldots),$$

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

которое упрощается, если принять для линий, питающих потребители II и III категорий, соответственно одинаковые средние значения времени обесточения $t_{срII}$ и $t_{срIII}$ и мощности потребителей единичных линий P'_{II} и P'_{III}, т. е.

$$K_н = 1 - \frac{1}{T_г \sum_1^n P'_n}[t_{срII}P'_{II}(n'_{к.зII} + n''_{к.зII} + \ldots) + t_{срIII}P'_{III}(n'_{к.зIII} + n''_{к.зIII} + \ldots)].$$

После суммирования числа коротких замыканий на всех линиях

$$K_н = 1 - \frac{1}{T_г \sum_1^n P'_n}(t_{срII}P'_{II}n_{к.зII} + t_{срIII}P'_{III}n_{к.зIII}).$$

Усредненно можно принять, что при одинаковых суммарных мощностях потребителей II и III категорий ответственности произведения единичных нагрузок на число линий для II и III категорий одинаковы, т. е.

$$P'_{II}m_{II} = P'_{III}m_{III}.$$

Поскольку общее число линий сети $m = m_{II} + m_{III}$, то

$$m_{II} = \frac{P'_{III}}{P'_{II} + P'_{III}}m; \quad m_{III} = \frac{P'_{II}}{P'_{II} + P'_{III}}m.$$

Так как число коротких замыканий на линиях пропорционально числу линий, то

$$P'_{II}n_{к.зII} = P'_{III}n_{к.зIII}; \quad n_{к.зII} = \frac{P'_{III}}{P'_{II} + P'_{III}}n_{к.з};$$

$$n_{к.зIII} = \frac{P'_{II}}{P'_{II} + P'_{III}}n_{к.з},$$

где общее число коротких замыканий в сети $n_{к.з} = n_{к.зII} + n_{к.зIII}$.

Суммарная нагрузка сети

$$\sum_1^n P'_n = m_{II}P'_{II} + m_{III}P'_{III} = \frac{P'_{III}}{P'_{II} + P'_{III}}mP'_{II} + \frac{P'_{II}}{P'_{II} + P'_{III}}mP'_{III} = 2m\frac{P'_{II}P'_{III}}{P'_{II} + P'_{III}}.$$

Подставим эти значения в выражение коэффициента надежности сети:

$$K_н = 1 - \frac{n_{к.з}}{T_г m}\frac{(t_{срII} + t_{срIII})}{2}.$$

Учитывая, что $n_{к.з} = n_{общ}(1 - Э_к)$ и

$$\frac{t_{срII} + t_{срIII}}{2} = t_{ср},$$

$$K_н = 1 - \frac{n_{общ}t_{ср}}{T_г m}(1 - Э_к),$$

т. е. коэффициент надежности сети представляет собой усредненный коэффициент технического использования условной линии, на которой произошло $n_{общ}/m$ замыканий на землю или $n_{общ}/m(1 - Э_к)$ коротких замыканий.

Например, если в сети 35 *кв* с пятью питающими ВЛ, работающей при $Э_к = 0{,}6$ ежегодно возникает около 20 замыканий на землю (в основном от грозовых перенапряжений) и $t_{ср} = 25$ *ч* за год, то

$$K_н = 1 - \frac{20 \cdot 25 \cdot 0{,}4}{8\,760 \cdot 5} = 0{,}9954.$$

Эта же сеть при том же уровне эксплуатации, но при $Э_к = 0{,}9$ имеет коэффициент надежности $K_н = 0{,}99886$, который достигается весьма малыми средствами $\sum_1^n З_n$ по сравнению со стоимостью основных фондов сетевого предприятия.

С целью повышения нормы рентабельности k_1 может оказаться экономически целесообразным несколько ограничить капиталовложения на устройства резервного питания потребителей, принимая при этом значение $n_{общ}t_{ср}$, например, увеличенное в 2 раза.

В действующих сетях при $Э_к = 0{,}9$ экономически целесообразное понижение надежности может быть достигнуто уменьшением издержек на профилактические испытания оборудования и изоляции, на сокращение числа бригад, проводящих ремонтные работы и т. п.

Выводы. 1. Применение в сетях 6—35 *кв* дугогасящих катушек с автоматическим быстродействующим регулированием индуктивности под током, обеспечивающих эффективность компенсации с показателем 0,9, является наиболее выгодным, так как при этом срок окупаемости капиталовложений близок к наименьшему нормативному сроку. При этом создается возможность сокращения капиталовложений на резервирование питания потребителей и издержек на эксплуатацию сетей.

2. Применение автоматически настраиваемых плунжерных дугогасящих катушек, при которых эффективность компенсации оценивается показателем $Э_к = 0{,}8$, экономически не выгодно, так как срок окупаемости капиталовложений значительно превышает нормативный.

3. Эффективность компенсации с показателем 0,8 может быть достигнута использованием дугогасящих катушек, у которых моторные приводы мелкоступенчатых переключателей имеют дистанционное управление со щита управления. Срок окупаемости таких катушек в сочетании с автоматическим измерением степени расстройки около 5 лет. Это более целесообразно, чем автоматизация при плунжерных катушках.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Лихачев Ф. А.** Замыкания на землю в сетях с изолированной нейтралью и с компенсацией емкостных токов. М., «Энергия», 1971.

2. Правила технической эксплуатации электрических станций и сетей. М., «Энергия», 1968.

3. Прейскурант на пусконаладочные, экспериментальные и другие работы ОРГРЭС по оказанию технической помощи электростанциям и сетям. М., БТИ ОРГРЭС, 1968.

[16.1.1973]

◇ ◇ ◇

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.317.333.8:621.315.62

О выборе уровней изоляции в загрязненных районах

Канд. техн. наук Р. Т. ЛЕВШУНОВ

Новосибирск

Выбор уровней изоляции в загрязненных районах в настоящее время производится по рабочим и разрядным напряжениям изоляторов в нормальном эксплуатационном режиме. При этом с учетом необходимых капитальных затрат на изоляцию и ущерба от аварийности используются статистические методы определения выдерживаемых напряжений изоляторов, их количества в гирляндах, опасности перекрытия и пр. [Л. 1 и 2].

Неучет разрядных напряжений изоляторов при внутренних перенапряжениях и недостаточная разработанность статистического метода выбора уровней изоляции ограничивают широкое его использование для районов с усиленным загрязнением.

Поэтому практическое применение все еще имеет эмпирический способ выбора уровней изоляции, основанный на длительном опыте эксплуатации высоковольтных изоляторов в различных районах загрязнения. Он устанавливает количество изоляторов в гирляндах исходя из требуемой длины пути утечки по изоляторам [Л. 3]. Эффективность применения этого способа выбора уровней изоляции основана на правильной оценке необходимой длины пути утечки для конкретного района загрязнения. Однако это не всегда удается сделать.

Ниже показано, что определяющим при выборе уровней изоляции в загрязненных районах являются внутренние (коммутационные) перенапряжения и разрядные напряжения изоляторов при этих воздействиях.

Методика испытаний. Существующие методы испытаний могут быть разделены на два основных вида. Первый вид испытаний воспроизводит нормальный эксплуатационный режим, при котором на сухие загрязненные изоляторы вначале подается испытательное напряжение и затем они увлажняются (ГОСТ 10390-71). К этому виду испытаний относятся также метод «соленого тумана» [Л. 4] и метод многократного запыления и увлажнения [Л. 5].

Второй вид испытаний воспроизводит режим коммутационных воздействий напряжения на предварительно увлажненные изоляторы. К нему относятся методы ударного приложения испытательного напряжения к загрязненным изоляторам по ГОСТ 10390-71 и по VDE 0448/1.63 [Л. 6].

Метод повышения напряжения до разряда, используемый в ряде стран, может быть отнесен как к первому, так и ко второму виду испытаний в зависимости от скорости подъема напряжения.

Недостатком ударных методов испытаний является большая длительность воздействия напряжения по сравнению с коммутационным. Кроме того, приложение испытательного напряжения производится без предварительного воздействия рабочего напряжения, образующего сухие зоны. Наличие сухих зон приводит к снижению напряжения перекрытия [Л. 7].

Учитывая вышесказанное, исследование разрядных напряжений загрязненных изоляторов производилось при двух эксплуатационных режимах: нормальном и коммутационном, лишенном этих недостатков.

Образцами для исследований служили стандартные подвесные изоляторы типа ПМ-4,5 и грязестойкие типа ПР-3,5 и НС-2. Все изоляторы обезжиривались синтетическим моющим средством и хорошо промывались водопроводной водой. Затем они загрязнялись равномерно, окунанием в каолиновую суспензию с различным содержанием поваренной соли. Количество сухого загрязнения составляло около 3 *мг/см²*. Изоляторы испытавались с общим сопротивлением от 2 до 130 *ком* при увлажнении их до насыщения.

Вначале испытывались партии изоляторов с высоким сопротивлением (малым содержанием поваренной соли), затем изоляторы очищались и вновь загрязнялись на более низкое сопротивление.

Партии изоляторов комплектовались с одинаковым сопротивлением загрязнения в пределах ±10% при общем сопротивлении загрязнения больше 10 ком и ±15% — при меньших сопротивлениях. Измерение сопротивления загрязненных изоляторов производилось мегомметром на 1 000 *в* типа М 1101.

Испытательное напряжение подавалось от силовых трансформаторов на 6, 10 и 35 *кв*, питаемых от автотрансформатора типа АТМКТ 250/0.5. Токи короткого замыкания на стороне высокого напряжения составляли 13—44 *а*. Измерение высоких напряжений производилось с помощью трансформатора напряжения типа НОМ-35.

Все изоляторы испытывались при установке их в виде поддерживающих гирлянд в камере размером 3×3×3 *м³* при температуре 16—22 °С и давлении 754—762 *мм рт. ст.*

Испытание изоляторов в нормальном эксплуатационном режиме производилось по ГОСТ 10390-71 при длительном воздействии напряжения и увлажнения. Увлажнение изоляторов производилось с трех сторон тремя форсунками, расположенными на расстоянии около одного метра. Распыление воды производилось воздухом от компрессора при давлении 1,8 *атм*. Интенсивность увлажнения изоляторов составляла 1—3 *мм/ч*. Чтобы исключить вымывание солей из слоя загрязнения в процессе увлажнения, распыляемая вода имела одинаковую соленость с загрязнением.

Дополнительно в камере создавался пар от кипятильника. При этом следили, чтобы температура в камере не превышала вышеуказанной. Длительность испытаний составляла 90 *мин*, если раньше не наступало перекрытие изолятора.

Одновременно испытывались три одинаково загрязненных изолятора. При перекрытии одного, он отключался, при этом остальные продолжали испытываться. Всего испытывалось не менее 12 изоляторов каждого типа при данном сопротивлении загрязнения. Каждый изолятор испытывался один раз, после чего он очищался и вновь загрязнялся.

За разрядное напряжение принималось 50%-ное напряжение перекрытия, полученное по методу «вверх — вниз» из 24 — 36 испытаний, при стандарте распределения, равном 6—8%.

Испытание изоляторов при кратковременном воздействии испытательного напряжения, соответствующего коммутационным перенапряжениям, производилось при частоте 50 *гц* длительностью 1,5 периода [Л. 8]. Испытательное коммутационное напряжение подавалось на увлажненные изоляторы, имеющие наибольшие сухие зоны.

