

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



**1972**

**ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»**

**2**

## Глеб Максимилианович Кржижановский

*(К 100-летию со дня рождения)*

24 января 1972 г. исполнилось 100 лет со дня рождения Г. М. Кржижановского. Его жизненный путь революционера, многогранная деятельность передового русского инженера, выдающегося ученого-энергетика неразрывно связаны с социалистическим и коммунистическим строительством в нашей стране.

Друг и сподвижник В. И. Ленина, Г. М. Кржижановский с юных лет посвятил себя борьбе за освобождение трудового народа России от гнета и бесправия царизма, буржуазно-помещичьего строя. В 1893 г., будучи студентом Петербургского технологического института, он вступает и активно участвует в работе созданного В. И. Лениным «Союза борьбы за освобождение рабочего класса», ведет политическую агитацию среди рабочих. Арестованный царской охранкой и осужденный в 1897 г. по делу «Союза» на три года ссылки в Сибирь, он отбывает этот срок в с. Тесинском Минусинского уезда, недалеко от с. Шушенского, куда был сослан В. И. Ленин. Постоянная переписка, частые встречи с В. И. Лениным, углубленное политическое самообразование еще более закалили Г. М. Кржижановского, способствовали формированию его как образованного марксиста, революционера ленинского типа.

В 1900 г. по окончании ссылки Г. М. Кржижановский приезжает в г. Самару и поступает инженером на железную дорогу. В Самаре, а позже в Киеве, куда по указанию В. И. Ленина переехал Кржижановский, он продолжает вести активную революционную работу, входит в состав Организационного комитета по созыву II съезда РСДРП, на котором его заочно избирают членом ЦК партии.

Видный деятель революции 1905 г., руководитель крупнейшей забастовки рабочих Юго-Западной дороги в Киеве, участник революционной работы в Петрограде и Москве, Г. М. Кржижановский встречает Октябрь членом большевистской фракции Московского Совета. Он активно участ-

вует в подготовке и проведении вооруженного восстания в Москве.

Великая Октябрьская социалистическая революция вдохновила Г. М. Кржижановского на новые большие дела во имя победившей Советской власти. Он целиком уходит в созидательную работу, отдавая свой талант, свои огромные знания, всю свою энергию строительству социалистического государства. То, о чем мечтал большевик Г. М. Кржижановский — видеть Россию могущественной, покрытой сетью электрических станций, — теперь становилось явью.

Электрификация! Эта идея захватила Г. М. Кржижановского еще накануне Октября. Работая в «Обществе электрического освещения 1886 г.» начальником кабельного отдела в Москве, он руководит строительством первой линии электропередачи напряжением в 600 в, а затем участвует в строительстве первой районной электростанции на торфе «Электропередача» под Москвой (пущена в 1914 г.), становится одним из крупнейших энергетиков страны. Он изучает опыт зарубежной электротехники, отстаивает необходимость использования местных видов топлива (уголь, торф) для электрических станций, участвует в изучении проблемы энергетических ресурсов Волги. «...Все развитие мировой электротехники в настоящее время, — писал в 1915 г. Кржижановский, — совершается под знаком областных станций, и их господствующее влияние в области грядущих переворотов мирового хозяйства несомненно. Отстать в этой области — значит влачиться по пройденным этапам экономического развития, значит отстать в основном и определяющем»<sup>1</sup>.

Таковы энергетические воззрения Г. М. Кржижановского, сложившиеся у него в то время. «Постигая все глубже и глубже науку об электричестве и энергетике, — писал он впоследствии в своей автобиографии, — я все более и более убеждался

<sup>1</sup> Г. М. Кржижановский, Избранное, Госполитиздат, 1957, стр. 9.



в великих судьбах электрификации нашей страны после социалистической революции»<sup>2</sup>.

Когда после победы Великого Октября В. И. Ленин выдвинул задачу восстановления и развития энергетического хозяйства страны и привлечения к руководству энергетикой опытного специалиста, преданного партии и Советской власти, он обратился к Г. М. Кржижановскому. В начале 1918 г., после переезда Советского правительства из Петрограда в Москву, Г. М. Кржижановскому поручают вначале руководить Комитетом государственных сооружений ВСНХ (Комгоссоор), а затем — Главэлектро и Центральным электротехническим советом (ЦЭС). В конце 1919 — начале 1920 гг. Кржижановский становится ближайшим помощником В. И. Ленина в подготовке и разработке государственного плана электрификации страны.