Источником испытательных коммутационных напряжений служили те же силовые трансформаторы, которые использовались при длительных испытаниях. Величина напряжения устанавливалась с помощью измерительного трансформатора типа НОМ-35 без испытуемого объекта. Коммутационные напряжения получали с помощью специального включателя на стороне высокого напряжения. Величина и длительность коммутационного напряжения контролировалась катодным осциллографом с запоминанием типа С-1-29. Второй такой осциллограф служил индикатором перекрытий изоляторов.

Наибольшие сухие зоны на изоляторах образовывались после приложения напряжения промышленной частоты, которое медленно повышалось до перекрытия и отключалось. Затем, через 5—10 *сек*, подавалось испытательное коммутационное напряжение с интервалом 3—5 *сек*. Ступенчатым повышением коммутационного напряжения добивались получения перекрытия с вероятностью больше 90%. Затем, снижением

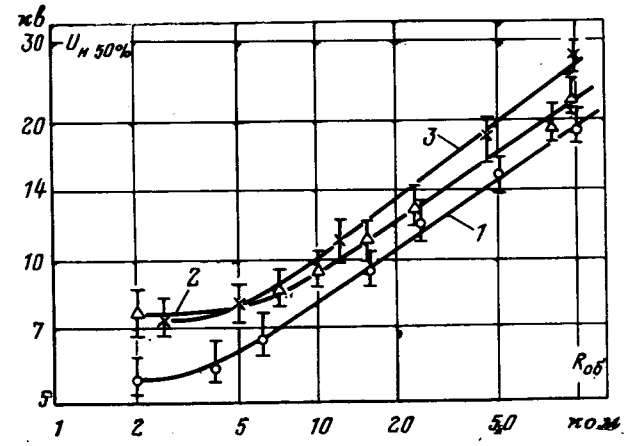


Рис. 1. Кривые разрядных напряжений изоляторов в зависимости от общего сопротивления загрязнения при испытании в нормальном эксплуатационном режиме.

1 — изоляторы типа ПМ-4,5; *2* — изоляторы ПР-3,5; *3* — изоляторы НС-2.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

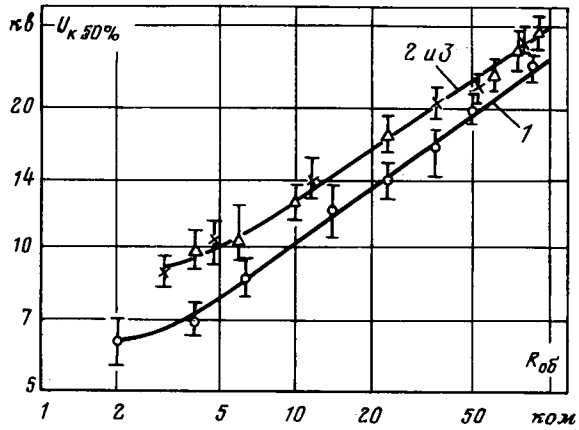


Рис. 2. Кривые разрядных напряжений изоляторов в зависимости от общего сопротивления загрязнения при испытании в коммутационном режиме.

Обозначения те же, что и на рис. 1.

напряжения, добивались перекрытий с вероятностью меньше 5%. При этом изоляторы или дополнительно увлажнялись или подсушивались приложением напряжения промышленной частоты.

Всего испытывалось шесть изоляторов при данном сопротивлении загрязнения.

Определение 50%-ных напряжений перекрытия изоляторов производилось на вероятностной бумаге, поскольку был установлен нормальный закон распределения разрядных напряжений изоляторов при стандарте распределения, равном 5—7%.

Результаты исследований. На рис. 1 приведены зависимости разрядных напряжений изоляторов типа ПМ-4,5, ПР-3,5 и НС-2 от общего сопротивления загрязнения при длительном воздействии испытательного напряжения и увлажнения, соответствующие нормальному эксплуатиционному режиму.

На рис. 2 показаны зависимости разрядных напряжений этих изоляторов от общего сопротивления загрязнения, полученные при комбинированном воздействии напряжения промышленной частоты и коммутационных перенапряжений. На рис. 1 и 2 приведены также границы полученных напряжений перекрытия.

Из рис. 1 и 2 видно, что разрядные напряжения изоляторов имеют идентичные зависимости с той лишь разницей, что при кратковременном (коммутационном) воздействии напряжения они несколько выше по сравнению с длительным его приложением. Напряжения перекрытия у изоляторов типа НС-2 выше, чем у изоляторов типа ПР-3,5 при длительном воздействии напряжения, тогда как при кратковременном приложении их разрядные напряжения практически одинаковы.

Коэффициенты импульса загрязненных изоляторов типа ПМ-4,5, ПР-3,5 и НС-2 по отношению к нормальному эксплуатационному режиму

Сопротивление изоляторов, ком	$U_{к\,50\%}/U_{н\,50\%}$		
	ПМ-4,5	ПР-3,5	НС-2
5	1,24	1,25	1,25
10	1,31	1,34	1,25
20	1,28	1,33	1,18
50	1,33	1,34	1,15
100	1,34	1,36	1,15

Коэффициенты импульса, характеризующие повышение разрядных напряжений изоляторов при коммутационных напряжениях по отношению к длительному воздействию напряжения, приведены в таблице. Видно, что они не зависят от сопротивления загрязнения изоляторов и равны 1,15—1,36. Поскольку в настоящее время кратность внутренних перенапряжений превышает полученные коэффициенты импульса, то определяющими необходимо считать не рабочие напряжения, а коммутационные перенапряжения.

Таким образом, при выборе уровней изоляции в загрязненных районах необходимо исходить из внутренних перенапряжений, используя грязеразрядные напряжения изоляторов при комбинированном воздействии напряжения промышленной частоты и коммутационных перенапряжений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Артемьев Д. Е.** и др. Координация изоляции линий электропередачи. М.— Л., «Энергия», 1966.

2. **Александров Г. Н.** и др. Электрическая прочность наружной высоковольтной изоляции. М.—Л., «Энергия», 1969.

3. Руководящие указания по проектированию и эксплуатации распределительных устройств переменного тока 3—500 *кв* в районах с загрязненной атмосферой.— «Электрические станции», 1966, № 7, с. 91—96; № 8, с. 92—94.

4. **Lamberth P. J.** and oth. The salt fog artificial pollution test. CIGRE, 1968, Rep. 25—08.

5. **Gion M. L.** Methode d'essai pour l'etude comparative du comportement de divers types d'isolateurs soumis a la pollution atmospherique. — Bull. societe fran. des electriciens, 1958, t. 8, № 29.

6. VDE 0448/I.63. Vorläufige Richtlinien für die Untersuchung von Freiluft — Isolatoren für Anlagen mit Wechselspannungen über 1 kV unter Fremdschichteinfluss.

7. **Левшунов Р. Т., Вишняков Р. Д., Новиков А. А.** Грязеразрядные характеристики изоляторов при комбинированном воздействии напряжения 50 *гц* и коммутационных перенапряжений.— «Электричество», 1970, № 6, с. 76—78.

8. **Левшунов Р. Т., Храмов Л. Ф., Новиков А. А.** Грязеразрядные напряжения изоляторов при коммутационных перенапряжениях.— «Электрические станции», 1972, № 12, с. 66—68.

[16.1.1973]

◇ ◇ ◇

УДК 621.316.925:51.001.57

Работа защит от замыканий на землю генераторов с наложенным выпрямленным напряжением в переходных режимах

Канд. техн. наук В. И. НОВАШ, инж. В. К. МОРОЗ

Белорусский филиал Энергетического института им. Г. М. Кржижановского

На генераторах, работающих в блоке с повысительным трансформатором, возможно выполнение защиты с наложением на цепь статора постоянного (выпрямленного) напряжения [Л. 1]. Этот принцип позволяет создать сравнительно простую и надежную защиту всей обмотки статора с высокой чувствительностью, не зависящей от места повреждения.

На блоках с турбогенераторами, работающими с изолированной нейтралью, подвод накладываемого на цепь статора напряжения осуществляется со стороны нейтрали первичных обмоток трансформаторов напряжения [Л. 2—4], изолированной по постоянному току с помощью разделительной емкости. Система генераторного напряжения имеет гальваническую связь с землей только через вентили блока питания защиты. Вследствие этого путь для стекания на землю постоянных составляющих зарядов емкостей фаз, остающихся после погасания дуги в месте повреждения, практически отсутствует. В результате возможно появление постоянной составляющей в напряжении смещения нейтрали [Л. 4].

Исследование переходных режимов цепи генераторного напряжения и поведения защиты в этих режимах удобно проводить с помощью математических моделей, реализуемых на ЦВМ. Исследования на упрощенной модели, в которой генератор был представлен активными сопротивлениями и емкостями фаз [Л. 5], показали, что, если полярность постоянной

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

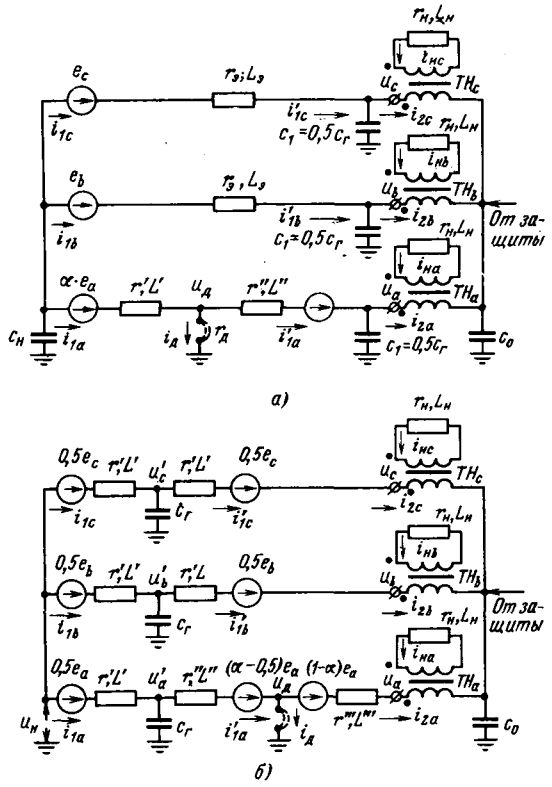


Рис. 1. Расчетная схема системы генераторного напряжения. *а* — для исследования замыканий внутри обмотки; *б* — для исследования замыканий вблизи выводов или нейтрали.

составляющей смещения нейтрали совпадает с полярностью накладываемого напряжения, возможно запирание вентилей источника накладываемого напряжения и отказ защиты. Для предотвращения этого явления в схему защиты блока введена дополнительная цепь, шунтирующая разделительную емкость при повышении напряжения [Л. 6]. Цепь содержит резистор и бесконтактный ключ на тиристоре, открывающемся при достижении некоторого заданного напряжения на разделительной емкости.

В статье рассматривается методика и основные результаты исследования поведения в переходных режимах усовершенствованного варианта защиты. Для воспроизведения замыканий на корпус в различных местах обмотки статора при различных условиях гашения дуги в месте повреждения была разработана более полная математическая модель, позволяющая воспроизводить колебательный характер тока разряда емкостей фаз. При удаленных от выводов и нейтрали замыканиях внутри обмотки каждая фаза статора представляется П-образными схемами замещения (рис. 1,*а*). Замыкания на выводах, в нейтрали и в точках обмотки, расположенных вблизи к ним, удобнее воспроизводить на Т-образных схемах замещения фаз статора (рис. 1,*б*).

Схема рис. 1,*а* при отсутствии пути для тока в месте повреждения (дуга не горит) описывается следующими уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} L_э p i_{1j} &= e_j - r_э i_{1j} - u_j + u_н;\\ c_1 p u_j &= i'_{1j} - i_{2j},\quad j = a,\ b,\ c;\\ c_н p u_н &= -(i_{1a} + i_{1b} + i_{1c});\\ u_д &= \alpha u_a + (1-\alpha) u_н;\quad i'_{1j} = i_{1j}. \end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

После пробоя дугового промежутка через место повреждения начинает протекать ток $i_д = i_{1a} - i'_{1a}$. Величина i_{1a} теперь определяется из модифицированного первого уравнения системы (1):

$$L' p i_{1a} = \alpha e_a - r' i^1{}_a - u_д + u_н. \qquad (2)$$

Ток i'_{1a} определяется путем решения дополнительного дифференциального уравнения:

$$L'' p i'_{1a} = (1-\alpha) e_a - r'' i'_{1a} - u_a + u_д. \qquad (2а)$$

Уравнения (2) и (2а) решаются при начальных значениях токов i_{1a} и i'_{1a}, равных значению тока i_{1a} в режиме, предшествующем пробою. Напряжение на дуговом промежутке при горении дуги $u_д = r_д i_д$. Трансформаторы напряжения (ТН) описываются дифференциальными и алгебраическими уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} p B_j &= \frac{1}{w_1 s}(u_j - r_{1н} i_{2j} - u_0);\\ p i_{нj} &= -\frac{1}{L_н}(w_2 s p B_j + r_н i_{нj});\\ i_{2j} &= \frac{1}{w_1}(l H_j - w_2 i_{нj});\\ H_j &= f(B_j),\quad j = a,\ b,\ c, \end{aligned}\right\} \qquad (3)$$

где B_j, H_j — мгновенные значения индукции и напряженности поля в сердечниках; w_1, w_2 — числа витков первичной и вторичной обмотки; l, s — длина и сечение магнитопровода; $r_{1н}$ — сопротивление первичной обмотки.

Характеристика намагничивания задается кусочно-параболической аппроксимацией с отдельным представлением трех участков кривой.

В результате решения уравнений (3) первичные токи ТН в переходном режиме получаются с учетом подмагничивания сердечников постоянным током защиты. Исходя из известных схем замещения генератора по продольной и поперечной осям, считаем, что расчетное значение индуктивности обмотки статора $L_σ < L_э < L''_q$. При расчетах принималось $L_э = L''_d$.

Расчетное значение активного сопротивления фазы статора $r_э$ ввиду резко выраженного поверхностного эффекта при высокочастотном разряде может во много раз превышать значение омического сопротивления обмотки. Ввиду неопределенности этого параметра конкретные расчеты выполнялись для исходных вариантов в широком диапазоне значений $r_э$ (от значения активного сопротивления обмотки при 50 *гц* до 10 — 20 *ом* для турбогенераторов 165 и 300 *Мвт*). Существенного влияния $r_э$ на амплитуду свободного тока при замыканиях на землю не выявлено. Распределенная емкость фазы статора представляется емкостью $c_г$, определяемой по установившемуся току однофазного замыкания на выводах генератора. Электродвижущие силы генератора задаются в виде симметричной системы синусоидальных напряжений. Предусмотрена возможность задания также третьих гармоник фазных э. д. с.

При замыканиях на выводах генератора и в точках обмотки, расположенных вблизи к выводам при отсутствии тока дуги, имеем:

$$\left.\begin{aligned} L' p i_{1к} &= 0{,}5 e_к - r' i_{1к} - u'_к + u_н,\ k = b,\ c;\\ c_г p u'_j &= i_{1j} - i'_{1j},\ j = a,\ b,\ c;\\ i_{1a} &= -(i_{1b} + i_{1c});\ i'_{1j} = i_{2j};\\ u_н &= \frac{1}{3}(u'_a + u'_b + u'_c) - \frac{1}{6}(e_a + e_b + e_c);\\ u_д &= u'_a + (\alpha - 0{,}5) e_a. \end{aligned}\right\} \qquad (4)$$

При горении дуги $i_д = i'_{1a} - i_{2a}$; $u_д = r_д i_д$.

Ток i'_{1a} определяется из решения дополнительного дифференциального уравнения:

$$L'' p i'_{1a} = (\alpha - 0{,}5) e_a - r'' i'_{1a} - u_д + u'_a \qquad (5)$$

при начальном значении тока i'_{1a}, равном току i_{1a} в предшествующем пробою режиме.

Значения индуктивностей и активных сопротивлений в плечах схем замещения рис. 1 интерпретируются как части полных значений $r_э$, $L_э$, пропорциональные соответствующим частям фазных э. д. с.

Для анализа замыканий на землю в нейтрали и вблизи к ней используется схема замещения, аналогичная приведенной на рис. 1,*б*. Схема описывается уравнениями, аналогичными (4) и (5).

Возникновение электрической дуги в месте повреждения и ее горение характеризуется следующими физическими условиями.

1. Дуга возникает, если напряжение $u_д$ достигает некоторого заданного значения $U_{пр}$.

2. В процессе горения дуги, когда через место повреждения протекает ток $i_д$, напряжение в месте пробоя, как правило, снижается до величин, значительно меньших, чем $U_{пр}$.

3. Погасание дуги происходит при снижении тока $i_д$ до некоторого значения $I_{д0}$. В случае интенсивной деионизации

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

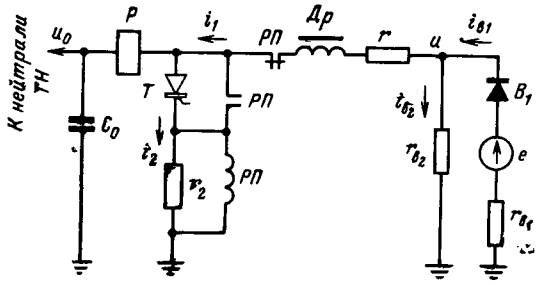


Рис. 2. Схема замещения устройства защиты.

дугового промежутка и колебательного характера свободного тока дуга гаснет вблизи первого прохождения тока через нуль. При слабой деионизации дугового промежутка или апериодическом характере переходного процесса дуга гаснет вблизи момента прохождения через нуль вынужденного тока промышленной частоты. Эти случаи четко различаются значениями скорости изменения тока в дуге при подходе к нулевому значению.

Условия горения дуги можно сформулировать в виде следующего логического выражения:

$$(|u_д| < U_{пр}\, И)\, |i_{д\,(пред)}| < I_{до})\, И \left(\left|\frac{di_д}{dt}\right|_{пред} < I'_{до}\right), \qquad (6)$$

где $i_{д\,(пред)}$, $\left(\frac{di_д}{dt}\right)_{пред}$ — значения тока дуги и скорости его изменения в предшествующий момент времени.

Вследствие отсутствия достоверных данных о величине сопротивления дуги и выявленного в [Л. 5] сравнительно небольшого влияния падения напряжения на дуговом промежутке значение $r_д$ принималось от нуля до нескольких десятков ом.

Схема замещения реконструированного устройства защиты, принятая в качестве исходной для составления математической модели, приведена на рис. 2. Двухполупериодный мостовой выпрямитель накладываемого напряжения представлен вентилем B_1, внутренним сопротивлением источника $r_{в1}$ и его э. д. с.

$$e = |E_m \sin(\omega_0 t + \psi)|.$$

Резистор r_2, включенный через тиристор, открывающийся при повышении напряжения на разделительной емкости c_0, ограничивает напряжение на ней и обеспечивает действие защиты при дуговых замыканиях. Для ограничения переменной составляющей тока в цепи накладываемого напряжения при отсутствии повреждения в схеме защиты используется дроссель без воздушного зазора *Др*, обладающий при малых токах максимально возможной при его габаритах индуктивностью.

Устройство защиты описывается следующими уравнениями:

$$\left.\begin{aligned} c_0 p u_0 &= i_1 - i_2 + i_{2a} + i_{2b} + i_{2c};\\ s_д w_д p B_д &= u - r i_1 - r_д i_1 - u_0;\\ i_1 w_д &= H_д l_{сд} + \frac{1}{\mu_0} l_{вд} B_д;\\ e &= (r_в + r_{в1})\, i_{в1} + u;\\ i_1 &= i_{в1} - i_{в2};\ u = r_{в2} i_{в2}, \end{aligned}\right\} \qquad (7)$$

где $r_{в2}$ — обратное сопротивление выпрямителя со стороны зажимов выпрямленного напряжения; $r_д$, $s_д$, $w_д$, $l_{сд}$, $l_{вд}$ — параметры дросселя *Др*.

Вентиль B_1 задается неизменным прямым сопротивлением выпрямительного моста при $i_{в1}>0$ и обратным — при $i_{в1}<0$. Критерием для определения знака $i_{в1}$ в рассматриваемый момент времени служит знак величины $(e-u)$, где e берется для данного момента времени, а u — на предыдущем шаге численного интегрирования.

Ток в исполнительном реле $i_р = i_1 - i_2$ зависит от состояния тиристора. До открытия тиристора $i_2=0$, i_1 определяется из уравнений (7). После открытия тиристора $i_2 = \frac{u_0}{r_2}$, $i_1=0$.

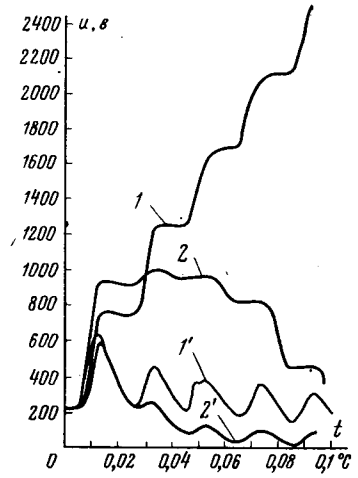


Рис. 3. Напряжение на разделительной емкости в переходном режиме.
1 — замыкание через электрическую дугу, $\psi_{пр}=\frac{4}{3}\pi$; *1'* — то же при работе шунтирующего тиристора; *2* — внезапное металлическое замыкание, $\psi_{пр}=\pi$; *2'* — то же, при работе тиристора.

Условием закрытого состояния тиристора является истинность логического выражения:

$$(u_0 < U)\, И (i_{2(пред)} < i_{в.р}), \qquad (8)$$

где U — напряжение открытия тиристора; $i_{в.р}$ — ток возврата реле.

Уравнения устройства защиты (6) и (7) решаются совместно с уравнениями трансформаторов напряжения (3) и уравнениями генератора (1) и (2) или (4) и (5). Они образуют систему дифференциальных уравнений 14—16-го порядка со сложными нелинейными функциями интегрируемых переменных в правых частях.