В. И. Ленин обсуждает с Г. М. Кржижановским вопрос о развитии торфодобычи, рекомендует ему написать статью о торфе, указывает на какие пункты следует обратить особое внимание, просит изложить краткую экономическую программу. Статья «Торф и кризис топлива», написанная Г. М. Кржижановским, публикуется в «Правде» 10 января 1920 г. Вслед за ней он направляет В. И. Ленину рукопись другой статьи «Основные задачи электрификации России», в которой дает замечательный научный прогноз и оценку роли электричества в подъеме и развитии народного хозяйства страны. «За химической молекулой и атомом — первоосновами старой химии — все яснее обрисовываются ион и электрон — основные субстанции электричества; открываются ослепительные перспективы в сторону радиоактивных веществ. Химия становится отделом общего учения об электричестве. Элек-

тротехника подводит нас к внутреннему запасу энергии в атомах. Занимается заря совершенно новой цивилизации»<sup>3</sup>.

Энергетические концепции Г. М. Кржижановского произвели огромное впечатление на В. И. Ленина. 23 января 1920 г. В. И. Ленин пишет ему свое историческое письмо, выдвигая как ближайшую задачу — создание политического, государственного плана электрификации.

«Примерно: в 10 (5?) лет построим 20—30 (30—50?) станций, чтобы всю страну усеять центрами на 400 (или 200, если не осилим больше) верст радиуса; на торфе, на воде, на сланце, на угле, на нефти (примерно перебрать Россию всю, с грубым приближением). Начнем-де сейчас закупку необходимых машин и моделей. Через 10 (20?) лет сделаем Россию «электрической».

Я думаю, подобный «план» — повторяю, не технический, а государственный — проект плана, Вы бы могли дать.

Его надо дать сейчас, чтобы наглядно, популярно, для массы увлечь ясной и яркой (вполне *научной* в основе) перспективой: за работу-де, и в 10—20 лет мы Россию всю, и промышленную и земледельческую сделаем *электрической*. Доработаемся до *стольких-то* (тысяч или миллионов лошадиных сил или киловатт?? черт его знает) машинных работ и проч.

Если бы еще *примерную* карту России с центрами и кругами? или этого еще нельзя?

Повторяю, надо увлечь *массу* рабочих и сознательных крестьян *великой* программой на 10—20 лет.

Поговорим по телефону.

23.1

Ваш Ленин

Р. С. Красин говорит, что электрификация железных дорог для нас невозможна. Так ли это? А если так, то может быть возможна через 5—10 лет? Может быть на Урале возможна?

Не сделать ли особой статьи о «государственном плане» сети электрических станций, с картой, или с примерным их перечнем (числом), с перспективами, способными централизовать энергию всей страны?

Позвоните мне, пожалуйста, по телефону, получив это письмо, и мы поговорим»<sup>4</sup>.

В этих ленинских строках — основные идеи будущего плана ГОЭЛРО. И когда сессия ВЦИК принимает решение о создании Комиссии по электрификации России, ее председателем по предложению В. И. Ленина назначается Г. М. Кржижановский.

Эпопея создания плана ГОЭЛРО — плана электрификации России — примечательна прежде всего тем, что в этом плане были воплощены ленинские идеи коренного преобразования экономики страны на базе новейшей техники, на базе электрификации. План ГОЭЛРО, указывал В. И. Ленин, — это «великий хозяйственный план, рассчитанный не меньше чем на десять лет и показывающий, как перевести

<sup>3</sup> Г. М. Кржижановский, Избранное, Госполитиздат, 1957, стр. 39.

<sup>4</sup> В. И. Ленин, Полн. собр. соч., т. 40, стр. 62—63.

<sup>2</sup> «Волжская коммуна», 1937, 23 ноября.

Россию на настоящую хозяйственную базу, необходимую для коммунизма»<sup>5</sup>. Определив ГОЭЛРО как вторую программу партии, В. И. Ленин здесь же провозглашает свою гениальную формулу «Коммунизм — это есть Советская власть плюс электрификация всей страны».