Решение указанных уравнений производилось на ЦВМ «БЭСМ-4» методом Рунге—Кутта 4-го порядка. Программа составлена на языке АЛГОЛ. Наличие в переходных процессах быстрозатухающих высокочастотных колебаний приводит к необходимости вести счет с очень малым шагом. Для сокращения длительности счета до наступления пробоя вычисления производятся с максимально возможным шагом, определяемым устойчивостью решения. После пробоя до затухания свободных составляющих переходного процесса счет ведется с уменьшенным шагом. Критерием перехода с малого на большой служит уменьшение скорости изменения тока и напряжения емкости поврежденной фазы до величин, имеющих место при промышленной частоте.

По разработанному алгоритму были выполнены расчеты режимов защиты от замыканий на землю блока с турбогенератором ТВВ-165. Расчеты проводились при различных значениях напряжения зажигания дуги, различных полярностях напряжения поврежденной фазы в момент первого пробоя и различных величинах емкости разделительного конденсатора в нейтрали ТН. На рис. 3 представлены кривые изменения напряжения на разделительной емкости в переходных режимах, построенные по результатам расчета. Из кривых видно, что напряжение на разделительной емкости в переходном режиме может возрастать. Характер изменения напряжения и его величина зависят от момента пробоя, достигая максимальных значений при $\psi_{пр}=60°$.

Основным фактором, вызывающим изменение напряжения на разделительной емкости, является бросок намагничивающего тока ТН неповрежденных фаз, напряжение на которых при возникновении замыкания на выводах генератора, возрастает до линейного значения. При металлическом замыкании в момент прохождения напряжения фазы *а* через нуль на положительной полуволне ($\psi_{пр}=0$) апериодические составляющие броска ТН неповрежденных фаз направлены таким образом, что они разряжают разделительную емкость. Источник накладываемого напряжения стремится ее зарядить, обусловливая быстрое появление тока в исполнительном реле. Апериодическая составляющая броска намагничивающего тока при замыкании на отрицательной полуволне ($\psi_{пр}=\pi$) имеет противоположный знак и подзаряжает разделительную емкость. Напряжение на ней становится выше напряжения, создаваемого источником, и ток в реле не появляется до полного исчезновения броска намагничивающего тока.

При дуговых замыканиях эти процессы могут носить установившийся характер периодического зажигания и гашения дуги и возникновения броска намагничивающего тока при каждом пробое.

Выводы. 1. Броски намагничивающего тока трансформаторов напряжения неповрежденных фаз оказывают существенное влияние на поведение защиты в переходном режиме, обусловливая в наиболее неблагоприятных случаях значительное повышение напряжения на разделительной емкости.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.311.4:621.332.001.5

Методика дискретного моделирования случайных процессов в энергоснабжении

Ю. М. НИКИТИН

Москва

При разработке автоматических систем управления (АСУ) системами энергоснабжения электрических железных дорог неизбежно экспериментирование на математической модели, воспроизводимой на ЦВМ, так как в известной степени уникальность и дороговизна системы энергоснабжения исключают традиционные эмпирические методы с «доводкой» аппаратуры на опытных образцах. Однако при этом проверка системы в аварийных ситуациях, как правило, невозможна.

Элементы системы энергоснабжения в большинстве своем существенно нелинейны. Алгоритмы их функционирования, как правило, нестационарны или стационарны на ограниченном отрезке времени. Все это накладывает существенные ограничения на возможность применения аналитических вероятностных методов, которые разрабатываются применительно к элементам систем и простым системам.

При разработке АСУ структура системы энергоснабжения задается с помощью схем, пояснительных текстов, логических и математических соотношений, моделирующих работу отдельных элементов системы и воздействие окружающей среды. Аналогично задается структура самой АСУ. Построение модели сводится к упрощению намеченной проектировщиком структуры до такой степени, чтобы сделать возможным ее экспериментальное исследование доступными техническими средствами.

При переходе от описания к модели удобен блочный способ построения последней. В процессе такого преобразования часть элементов отбрасывается совершенно, так как предполагается, что они не оказывают существенного влияния на ход процессов, исследуемых на модели; некоторая часть элементов заменяется внешними воздействиями.

Случайные воздействия, заменяющие отброшенные при построении модели элементы системы, могут вводиться либо непосредственно в виде цифровой записи реализации случайного процесса, либо воспроизводиться программным путем. При реализации первого способа приходится сталкиваться с существенными программными трудностями, связанными с организацией последовательного ввода в оперативную память ЦВМ больших массивов информации, с их запоминанием и хранением. Гораздо экономичнее «свернуть» информацию о режиме работы данного устройства энергоснабжения в небольшое количество вероятностных характеристик с последующим воспроизведением по ним этого процесса на ЦВМ. В этом случае моделирование случайного процесса не требует внешних запоминающих устройств и, кроме того, отличается большей гибкостью, так как эти характеристики могут меняться в процессе воспроизведения, что делает возможным учет обратных связей.

Стационарная составляющая случайного процесса может быть представлена корреляционной функцией, спектральной плотностью или параметрической моделью, т. е. системой дифференциальных уравнений. Для моделирования стационарной составляющей случайного процесса удобно применять параметрическую форму его представления. Рассмотренный в [Л. 1] метод моделирования удобен в случае, если процесс воспроизводится с малым шагом квантования. Однако во многих случаях требуется воспроизводить процесс с тем же шагом квантования, что и при его записи и обработке. В этом случае удобно моделировать его как решение разностного уравнения соответствующего порядка. Такая модель носит название процесса авторегрессии и задается выражением:

$$x_n = \alpha_1 x_{n-1} + \ldots + \alpha_l x_{n-l} + \varepsilon_n, \qquad (1)$$

где x_i — значение центрированного процесса на i-м шаге $(i=n-l,\ldots,n)$; ε_n — очередное значение, генерируемое датчиком случайных чисел.

Для моделирования исследуемого процесса в соответствии с выражением (1) следует определить оценки неизвестных параметров α_i, а также количество членов l статическими методами.

Функция правдоподобия, выписанная относительно неизвестных параметров $\alpha_1, \alpha_2, \ldots, \alpha_l$, приводит к оценке их методом наименьших квадратов [Л. 2]. В результате применения этого метода получается система линейных алгебраических уравнений относительно оцениваемых параметров [Л. 2], записанная в матричной форме:

$$\begin{Vmatrix} \hat{\rho}(1) \\ \hat{\rho}(2) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{\rho}(r) \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{\rho}(l) \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} \hat{\rho}(0) & \hat{\rho}(1) & \hat{\rho}(2) & \hat{\rho}(l-1) \\ \hat{\rho}(1) & \hat{\rho}(0) & \hat{\rho}(1) & \hat{\rho}(l-2) \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \hat{\rho}(r-1) & \hat{\rho}(r-2) & \hat{\rho}(r-3)\ldots & \hat{\rho}(r-l) \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \hat{\rho}(l-1) & \hat{\rho}(l-2) & \hat{\rho}(l-3)\ldots & \hat{\rho}(0) \end{Vmatrix} \times \begin{Vmatrix} \hat{\alpha}_1 \\ \hat{\alpha}_2 \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{\alpha}_r \\ \cdot \\ \cdot \\ \cdot \\ \hat{\alpha}_l \end{Vmatrix}, \qquad (2)$$

где $\hat{\rho}(r)$ — оценки значений нормированной корреляционной функции для моментов времени $\tau_r = r \cdot \Delta\tau$, $r = 1, 2, \ldots, l$; $\Delta\tau$ — время между замерами исследуемого процесса.

2. При металлических замыканиях перенапряжения носят кратковременный характер и исчезают по мере затухания броска намагничивающего тока.

3. При дуговых замыканиях перенапряжения могут существовать длительное время в связи с непрерывно повторяющимися бросками тока намагничивания.

4. Шунтирование разделительной емкости активным сопротивлением, автоматически включаемым при превышении напряжения, является эффективным мероприятием обеспечения правильного функционирования защиты во всех режимах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Райк М. Н.** Защита от замыкания на землю блоков генератор-трансформатор. — В кн.: Энергетика за рубежом. Релейная защита, вып. 3. М., Госэнергоиздат. 1960, с. 3—28.

2. **Новаш В. И., Рогов Л. Д., Мороз В. К.** Защита от замыканий.— «Промышленность Белоруссии», 1969, № 10.

3. **Новаш В. И., Рогов Л. Д., Мороз В. К.** А. С. № 279758 (СССР). Опубл. в бюлл.— «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1970, № 27.

4. **Сирота И. М.** Защита от замыканий на землю в электрических системах. Киев, Изд. АН УССР, 1955, с. 17—19.

5. **Громов Д. И., Новаш В. И., Рогов Л. Д.** Исследование защиты статора от замыканий на корпус с наложенным выпрямленным напряжением при дуговых замыканиях.— В кн.: Применение автоматики и вычислительной техники для повышения надежности и экономичности работы энергосистемы. Минск, «Наука и техника», 1971, с. 151—160.

6. **Новаш В. И., Рогов Л. Д., Мороз В. К.** Повышение надежности земляной защиты статора.— «Промышленность Белоруссии», 1971, № 6, с 63—64.

7. **Новаш В. И., Рогов Л. Д., Мороз В. К.** Чувствительность земляных защит генераторов, работающих в блоке с трансформаторами.— «Электрические станции», 1971, № 3, с. 92—94.

[18.9.1972]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Выборочная оценка дисперсии случайной составляющей ε_n (она же является и остаточной дисперсией в методе наименьших квадратов) определяется выражением:

$$S_\varepsilon^2 = \frac{N-l}{N-2l-1} S^2 [1 - \widehat{\alpha_1\rho}(1) - \ldots - \widehat{\alpha_r\rho}(r) - \ldots - \widehat{\alpha_l\rho}(l)]. \quad (3)$$

Оценка ординат эмпирической корреляционной и нормированной корреляционной функций производится обычными методами [Л. 2 и 3]. Далее следует определить порядок разностного уравнения l.

В основу метода определения l положено представление о том, что если число членов в (1) взято недостаточным, то выборочная оценка S_ε^2 (или соответствующая ей оценка среднеквадратичного отклонения S_ε) будет завышена за счет тех членов, которые еще не включены в модель. Уменьшение S_ε^2 происходит только до некоторого оптимального количества членов l^*, дальнейшее увеличение числа членов в (1) приводит снова к возрастанию S_ε^2 [Л. 2].

Чтобы реализовать алгоритм (1), следует задать l начальных значений процесса. При произвольном их задании возникает переходной процесс [Л. 1], который делает начальный отрезок реализации нестационарным. В связи с этим начальные значения должны быть заданы в соответствии с корреляционной матрицей.

Из теории вероятностей известно [Л. 3], что l зависимых случайных величин могут быть получены из l независимых, если эти зависимые случайные величины представить в виде линейной комбинации независимых. Такое преобразование удобно записать в матричной форме [Л. 4]:

$$\mathbf{X}' = \mathbf{A}\Xi', \quad (4)$$

где $\mathbf{X}' = x_1, x_2, \ldots, x_l$ — зависимые случайные величины, начальные значения процесса; $\Xi' = (\xi_1, \xi_2, \ldots, \xi_l)$ — независимые случайные величины, нормальные с параметрами $N(0, 1)$;

$$\mathbf{A} = \begin{Vmatrix} a_{11} & 0 & 0 & \ldots & 0 \\ a_{21} & a_{22} & 0 & \ldots & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & \ldots & 0 \\ \ldots & \ldots & \ldots & \ldots & \ldots \\ a_{l1} & a_{l2} & a_{l3} & \ldots & a_{ll} \end{Vmatrix}$$

Элементы матрицы A в преобразовании (4) являются неизвестными. Для их определения нужно воспользоваться следующими соотношениями:

$$\left.\begin{aligned} M(x_i x_j) &= K_{ij}; \\ M(\xi_i \xi_j) &= \begin{cases} 1, & \text{если } i = j; \\ 0, & \text{если } i \neq j, \end{cases} \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

где M — символ математического ожидания.