Трудно переоценить роль Г. М. Кржижановского в создании плана ГОЭЛРО. Он работает над ним с величайшим увлечением, привлекает большой коллектив крупнейших специалистов, детально изучает все отрасли хозяйства и экономику отдельных районов, энергетические и сырьевые ресурсы, проводит глубокие научные изыскания и расчеты. В. И. Ленин оказывает Комиссии ГОЭЛРО всемерную помощь советами, конкретными указаниями, проявляет заботу о ее сотрудниках.

План ГОЭЛРО был разработан в короткий срок, и в декабре 1920 г. на VIII Всероссийском съезде Советов вслед за В. И. Лениным выступает Г. М. Кржижановский. Он докладывает делегатам съезда результаты работ Комиссии ГОЭЛРО. По карте, установленной на сцене Большого театра, он показывает намечаемые к строительству электростанции, называет их суммарную мощность, указывает, что за 10—15 лет промышленная продукция должна будет возрасти в 1,8—2 раза, что в сельское хозяйство будут внедрены прогрессивные системы земледелия, агрохимии, развиты ирригация и мелиорация, что в значительной мере будет поднята производительность труда во всех отраслях хозяйства. Сказанное Кржижановским находит живой отклик и горячую поддержку народных представителей молодой Советской республики. Съезд одобряет план ГОЭЛРО и выражает уверенность, что он будет осуществлен во что бы то ни стало и вопреки всем препятствиям.

Здесь следует подчеркнуть те важнейшие положения, которые разработал Г. М. Кржижановский и которые вошли составной частью в план ГОЭЛРО. Во введении к плану и в других его разделах он дает обзор топливно-энергетических ресурсов страны, указывает пути использования местных сортов топлива, водной энергии, отмечает важность концентрации единичной мощности отдельных агрегатов и электростанций в целом, обосновывает необходимость создания единой энергетической системы, рационального экономического районирования страны с учетом ее природных, сырьевых и энергетических ресурсов, а также национальных условий.

Концепцию комплексного планирования и решающей роли электрификации Г. М. Кржижанов-

ский развивает в своей дальнейшей работе на посту первого председателя Госплана, при составлении первого пятилетнего плана, а также в своей деятельности в Академии наук СССР, в состав которой действительным членом он был избран в 1929 г. В этом же году его избирают вице-президентом Академии.

В штабе советской науки еще в большей мере разворачивается творческая и научно-организационная деятельность Г. М. Кржижановского. Он объединяет специалистов многих отраслей для решения больших комплексных научных и народнохозяйственных проблем, организует разработку пятилетнего плана Академии, участвует в создании перспективных планов развития науки во всей стране, проводит конференции по изучению производительных сил союзных республик и крупнейших экономических районов, выступает с инициативой координации работ всех академий.

В 1931 г. по предложению Г. М. Кржижановского в системе Академии наук СССР создается новый институт технического профиля — Энергетический институт, носящий ныне его имя. Возглавив это крупнейшее научное учреждение, Кржижановский превращает его в центр всестороннего исследования современной энергетики, расширяет и углубляет научные работы в области энергетики.

Видное место в исследованиях Г. М. Кржижановского этого времени занимают проблемы взаимосвязей между энергетикой и технологией производственных процессов. Он развивает идею энергетических комбинатов, выдвигает и обосновывает принципы энергохимического использования топлива на электростанциях, комбинированной выработки тепла и электроэнергии. Ему и созданной им школе энергетиков принадлежит разработка таких важнейших направлений исследований, как энергетический баланс и научные основы электросистем и их объединения в Единую энергетическую систему страны; энергетический баланс и научные основы энергетики и электрификации отраслей народного хозяйства; энергоресурсы и их комплексное использование; энергетическое районирование.

Ленинские идеи электрификации, пронизывающие план ГОЭЛРО, над созданием и осуществлением которого так много трудился Г. М. Кржижановский, остаются и для нашего времени актуальными, действенными. Они составляют основу, стержень исторических директив XXIV съезда КПСС по пятилетнему плану народного хозяйства СССР на 1971—1975 гг.

<sup>5</sup> В. И. Ленин, Полн. собр. соч., т. 42, стр. 158.