Из условий

$$M(x_1^2) = a_{11}^2 = K(0);$$
$$M(x_1 x_2) = a_{11} a_{21} = K(1);$$
$$M(x_2^2) = a_{21}^2 + a_{22}^2 = K(0)$$

получим:

$$a_{11} = \sqrt{K(0)};\ a_{21} = \frac{K(1)}{\sqrt{K(0)}};\ a_{22} = \sqrt{K(0) - a_{21}^2}. \quad (6)$$

Аналогично находим:

$$a_{31} = \frac{K(2)}{\sqrt{K(0)}};\ a_{32} = \frac{K(1)\left(1 - \frac{K(2)}{K(0)}\right)}{a_{22}};$$
$$a_{33} = \sqrt{K(0) - a_{31}^2 - a_{32}^2}. \quad (7)$$

Продолжая этот процесс, можно определить все коэффициенты a_{ij} в (4). Тогда алгоритм выработки начальных значений процесса авторегрессии сводится к умножению матрицы A на матрицу-столбец Ξ, состоящую из независимых случайных величин, взятых из соответствующих таблиц.

Рассматриваемая в статье методика применялась для моделирования процесса изменения тока одной из тяговых подстанций Западно-Сибирской железной дороги. Выборка, подвергавшаяся обработке, состояла из 360 замеров тока с шагом квантования $\Delta\tau = 60$ *сек*. В результате предварительной обработки были получены следующие значения: математическое ожидание $m_I = 2\,345$ *а*, дисперсия $S^2_I = 862\,054$ a^2 среднеквадратичное отклонение $S_I = 929$ *а*. Первые 11 значений нормированной корреляционной функции $\hat{\rho}(r)$ $(r = 0\text{—}10)$ соответственно равны: 1; 0,96960; 0,93642; 0.89398; 0,86317; 0,81605; 0,78763; 0,76553; 0,75000; 0,74161; 0,73761.

На основании этих данных были построены пять моделей авторегрессии (1-5-го порядка соответственно):

$$x_n = 0{,}9696 x_{n-1} + 276\xi_n,\ S_\varepsilon = 276;$$

$$x_n = 1{,}0296 x_{n-1} + 0{,}0619 x_{n-2} + 276\xi_n,\ S_\varepsilon = 276;$$

$$x_n = 1{,}019 x_{n-1} + 0{,}1135 x_{n-2} - 0{,}1703 x_{n-3} + 224\xi_n,\ S_\varepsilon = 224;$$

$$x_n = 1{,}022 x_{n-1} + 0{,}1115 x_{n-2} - 0{,}1884 x_{n-3} + 0{,}0177 x_{n-4} + 249\xi_n,\ S_\varepsilon = 249;$$

$$x_n = 1{,}021 x_{n-1} + 0{,}1232 x_{n-2} - 0{,}1953 x_{n-3} - 0{,}0461 x_{n-4} + 0{,}0624 x_{n-5} + 245\xi_n,\ S_\varepsilon = 245.$$

Во всех моделях ξ_n — последовательность независимых нормальных случайных величин с параметрами $M[\xi_n] = 0$ и $D[\xi_n] = 1$.

Как видно из рассмотренных моделей авторегрессии, наименьшим среднеквадратичным отклонением обладает модель 3-порядка. Для ее реализации следует задать три начальных значения процесса. В результате расчета по формулам (6) и (7) была получена матрица линейного преобразования:

$$\mathbf{A} = \begin{Vmatrix} 929 & 0 & 0 \\ 900 & 228 & 0 \\ 870 & 132 & 157 \end{Vmatrix}.$$

Задавшись, например, значениями независимых случайных величин с параметрами $N(0,1)$ $\xi_1 = 0{,}418$, $\xi_2 = 1{,}121$, $\xi_3 = 0{,}705$, получаем начальные значения:

$$\begin{Vmatrix} x_0 \\ x_{-1} \\ x_{-2} \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} 929 & 0 & 0 \\ 900 & 228 & 0 \\ 870 & 132 & 157 \end{Vmatrix} \cdot \begin{Vmatrix} 0{,}418 \\ 1{,}121 \\ 0{,}705 \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} 388 \\ 631 \\ 622 \end{Vmatrix}.$$

Полученный процесс авторегрессии и начальные значения относятся к центрированной стационарной составляющей случайного процесса изменения тока нагрузки. Изменение тока нагрузки воспроизводится добавлением к стационарной центрированной составляющей математического ожидания $I_n = 2\,345 + x_n$. Рекуррентные выражения вида (1) составлены для центрированного процесса, поэтому $x_n = I_n - 2\,345$. С учетом этих соображений:

$$I_n = 2\,345 + 1{,}019(I_{n-1} - 2\,345) + 0{,}1135(I_{n-2} - 2\,345) - 0{,}1703(I_{n-3} - 2\,345) + 224\xi_n,\ a$$

при начальных значениях тока нагрузки:

$$I_0 = 2\,733\ a;\ I_{-1} = 2\,976\ a;\ I_{-2} = 2\,967\ a.$$

В заключение отметим, что рассматриваемая в статье процедура не требует знания аналитического выражения корреляционной функции исследуемого процесса и основывается на использовании лишь выборочных ее оценок. Вместе с тем полученная в результате статистической обработки конечной реализации случайного процесса модель изменения режима работы электрической установки может быть использована для воспроизведения практически неограниченного количества искусственных данных. Следует отметить также, что полученная модель авторегрессии может быть использована непосредственно для прогнозирования последующего значения процесса по l предыдущим с наименьшей среднеквадратичной ошибкой. При использовании этой модели для прогноза значения ε_n в (1) следует положить равными нулю.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Никитин Ю. М.** Метод цифрового моделирования случайных дифференцируемых процессов в устройствах энергоснабжения.— «Электричество», 1972, № 10.

2. **Дженкинс Г., Ваттс Д.** Спектральный анализ и его приложения (вып. I). М., «Мир», 1971.

3. **Вентцель Е. С.** Теория вероятностей. М., «Наука», 1970.

4. **Бусленко Н. П., Шрейдер Ю. А.** Метод статистических испытаний (метод Монте — Карло) и его реализация в цифровых машинах. Физматгиз, 1961.

[28.3.1973]

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Хроника

УДК 621.311.001.57(042)

О задачах развития физического моделирования и кибернетики энергетических систем

Канд. техн. наук А. М. КУЛИЕВ

28—30 ноября 1972 г. в Баку проведена объединенная Всесоюзная межвузовская конференция по физическому моделированию и кибернетике энергетических систем. Конференция была организована Азербайджанским институтом нефти и химии им. М. Азизбекова совместно с Московским энергетическим институтом, Азербайджанским научно-исследовательским институтом им. И. Г. Есьмана, Азербайджанским научно-техническим обществом энергетики и электротехнической промышленности, секцией «Кибернетика электрических систем» Научного совета по комплексной проблеме «Кибернетика» АН СССР, подсекцией «Управление энергетическими системами» Научного совета по комплексным проблемам энергетики АН СССР и секцией «Энергетика» Научно-технического совета МВ и ССО СССР. Это VI конференция по физическому моделированию и II конференция по кибернетике энергетических систем.

В работе конференции приняли участие представители научно-исследовательских институтов, проектных организаций и предприятий 50 городов СССР, а также зарубежные ученые из Болгарии, Польши, США, Югославии и Японии Был подготовлен и выпущен специальный библиографический указатель литературы по тематике конференции. В указатель включена книжная и журнальная литература, вышедшая после проведения предыдущей конференции по применению физического и математического моделирования в различных областях науки и практики (1968—1972 гг.).

На конференции было заслушано 4 обобщающих доклада на пленарном заседании и 253 доклада на 6 секциях и 13 подсекциях, отражающих достижения современной теории моделирования, а также итоги научно-исследовательских работ по следующим направлениям.

1. **Общетеоретические основы.** Теория подобия и моделирования, а также связанные с ней проблемы философского характера и методологии кибернетического моделирования энергетических систем.

2. **Теория постановки и обработки модельного эксперимента.** Статистические и критериальные методы обработки модельного опыта, теория физических и математических моделей, обобщение результатов натурного опыта и вопросы планирования модельного эксперимента.

3. **Управление в энергетических системах.** Создание алгоритмов управления энергетическими системами и их реализация на вычислительных устройствах, проблемы создания цифро-аналого-физических комплексов и вопросы кибернетического управления энергетическими системами.

4. **Проектирование и прогнозирование энергетических объектов.** Применение метода подобия и создание критериальных моделей для проектирования технико-экономического анализа энергетических объектов, а также прогнозирование технико-экономических показателей энергетических объектов при неполной и вероятностной информации.

5. **Моделирование в области механики.** Моделирование энергопереноса в задачах машиноведения, строительной и других областях механики.

6. **Моделирование в области радиотехники и электроники.** Применение метода подобия и моделирования в радиотехнике, электронике, полупроводниках.

На пленарном заседании были заслушаны следующие доклады.

1. Задача энергетики и методы кибернетики и моделирования при их решении. Докладчик — лауреат Ленинской премии, лауреат премии им. Яблочкова АН СССР, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, д. т. н., проф. **В. А. Веников.**

2. Энергетика Азербайджана. Докладчик — заслуженный деятель науки АзССР, д. т. н., проф. **К. Н. Кулизаде.**

3. Применение методов кибернетики и моделирования в электроэнергетике Азербайджана. Докладчик — д. т. н., проф. **Ф. Г. Гусейнов.**

4. Философские проблемы кибернетики и моделирования. Докладчик — д. ф. н., проф. **И. Б. Новик** (с докладом выступил д. ф. н. **Л. Б. Баженов**).

В. А. Веников затронул вопросы дальнейшего развития теории подобия и моделирования: развитие так называемого метода интегрального подобия; усиление работ по обобщенным приемам автоматического и кибернетического управления; разработка методов синтеза теории подобия и моделирования и теории планирования эксперимента и др.

Большое внимание докладчик уделил управлению энергетикой, которое приобретает усиливающееся социальное, демографическое, экономическое значение; кроме того, энергетические процессы все возрастающе влияют на биосферу. В этой связи создание единой системы автоматического управления (АСУ) предполагается вести по пути:

создания автоматизированной системы сбора и обработки информации для прогнозирования и планирования развития энергетики как большой системы, являющейся, в свою очередь, подсистемой глобальной системы «биосфера — человеческое общество — народное хозяйство».

создание АСДУ — диспетчерского управления текущей работой энергосистемы, предусматривающей развитие формы этого управления; большое внимание будет уделяться задаче обеспечения не просто максимума возможной энергии, а «чистой энергии», т. е. энергии, полученной при процессах, не оказывающих вредного влияния на биосферу.

В докладе отмечается непроработанность этой проблемы в ее настоящей широкой перспективной постановке и необходимость привлечения к ее решению круга специалистов смежных областей науки и техники. Необходимы улучшение и подготовка кадров по специальности кибернетика и АСУ электрических систем.