# Об учете вероятностных факторов при управлении режимом межсистемных электропередач

Доктор техн. наук, проф. В. А. ВЕНИКОВ, инж. Е. В. ПУТЯТИН,  
канд. техн. наук М. Г. ПОРТНОЙ и В. Ф. ТИМЧЕНКО

Москва

Управление энергосистемами призвано обеспечить надежное и экономичное снабжение народного хозяйства электроэнергией заданного качества. Настоящая статья посвящена решению задач управления режимом межсистемных электропередач, рассматриваемого с точки зрения обеспечения надежности параллельной работы энергосистем. Управление рассматривается как функция возмущающих факторов, воздействующих на режим электропередач. К числу основных режимных факторов относятся изменения во времени нагрузки энергосистем. Эти изменения имеют вероятностный характер, т. е. представляют собой случайные процессы. Поэтому, как показано в [Л. 1], одной из основных предпосылок решения задач управления объединенными энергосистемами является применение математического аппарата теории случайных процессов при анализе режимов и устойчивости энергосистем и электропередач.

**Оценка надежности режима электропередачи.** В силу быстрого роста нагрузок объединенных энергосистем и значительных расстояний между ними, соединяющие их межсистемные электропередачи, зачастую оказываются слабыми связями. В настоящее время к этой категории принято относить ВЛ с пределом устойчивости не более 10—15% мощности меньшей из соединяемых систем [Л. 2].

Предел статической устойчивости таких ВЛ часто оказывается соизмерим с размахом случайных колебаний обменной мощности соединяемых систем. Поэтому как показывает анализ опыта эксплуатации [Л. 3], при отсутствии автоматического регулирования перетока от 60 до 70% нарушений устойчивости параллельной работы энергосистем до 10 тыс. Мвт, соединяемых слабыми связями, происходили вследствие превышений обменной мощностью предела устойчивости.

В связи с этим в [Л. 4] предложен метод, согласно которому характеристики надежности режима межсистемной электропередачи оцениваются вероятностными характеристиками выбросов обменной мощности сверх предела статической устойчивости ( $P_{пр}$ ). Для вычисления этих характеристик использованы формулы теории выбросов гауссовских случайных процессов. Так, средний интервал между выбросами, принимаемый за оценку среднего времени безотказной работы электропередачи

$$T_0 = \frac{1}{n_0} e^{\frac{z^2}{2}} \Phi(z), \quad (1)$$

где

$$z_* = \frac{P_{пр} - \bar{X}}{\sigma} \quad (2)$$

назовем отстройкой среднего перетока  $\bar{X}$  по ВЛ от  $P_{пр}$ ;  $\sigma$  и  $n_0$  — среднеквадратичная величина и ин-

тенсивность (среднеквадратичная частота) флуктуаций обменной мощности;  $\Phi(z)$  — гауссовская функция распределения. Для простоты рассматриваются выбросы обменной мощности в одну сторону от уровня  $\bar{X}$ .

Исследования флуктуаций обменной мощности энергосистем показали, что на интервале усреднения  $T=1$  ч их средний период составляет 2,5—4 мин. Период собственных колебаний межсистемных электропередач при нормальных запасах пропускной способности составляет 0,5—2 сек [Л. 5]. Сопоставление этих данных позволяет не учитывать динамику системы и предполагать, что характеристики надежности режима оцениваются по данному методу с относительно небольшими запасами.

Нарушения устойчивости рассматриваются как своего рода «отказы» в нормальном режиме электропередачи. Вероятность «отказа» за время  $T < T_0$  может быть оценена следующим образом:

$$q_0(T) \approx e^{-\frac{T}{T_0}}. \quad (3)$$

Легко видеть, что вероятностные характеристики отказов с помощью выражений (1) и (3) непосредственно оцениваются через вероятностные характеристики флуктуаций обменной мощности. Это позволяет выбрать рациональное с точки зрения надежности управление средним значением перетока.

Данный метод предложен и рассмотрен в [Л. 4] на примере ВЛ, соединяющей две энергосистемы. Для практического осуществления управления режимом необходимо: обобщить метод оценки надежности режима на ВЛ более сложной структуры; исследовать вероятностные характеристики обменной мощности; рассмотреть особенности в оценке надежности режима автоматически регулируемых электропередач.