Конференция приняла решение, направленное на всестороннее развитие научных исследований по тематике конференции: публикация монографий, учебных пособий и учебников по вопросам моделирования и кибернетике; организация издания ежегодных библиографических указателей литературы по основной проблематике конференции; создание ряда филиалов научного семинара секции «Кибернетика» при организациях, ведущих исследования по отдельным профилирующим проблемам моделирования и кибернетики энергетических систем; расширение подготовки инженерных кадров по специальности «Кибернетика и АСУ электрических систем»; форсирование создания цифро-аналого-физических комплексов; решение вопроса выпуска промышленного оборудования для физического и математического моделирования и т. д.

Участники конференции сочли целесообразным проведение объединенной конференции по физическому моделированию и кибернетике и приняли решение провести следующую такую конференцию в 1976 г.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Библиография

УДК 621.311:01

Электрические системы (учебное пособие) Т. III «Передача энергии переменным и постоянным током высокого напряжения» Под ред. лауреата Ленинской премии, доктора техн. наук, проф. В. А. Веникова. М., «Высшая школа», 1972.

В рецензируемом учебном пособии впервые совместно изложены вопросы передачи энергии постоянным и переменным током как единая проблема. Общий подход к рассмотрению вопросов электропередачи представляется несомненно важным, а совместное изложение материала в одном учебнике является интересным решением, хотя и не бесспорным. В книге доступно и сжато определены понятия всех видов линий электропередачи, раскрыта их роль и назначение. Удачно изложены разделы, посвященные схемам замещения, режимам электропередач переменного и постоянного тока. Подробно и качественно рассмотрены соотношения параметров режима постоянного тока. Книга выигрывает от удачной иллюстрации схем высоковольтных подстанций и линий электропередачи.

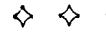
Отмечая высокий научный и технический уровень, а также педагогическое мастерство в изложении книги, сделаем ряд замечаний и пожеланий.

При изложении основного материала принята широко используемая в учебной и научной литературе форма записи пол. ной мощности в виде $\dot{S} = \dot{U}\hat{I}$, в то время как для круговых диаграмм оставлена форма записи $\dot{S} = \hat{U}\dot{I}$.

Представлялось бы целесообразным проиллюстрировать разделы книги числовыми примерами, как это, например, имело место в т. I серии «Электрические системы». Следовало бы, по нашему мнению, даже за счет некоторого сокращения описания свойств и работы ртутных вентилей, рассмотреть кратко другие виды вентилей (например, тиристорные блоки, дуговые вентили), а также расширить раздел регулирования электропередач постоянного тока.

В целом книга является нужным учебным пособием не только для высшей школы, но и для проектных, научно-исследовательских и эксплуатационных организаций и восполняет пробел, имеющийся в издании методической литературы по вопросам дальних электропередач, особенно по электропередачам постоянного тока. Подтверждением является практически полная реализация явно недостаточного тиража книги в короткий срок.

К. т. н. В. М. ЧЕБАН, к. т. н. Р. В. ШНЕЛЛЬ



УДК 621.315.61:01

Б. М. Тареев. Физика диэлектрических материалов. М., «Энергия», 1973. 328 с.

Монография лауреата Государственной премии СССР, доктора техн. наук, проф. Б. М. Тареева, как указано и в предисловии, имеет двоякое назначение.

Во-первых, она является учебным пособием для студентов технических вузов и подводит итоги громадного опыта, накопленного автором, который более сорока лет преподавал различные электроматериаловедческие дисциплины и участвовал в создании основной учебной литературы по электротехническим материалам.

В-вторых, книга задумана и как справочное руководство для инженерно-технических и научных работников, занимающихся разработкой и испытанием изоляции, а также эксплуатацией электрических машин и аппаратов, конденсаторов и кабельных изделий и т. п.; в этом плане книга подводит итог участия автора в составлении и редактировании основной советской справочной литературы по электротехническим материалам.

Актуальность издания такой книги не вызывает сомнения. Диэлектрические материалы являются важнейшим видом электротехнических материалов. Они в значительной мере определяют надежность и экономичность электротехнических устройств. Более того, применение активных (нелинейных) диэлектриков особенно перспективно для новых устройств, особенно для устройств радиоэлектроники и автоматики. В то же время сложность и многообразие физических процессов в диэлектриках требуют систематического их изучения для правильного применения в том или ином конкретном случае и тем более для разработки новых материалов с заранее заданными свойствами.

Книга содержит восемь глав. Первые пять глав посвящены электрическим явлениям в диэлектриках; в них рассматриваются параметры, количественно определяющие электрические свойства диэлектрических материалов, и зависимость этих параметров от различных внешних факторов — температуры, влажности, величины и частоты воздействующего на диэлектрик напряжения и т. п. Наиболее подробны первые три главы: «Электропроводность диэлектриков», «Поляризация диэлектриков» и «Диэлектрические потери». Эти главы занимают примерно 60% всего объема книги. В них изложены современные представления о поведении диэлектриков в слабых электрических полях. При рассмотрении электропроводности диэлектриков для сопоставления кратко представлена электропроводность проводников (включая явление сверхпроводимости) и полупроводников; наряду с электропроводностью кристаллических диэлектриков достаточно подробно рассмотрена электропроводность аморфных диэлектриков, играющая в ряде практических случаев весьма важную роль.

Подробно рассмотрены поляризация и потери в линейных диэлектриках; большое внимание обращено на связь полярных свойств веществ с их составом и структурой, на расчет диэлектрической проницаемости и распределения напряженности электрического поля в смешанных (неоднородных) диэлектриках, а также на потери в диэлектриках под воздействием несинусоидального напряжения.

Ввиду ограниченного объема книги автор был вынужден дать описание поведения диэлектриков в сильных полях (в гл. IV «Пробой диэлектриков») менее подробно, чем этого заслуживает тема. В частности, остались незатронутыми многие аспекты чисто электрического пробоя. В гл. V «Нелинейные диэлектрики» сравнительно более подробно освещены сегнетоэлектрики; параграфы, относящиеся к конденсаторам с барьерным слоем, пьезоэлектрикам и электретам, более сжаты.

Три последующие главы книги посвящены общим физико-химическим свойствам диэлектриков — влажностным, тепловым и лучевым. Эти свойства весьма существенны для практического использования диэлектрических материалов, но в руководствах по физике диэлектриков они обычно не рассматриваются; включение в рецензируемую книгу упомянутых глав VI—VIII следует приветствовать.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Книга написана проф. Б. М. Тареевым с большим мастерством. Изложение даже наиболее сложных вопросов четко и ясно, поэтому она легко доступна для усвоения даже малоквалифицированному читателю. Автор, на протяжении многих лет занимавшийся терминологией в области электротехнических материалов, обращает большое внимание на строгость определений специальных терминов, на размерности и единицы измерения рассматриваемых в книге физических величин. В книге весьма последовательно использованы Международная система единиц и рационализованная форма записи уравнений электромагнитного поля, принятые в настоящее время в технических вузах, однако в ряде мест книги дано сопоставление расчетных формул в различных единицах и формах записи. Помочь читателям могут приведенные в приложении к книге «Различные справочные сведения», содержащие данные о единицах измерения физических величин и их взаимном пересчете, о важнейших физических постоянных и т. п. Для читателя, самостоятельно изучающего книгу, полезными окажутся и задачи, приведенные в конце первых четырех глав. Хорошо подобран иллюстративный материал в книге.

Самостоятельную ценность представляет и указатель литературы, содержащий 240 названий (отдельные издания и некоторые большие обзоры). Наряду с широким использованием советских и зарубежных литературных источников в книге приведены и собственные экспериментальные данные и расчеты автора и его сотрудников. Большое число работ автора в указателе литературы подтверждает значимость его разработок в развитии науки об электротехнических материалах.

При всей тщательности составления редактирования книги в ней все же остались некоторые, хотя и немногочисленные, опечатки. При переиздании книги, которое, по-видимому, понадобится, так как тираж настоящего издания (6 500 экз.) явно мал, желательно увеличение объема, главным образом для более подробного изложения вопросов пробоя электрической изоляции.

Д. т. н. Х. С. ВАЛЕЕВ, д. ф.-м. н. В. Д. КУЧИН,
к. т. н. А. С. ВОРОБЬЕВ

✧ ✧ ✧

УДК 621.311.1:01

А. Ф. Протанский. Системы и устройства энергоснабжения. М., «Транспорт», 1971. 244 с.

Рецензируемый учебник предназначен для студентов вузов железнодорожного транспорта специализации «Подвижной состав электрических железных дорог» и соответствует программе одноименного курса, утвержденной Главным управлением учебными заведениями Министерства путей сообщения.

Естественно, что рост протяженности электрифицированных железных дорог требует непрерывного пополнения контингента специалистов, занимающихся вопросами электрической тяги. Специалист по электроподвижному составу, кроме знания профилирующих дисциплин, обязан также знать устройства энергоснабжения, так как работу электроподвижного состава нельзя рассматривать в отрыве от питающей системы энергоснабжения, представляющей собой большую и сложную отрасль техники.

Перед автором рецензируемого учебника стояла сложная задача — изложить в сравнительно небольшой по объему книге сведения, сообщаемые студентам-энергоснабженцам в ряде специальных курсов: «Тяговые подстанции», «Контактная сеть», «Энергоснабжение электрических железных дорог».

С этой задачей, по нашему мнению, автор успешно справился. Книга написана простым, ясным языком; разнородный материал хорошо логически увязан и изложен методически последовательно, как единое целое.

Глава I знакомит читателя с производством и распределением электрической энергии в нашей стране, с системами электрической тяги и схемами питания электрических железных дорог.

Подробно рассмотрены схемы первичной коммутации тяговых подстанций, включения тяговых преобразователей, секционирования контактной сети и питания тяговых потребителей. Было бы целесообразно указать при этом, какие схемы питания применяются в тех или иных условиях работы железных дорог или при каких размерах движения. Глава бы только выиграла, если бы была дополнена такими данными, как динамика выработки электроэнергии в стране, значения к. п. д. электростанций с различными способами выработки электроэнергии (ТЭЦ, КЭС и др.).

Утверждение о том, что тяговые двигатели последовательного возбуждения в большей мере, чем другие, отвечают требованиям тяги, нуждается в уточнении с позиций сегодняшнего дня, когда двигатели с независимым возбуждением и тиристорным регулированием оказываются наилучшими для участков железных дорог, работающих с высоким заполнением пропускной способности.

В главах II и III рассматриваются основное оборудование тяговых подстанций, методы расчета токов короткого замыкания, выбор электрической аппаратуры и элементов релейной защиты. Материал этих глав знакомит читателя с условиями работы оборудования подстанций в нормальном и переходном режимах, требованиями, предъявляемыми к аппаратуре, а также методами расчета, обеспечивающими достаточную надежность выбираемой аппаратуры. Следовало бы рассмотреть конструктивное выполнение преобразователей тяговых подстанций на примере именно кремниевых выпрямителей, а не ртутных, так как последние уже почти полностью заменены кремниевыми на электрических железных дорогах постоянного тока.

При описании устройств релейной защиты наряду с контактными реле нужно было бы привести также сведения о бесконтактных электронных защитах и устройствах АПВ, все более широко внедряемых в системах энергоснабжения электрических железных дорог. В этом разделе рецензируемой книги желательно было бы осветить специфические вопросы, связанные с применением измерительных трансформаторов на тяговых подстанциях, например в схемах релейной защиты, для контроля изоляции, для питания цепей оперативного тока и др.

К достоинствам книги, как учебника, для студентов, специализирующихся по эксплуатации электроподвижного состава, следует отнести большое внимание, уделяемое в ней вопросам взаимодействия системы энергоснабжения и электроподвижного состава. Известно, что наилучшие технико-экономические показатели неавтономной тяги, какой является электрическая, могут быть достигнуты только при совместном рассмотрении условий работы электроподвижного состава и устройств энергоснабжения. Этим вопросам посвящена глава IV, обстоятельно описывающая влияние режимов напряжения в тяговой сети на работу электроподвижного состава и изменения нагрузок электроподвижного состава на условия работы агрегатов тяговых подстанций.

Главы V и VI посвящены устройствам тяговой сети и механическому взаимодействию контактной подвески с токоприемником электроподвижного состава.

В этих главах большое внимание уделено также актуальным вопросам эксплуатации тяговых сетей: мероприятиям по борьбе с пережогами проводов, с гололедом и др. Вместе с тем целесообразно было бы указать, в каких пределах выбираются длины пролетов в обычных условиях и в районах с интенсивными ветрами; материал главы следовало бы также дополнить описанием воздушных стрелок и пересечений. Здесь же желательно осветить вопрос о перспективе внедрения стеклянных изоляторов в тяговых сетях.

В последних двух главах рассматривается влияние электрической железной дороги на смежные линии и сооружения, а также даются методы расчета при выборе основных устройств системы энергоснабжения. Несмотря на краткость изложения этого материала, приведенные сведения дают достаточное представление о современном состоянии рассматриваемых вопросов.

Серьезное внимание в гл. VIII отведено технико-экономическим расчетам выбора оптимальных параметров устройств энергоснабжения.

В целом книга производит весьма благоприятное впечатление.

Указанные замечания не снижают общего вполне положительного впечатления от книги, которая, по нашему мнению, окажет большую помощь не только студентам, на которых она рассчитана, но и широкому кругу специалистов.

К. т. н. И. И. ИВАНОВ, д. т. н. И. П. ИСАЕВ, к. т. н. С. Н. ЗАСОРИН

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

СОДЕРЖАНИЕ

Фомин Б. И. — «Электросиле» — 75 лет 1
Анисимова Н. Д. — Об учете характеристик нагрузок при определении пропускной способности электропередач сверхвысокого напряжения 6
Пуго В. И. — Исследование влияния длительного асинхронного хода в электрической системе на устойчивость синхронно работающих генераторов 9
Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р. — Эквивалентирование нагрузок электрических систем при исследованиях статической и динамической устойчивости 14
Якобс А. И. — К расчету электрических характеристик сложных заземлителей 18
Верещагин И. П. — Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы 22
Бурухин Г. Н., Морозова Ю. А., Хвощинская З. Г.—Исследование процессов при форсировке возбуждения синхронного генератора с бесщеточной системой возбуждения 26
Петров И. И., Лурье З. Я. — Позиционные системы электропривода класса машин по производству панелей 30
Анхимюк В. Л. — Оптимизация систем стабилизации скорости электропривода с учетом чувствительности к вариациям параметров 36
Грабовецкий Г. В. — Применение переключающих функций для анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты . . . 42
Марквардт Г. Г., Тер-Оганов Э. В. — Определение необходимой трансформаторной мощности при случайном характере графика нагрузки 46
Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. — Математическая модель надежности силового трансформатора 50
Рябков А. В., Скачков В. М. — Влияние режима сушки на диэлектрические свойства и внутреннюю поверхность целлюлозных волокон электрокартона 53
Воздвиженский В. А., Козлов В. Б. — Срез тока в вакуумных выключателях 57
Антипин А. В. — Особенности коммутации конденсаторных батарей вакуумными выключателями 61
Лукацкая И. А., Воскресенский С. Н., Кецарис Н. Н. — Исследование вакуумных дугогасительных камер . . 64
Лукацкая И. А., Фомичева Т. И. — Влияние диаметра контактов на срез тока в вакууме 68
Малютина Г. П., Подкопаева Н. Н., Потокин В. С., Раховский В. И. — Разрушение вольфрамовых контактов в мостиковой стадии отключения тока 70
Потокин В. С. — Вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью 74
Горбач Р. П., Левченко Г. В., Теодорович О. К., Куракина Т. С., Потокин В. С. — Материалы для контактов вакуумных дугогасительных камер, обеспечивающие низкий уровень «тока среза» 77

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Лихачев Ф. А. — Технико-экономическая эффективность применения в сетях 6—35 *кв* дугогасящих катушек с автоматическим регулированием 79
Левшунов Р. Т. — О выборе уровней изоляции в загрязненных районах 85
Новаш В. И. Мороз В. К. — Работа защит от замыканий на землю генераторов с наложенным выпрямленным напряжением в переходных режимах 86
Никитин Ю. М. — Методика дискретного моделирования случайных процессов в энергоснабжении 89

ХРОНИКА 91

БИБЛИОГРАФИЯ 92

CONTENTS

«Electrosila» is 75 Years Old — **B. I. Fomin** . . . 1
Accouting for Load Characteristics in Determining the Transmission Capacity of EHV Lines — **N. D. Anisimova** 6
How Lengthy Out-of-Step Conditions Influence the Stability of Generators Running In-Step — **V. L Pugo** 9
Equivalents for Power System Loads in Steady-State and Transient Stability Studies — **F. G. Guseinov, N. R. Rachmanov** 14
A Method for Calculating the Electrical Characteristics of Complex Grounding Devices — **A. I. Jacobs** . . 18
Calculation of Initial Field Intensities for Electrodes of Complex Shape — **I. P. Vereshagin** 22
A Study of Transients During Field Forcing of a Synchronous Generator with Brushless Excitation System — **G. N. Buruchin, U. A. Morozova, Z. G. Khvoschinskaya** 26
Positional Drive System for Machines Employed in the Production of Panels — **I. I. Petrov, Z. J. Lurie** . 3
Optimization of Drive Speed Stabilizing Systems Accounting for Sensitivity to Parameter Variations — **V. L. Anhimiuk** 36
Application of Switching Functions in Analysing Electromagnetic Transients in the Power Circuits of Electronic Frequency Converters — **G. V. Grabovetski** . 42
Determining the Required Transformer Capacity for a Stochastic Load Schedule — **G. G. Markvardt, E. V. Ter-Oganov** 46
A Methematical Model for the Reliability of a Power Transformer — **V. F. Nikiforova, J. A. Tsirel** . . 50
How Drying Conditions Influence the Dielectric Properties and Inner Surface of Celluloid Fibers in Electric Cardboard — **A. V. Riabkov, V. M. Skachkov** . . 53
Current Chopping in Vacuum Breakers — **V. A. Vozdvidjenski, V. B. Kozlov** 57
Special Features of Vacuum Breaker Switching of Capacitor Banks — **A. V. Antipin** 61
A Study of Vacuum Arc Chutes — **I. A. Lukatskaya, S. N. Voskresenski, N. N. Ketsaris** 64
How Contact Diameter Influences Current Chopping in Vacuum — **I. A. Lukatskaya, T. I. Fomicheva** . . 68
Destruction of Tungsten Contacts in the Bridge Stage of Current Interruption — **G. P. Maliutina, N. N. Podkopaeva, V. S. Potokin, V. I. Rachovski** 70
Vacuum Arc Chutes of Extra High Electrical Strength — **V. S. Potokin** 74
Contact Materials for Vacuum Arc Chutes Securing Low Level Current Chopping — **R. P. Gorbatch, G. V. Levchenko, O. K. Teodorovitch, T. S. Kurakina, V. S. Potokin** 77

FROM OPERATING EXPERIENCE

Trade-offs in Using Automatically Controlled Arc Suppression Coils in 6—35 *kV* Networks — **F. A. Likhachev** 79
On Selecting Insulation Levels in Polluted Areas — **R. T. Levshunov** 85
The Transient Performance of Generator Ground Fault Protection with a Superimposed Rectified Voltage — **V. I. Novash, V. K. Moroz** 86
A Descrete Simulation Method for Stochastic Processes in Electric Power Supply — **U. M. Nikitin** . . . 89

CHRONICLE 91

BIBLIOGRAPHY 92

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

РЕФЕРАТЫ ПУБЛИКУЕМЫХ СТАТЕЙ

УДК 621.315.1

Об учете характеристик нагрузок при определении пропускной способности электропередач сверхвысокого напряжения. Анисимова Н. Д. — «Электричество», 1973, № 6.

Показано, что при определенных соотношениях между реактивной мощностью промежуточных нагрузок и зарядной мощностью участков линии предел по мощности электропередачи, вычисленный при замещении нагрузок постоянными сопротивлениями, будет несколько выше, чем аналогичная величина, найденная при учете нагрузок их статическими характеристиками. Представление нагрузок при выполнении подобного рода расчетов постоянными сопротивлениями дает возможность рассматривать систему как схему с линейными элементами, где для определения пределов по мощности используются известные аналитические выражения.

При этом выполнение расчетов на ЦВМ требует значительно меньше времени по сравнению со схемами систем, где нагрузки учитываются статическими характеристиками. Библ. 7.

УДК 621.3.016.35

Исследование влияния длительного асинхронного хода в электрической системе на устойчивость синхронно работающих генераторов. Пуго В. И. — «Электричество», 1973, № 6.

Разработаны расчетные способы оценки допустимости длительного асинхронного хода в электрической системе по условию сохранения устойчивости генераторов синхронно работающей части системы. Такие способы позволяют определить предельные параметры доаварийного режима системы и предельные уровни возмущения, создаваемого асинхронным ходом. Библ. 7.

УДК 621.3.016.3

Эквивалентирование нагрузок электрических систем при исследованиях статической и динамической устойчивости. Гусейнов Ф. Г., Рахманов Н. Р. — «Электричество», 1973, № 6.

Дается методика определения эквивалентной модели комплексной нагрузки для учета ее поведения при исследованиях статической и динамической устойчивости. Получены аналитические выражения для определения статических характеристик комплексной нагрузки и параметров эквивалентных элементов ее модели. По составленному алгоритму на ЦВМ проиводится исследование динамических характеристик эквивалентной синхронной и асинхронной нагрузок. Приводятся результаты расчета динамической устойчивости конкретной энергосистемы при эквивалентировании нагрузки типовыми динамическими характеристиками, неизменным сопротивлением и характеристиками, полученными в данной работе. Библ. 6.

УДК 621.316.995.001.24

Методика расчета электрических характеристик сложных заземлителей. Якобс А. И. — «Электричество», 1973, № 6.

Излагаются результаты анализа погрешностей, появляющихся при расчете по методу наведенного потенциала электрических характеристик простых и сложных заземлителей при допущении об однородности линейной плотности тока горизонтальных элементов. Оценка погрешностей производилась путем сопоставления значений электрических характеристик исходных заземлителей с соответствующими характеристиками аналогичных заземлителей, горизонтальные элементы которых последовательно разбивались на ряд равных участков. Показано, что погрешность при расчете собственного сопротивления заземлителей весьма мала (около 1%). Погрешность при расчете распределения потенциала на поверхности земли может достигать значительной величины (около 10%), однако это не приводит к снижению электрозащитных свойств заземлителя. Библ. 6.