**К оценке надежности режима электропередачи сложной структуры.** Рассмотрим энергообъединение из трех энергосистем (рис. 1). Естественно стремление и в этом случае характеристики надежности режима межсистемных связей оценивать вероятностными характеристиками выбросов обменной мощности в данном сечении схемы сверх предела статической устойчивости. Тогда оценка среднего времени безотказной работы

$$T_{0ij} = \frac{1}{n_{0ij}} e^{\frac{z_{ij}^2}{2}} \Phi(z_{ij}),$$

где

$$z_{ij} = \frac{P_{ij} - \bar{X}_{ij}}{\sigma_{ij}}.$$



Рис. 1.

Под обменной мощностью понимается алгебраическая разность небалансов мощности энергосистем, расположенных по обе стороны от данной межсистемной ВЛ. Дисперсия небаланса мощности энергообъединения из двух систем в общем случае равна:

$$\sigma_{1+2}^2 = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + 2r_{12}\sigma_1\sigma_2, \quad (4)$$

где  $r_{12}$  — коэффициент взаимной корреляции небалансов мощности систем I, II. Дисперсия обменной мощности двух систем равна [Л. 4]:

$$\sigma_{ij}^2 = \frac{\sigma_i^2 + \sigma_j^2 \left( \frac{M_i}{M_j} \right)^2 - 2r_{ij}\sigma_i\sigma_j \frac{M_i}{M_j}}{\left( 1 + \frac{M_i}{M_j} \right)^2}, \quad (5)$$

где  $M_i, M_j$  — математические ожидания суммарных нагрузок энергосистем.

Характеристики флуктуаций небаланса мощности могут быть оценены экспериментально либо по характеристикам флуктуаций перетока мощности, либо по характеристикам флуктуаций частоты системы при ее изолированной работе. Исследования показали, что в случае соединения соизмеримых по суммарной нагрузке систем  $\sigma$  обменной мощности можно приближенно оценить согласно выражению:

$$\sigma = c\sqrt{P_1}, \text{ Мвт или } \sigma^* = \frac{100c}{\sqrt{P_1}} \%, \quad (6)$$

где  $P_1$  — суммарная нагрузка в Мвт меньшей из соединяемых систем; для интервала усреднения  $T=1$  ч  $c=0,3-0,5$ , причем большее значение соответствует дневным периодам суточного графика от утреннего подъема до вечернего спада нагрузки включительно. Теоретические и экспериментальные исследования показали также, что  $n_0 \approx \text{const}$  и для  $T=1$  ч

$$n_0 = 15 \div 25, 1/\text{ч}. \quad (7)$$

В табл. 1 даны характеристики флуктуаций небалансов и обменной мощности объединения из трех энергосистем. При расчете соответствующих значений энергообъединение относительно рассматриваемого сечения схемы условно делится на части А и В.

Данные таблицы показывают, что в сложной схеме энергообъединения  $\sigma$  небалансов мощности, а также обменной мощности в данном сечении схемы зависят от схемы энергообъединения (нормальная или ремонтная), от состава энергосистем и их суммарных нагрузок.

Таким образом, среднеквадратичная величина флуктуаций мощности в данном сечении схемы сложного энергообъединения является условной вероятностной характеристикой, зависящей от ука-

Таблица 1,а

Межсистемная связь	Схема сети	$P_A$	$P_B$	$\sigma_A$	$\sigma_B$
1—2	нормальная	$P_1$	$P_2 + P_3$	$\sigma_1$	$\sigma_2 + \sigma_3 + + 2r_{23}\sigma_2\sigma_3$
	линия 2—3 отключена	$P_1$	$P_2$	$\sigma_1$	$\sigma_2$
2—3	нормальная	$P_1 + P_2$	$P_3$	$\sigma_1 + \sigma_2 + + 2r_{12}\sigma_1\sigma_2$	$\sigma_3$
	линия 1—2 отключена	$P_2$	$P_3$	$\sigma_2$	$\sigma_3$

Таблица 1,б

Межсистемная связь	Схема сети	$P_A$	$P_B$	$\sigma_A$	$\sigma_B$	$\sigma_{AB}$	$z=5\sigma_{AB}$
1—2	нормальная	5 000	30 000	35,3	96,1	33,3	166,5
	линия 2—3 отключена	5 000	10 000	35,3	50	25,4	127
2—3	нормальная	15 000	20 000	68	70,6	49,3	247
	линия 1—2 отключена	10 000	20 000	50	70,6	35,7	178,5

Примечания. 1. Все величины имеют размерность Мвт.

2. Величина  $\sigma_{AB}$  вычислена по (5), где принято:  $r_{12} = r_{23} = 0,25$ ;  $r_{(1+2)3} = 0,0$ ;  $c = 0,5$ ;  $M_1 = P_1 = 5$  тыс. Мвт;  $M_2 = P_2 = 10$  тыс. Мвт;  $M_3 = P_3 = 20$  тыс. Мвт.

занных выше условий, и соответственно надежность режима электропередачи сложной структуры должна характеризоваться условными вероятностными показателями. Для каждой соответствующей схемы энергообъединения должны быть определены пределы статической устойчивости ВЛ и величины  $\sigma$  колебаний обменной мощности в рассматриваемых сечениях схем. По этим данным должны быть составлены таблицы допустимых по надежности средних перетоков, на которые и должен ориентироваться оперативный персонал при управлении режимом межсистемных связей.

Оценка надежности режима ВЛ в объединениях с кольцевыми связями требует дополнительных исследований. Намеченный здесь подход может быть рекомендован как первое приближение.

**К уточнению определения слабой связи.** В настоящее время принято, что межсистемная связь может считаться слабой, если:

$$P_{\text{пр}} \leq (0,1 \div 0,15) \min(P_1, P_2), \quad (8)$$

где  $P_1, P_2$  — суммарные мощности соединяемых энергосистем.

Для обеспечения надежности параллельной работы в [Л. 2] рекомендуется отстраивать переток по слабой связи на величину

$$P = 0,02 \min(P_1, P_2) \quad (9)$$

и сверх этого принимать нормативный запас устойчивости  $k_n = 0,2$ . Эта рекомендация относится к случаям, когда отсутствуют достоверные данные по случайным колебаниям обменной мощности. Каким

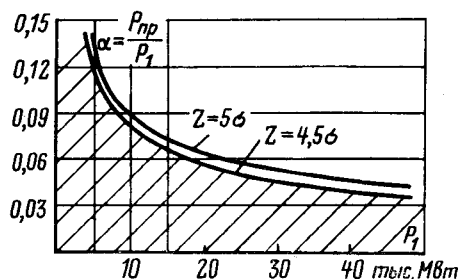


Рис. 2.

образом поступать при наличии достоверных данных, как их определять и какая надежность соответствует указанным отстройкам и запасам устойчивости, в [Л. 2] не оговорено. Инженерный метод решения этой задачи предложен в [Л. 4] и развит в настоящей статье выше, где показано, что отстройка среднего перетока по линии должна быть пропорциональна величине  $\sigma$  обменной мощности в данном сечении схемы энергообъединения. Из (6)  $\sigma$  пропорциональна корню квадратному из суммарной нагрузки меньшей из систем, и, таким образом, отстройка перетока может быть в отличие от (9) пропорциональна не самой нагрузке меньшей системы, а корню из нее. Это позволяет уточнить определение слабой связи.

Целесообразный уровень надежности параллельной работы энергосистем может быть определен лишь исходя из технико-экономических сопоставлений [Л. 6]. Для этого необходимы достоверные данные о величинах ущербов от нарушений устойчивости. Впредь до накопления этих данных примем, что при ручном управлении режимом отстройка среднего перетока должна быть:  $z = (4,5 - 5)\sigma$ ; ниже будет показано, что этому отвечает практически достаточная надежность.

Пусть  $P_1$  — суммарная нагрузка меньшей системы. Примем, что относительный предел устойчивости межсистемной связи равен:  $\alpha = P_{пр}/P_1$  и определим, каким сочетаниям  $(\alpha, P_1)$  отвечают отстройки перетока, не меньшие, чем обеспечиваемые нормативным запасом  $k_p = P_{пр} - P_{доп}/P_{доп}$ . Это можно найти из следующих соотношений:

$$P_{пр} - P_{доп} = \alpha P_1 \frac{k_p}{1 + k_p} \leq z = (4,5 \div 