УДК 537.52.001.24

Расчет начальных напряженностей для электродов сложной формы. Верещагин И. П. — «Электричество», 1973, № 6.

Предложена методика определения начальной напряженности для электродов сложной формы. Начальная напряженность определяется по главным радиусам кривизны поверхности электрода. Для повышения точности расчета рекомендуется использовать радиусы кривизны, усредненные по определенной части поверхности. Значения начальной напряженности, рассчитанные по радиусам кривизны, сопоставлены с распределениями начальной напряженности по поверхности в случае системы электродов «гиперболоид — плоскость и уединенный эллипсоид вращения». Библ. 5.

УДК 621.313.322.013.8

Исследование процессов при форсировке возбуждения синхронного генератора с бесщеточной системой возбуждения. Бурухин Г. Н., Морозова Ю. А., Хвощинская З. Г. — «Электричество», 1973, № 6.

Исследуется процесс форсировки возбуждения при различных нагрузках и трехфазных коротких замыканиях генератора. Рассматривается статическая и динамическая устойчивость. Библ. 3.

УДК 62-83:65.011.56

Позиционные системы электропривода класса машин по производству панелей. Петров И. И., Лурье З. Я. — «Электричество», 1973, № 6.

Общность технологических и информационных особенностей дыропробивных прессов, специальных сверлильных станков и машин точечной сварки объединяет их в единый класс машин по производству панелей с позиционной системой электропривода. Важными для выбора параметров электропривода являются статистические характеристики координат отверстий обрабатываемых панелей.

Предлагается методика синтеза оптимальной позиционной системы как комплексной, в которой обеспечивается высокое быстродействие переходных процессов при детерминированных и случайных воздействиях. На основе разработанных методов создана позиционная система электропривода головного образца гаммы дыропробивных прессов. Библ. 7.

УДК 62-83:621.316.718.5.001.24

Оптимизация систем стабилизации скорости электропривода с учетом чувствительности к вариациям параметров. Анхимюк В. Л. — «Электричество», 1973, № 6.

Рассматривается синтез систем, для которых нечувствительность к вариациям параметров является структурным свойством. Задача оптимизации системы решается методом динамического программирования. Определение структуры регулятора, обеспечивающего оптимальность процесса управления при изменении параметров объекта, базируется на минимизации квадратичной интегральной ошибки, выражаемой функционалом, в который, помимо основных координат и управления, вводятся функции чувствительности.

Дается способ определения весовых множителей функционала, оказывающих существенное влияние на формирование алгоритма управления. Помимо решения задачи в общем виде с использованием полного числа возможных моделей чувствительности приводится частное решение, при котором число используемых моделей чувствительности может быть сокращено. Библ. 4.

УДК 621.314.26.001.24

Применение переключающих функций для анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты. Грабовецкий Г. В. — «Электричество», 1973, № 3.

Излагается обобщенная методика расчета и анализа электромагнитных процессов в силовых цепях вентильных преобразователей частоты (ВПЧ), позволяющая описать эти процессы в виде непрерывных аналитических функций. Используя аналитические функции, можно определить закон управления ВПЧ, его динамические свойства и регулировочную характеристику, рассчитать токи и напряжения в элементах схемы, входные и выходные характеристики. Приводится пример применения методики. Библ. 8.

УДК 621.314.212.016.2:519.2

Определение потребной трансформаторной мощности при случайном характере графика нагрузки. Марквардт Г. Г., Тер-Оганов Э. В. — «Электричество», 1973, № 6.

Рассматривается задача определения потребной трансформаторной мощности при случайном стационарном характере графика нагрузки независимо от вида ее корреляционной функции и закона распределения. Предложенный способ определения статистических характеристик температуры обмотки для расчета старения ее изоляции основан на учете разницы в величине постоянных времени обмотки и масла и времени корреляции нагрузки.

Положения, принятые при выводе отдельных формул, подтверждены тепловыми испытаниями трансформатора. Библ. 14.

УДК 621.314.21.019.32

Математическая модель надежности силового трансформатора. Никифорова В. Ф., Цирель Я. А. — «Электричество», 1973, № 6.

Предложена математическая модель, учитывающая зависимость безотказности трансформатора от начального ресурса (допустимого числа сквозных коротких замыканий непосредственно на вводах трансформатора) и от интенсивности потока коротких замыканий, в сети, питающейся от трансформатора.

В качестве примера использования модели выполнены расчеты надежности трансформаторов реальной сети, позволяющие обосновать сроки профилактических ремонтов. Библ. 6.

УДК 621.315.614.65.015.5:66.047

Влияние режима сушки на диэлектрические свойства и внутреннюю поверхность целлюлозных волокон электрокартона. Рябков А. В., Скачков В. М. — «Электричество», 1973, № 5.

Приводятся данные изменения диэлектрических показателей и внутренней структуры целлюлозных волокон в зависимости от различных режимов сушки электрокартона. Библ. 3.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

УДК 621.316.542.064.26

Срез тока в вакуумных выключателях. Воздвиженский В. А., Козлов В. Б. — «Электричество», 1973, № 6.

Получены расчетные соотношения позволяющие вычислить вероятность возникновения определенной амплитуды перенапряжения для различных контактных материалов при срезе тока. Анализируются зависимости тока среза и возникающих перенапряжений на вакуумных камерах с вольфрамовыми электродами от тока, напряжения и индуктивности цепи, а также от скорости расхождения, величины хода и фазы размыкания контактов. Библ. 4.

УДК 621.316.542.064.46:621.3.064.42

Исследование вакуумных дугогасительных камер. Лукацкая И. А., Воскресенский С. Н., Кецарис Н. Н. — «Электричество», 1973, № 6.

В результате выполненных исследований получены зависимости напряжения пробоя от расстояния между контактами, отключаемого тока от хода контактов и восстанавливающегося напряжения, тока отброса и начального тока сваривания контактов от контактного нажатия, электроизноса и ресурса камер от коммутируемого тока.

Приводятся данные об импульсной электрической прочности камер, о поведении камер при перегрузках длительно протекающим через замкнутые контакты током и механических, о влиянии многократных коммутаций тока на срез тока и длительного хранения на отключающую способность. Библ. 9.

УДК 621.316.542.064.46:621.3.066.6

Влияние диаметра контактов на срез тока в вакууме. Лукацкая И. А., Фомичева Т. И. — «Электричество», 1973, № 6.

Показано, что вероятность среза тока падает с увеличением диаметра контактов. Эта зависимость проявляется тем сильнее, чем больше отключаемый ток. Наблюдаемые явления объясняются особенностями поведения катодных пятен. Библ. 7.

УДК 621.316.542.066.6

Разрушение вольфрамовых контактов в мостиковой стадии отключения тока. Малютина Г. П., Подкопаева Н. Н., Потокин В. С., Раховский В. И. — «Электричество», 1973, № 6.

Определены геометрические размеры мостиков и длительность их существования на вольфрамовых контактах в вакууме при отключении тока 65 *а* при средней скорости расхождения контактов 20 *см/сек*. Установлено, что при разрушении из каждого мостика в виде металлического пара эродирует в среднем 0,1 часть массы мостика, что в несколько раз превосходит минимальное количество пара, которое необходимо для образования ионов, способных создать катодное пятно. Библ. 12.

УДК 621.316.542.064.46:621.3.064.42

Вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью. Потокин В. С. — «Электричество», 1973, № 6.

Исследуются вакуумные дугогасительные камеры с повышенной электрической прочностью с меньшими габаритными размерами, чем у ранее разработанных камер. Вакуумная дугогасительная камера с керамическим корпусом типа КДВ-21 отличается высокой надежностью и механической прочностью. Разработанные контактные и экранные системы для камеры КДВ-16 позволяют значительно увеличить отключаемую мощность по сравнению с камерами КДВ-5 и КДВ-20. Библ. 13.

УДК 621.316.542.064.46:621.3.066.6

Материалы для контактов вакуумных дугогасительных камер, обеспечивающие низкий уровень «тока среза». Горбач Р. П., Левченко Г. В., Теодорович О. К. — «Электричество», 1973, № 6.

Определены усредненные величины «тока среза» при отключении переменных токов в диапазоне от 4 до 40 *а* (нагрузка активная). Токи отключались металлокерамическими контактами, помещенными в вакуумную камеру. Предложено использовать для контактов вакуумных выключателей материал на основе вольфрамо-медной композиции с небольшими добавками сурьмы. Библ. 14.

УДК 621.316.935.3

Технико-экономическая эффективность применения в сетях 6—35 *кв* дугогасящих катушек с автоматическим регулированием. Лихачев Ф. А. — «Электричество», 1973, № 6.

Приведены сравнительные расчеты технико-экономической эффективности компенсации емкостного тока замыкания на землю при отсутствии автоматики и при трех основных вариантах выполнения автоматических устройств. Библ. 3.

УДК 621.317.333.8:621.315.62

О выборе уровней изоляции в загрязненных районах. Левшунов Р. Т. — «Электичество», 1973, № 6.

Приводятся результаты исследования разрядных напряжений загрязненных подвесных изоляторов в нормальном и коммутационном режимах при промышленной частоте.

Установлено, что разрядные напряжения изоляторов при коммутационных перенапряжениях в 1,15—1,36 раза превышают таковые при длительном воздействии напряжения, соответствующего нормальному эксплуатационному режиму. Поэтому выбор уровней изоляции в загрязненных районах следует производить исходя из коммутационного режима, поскольку внутренние перенапряжения не ограничиваются ниже вышеуказанных кратностей. Библ. 8.

УДК 621.316.925:51.001.57

Работа защит от замыканий на землю генераторов с наложенным выпрямленным напряжением в переходных режимах. Новаш В. И., Мороз В. К. — «Электричество», 1973, № 6.

Дано математическое описание модели генератора совместно с трансформатором напряжения и защитой с наложенным выпрямленным напряжением. Результаты расчетов показали возможность отказа (и даже повреждения) защиты за счет появления высокого напряжения на ней в переходном режиме. Шунтирование разделительной емкости тиристором позволяет снизить высокое напряжение до безопасных величин и обеспечивает работу защиты. Библ. 7.

УДК 621.311.4:621.332.001.57

Методика дискретного моделирования случайных процессов в энергоснабжении. Никитин Ю. М. — «Электричество», 1973, № 6.

Рассматривается алгоритм воспроизведения случайных процессов энергоснабжения электрических железных дорог на ЦВМ. В качестве основной модели предложен процесс авторегрессии. Приводится статистический алгоритм определения параметров модели. Указывается способ выбора начальных значений процесса с целью устранения переходного процесса, возникающего при решении стохастического разностного уравнения с произвольными начальными значениями. Приводится численный пример моделирования процесса изменения тока нагрузки одной из тяговых подстанций. Библ. 4.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), **Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг** (главный редактор), **А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.**

Адрес редакции: 103012, Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: 101000, Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. М. Кузнецова

Сдано в набор 16/IV 1973 г.	Подписано к печати 1/VI 1973 г.	Т-08473
Формат 60×90¹/₈	Усл. п. л. 12	Уч.-изд. л. 14,52
Тираж 9 720 экз.	Зак. 169	Цена 80 коп.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, 113114, М-114, Шлюзовая наб., 10.

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru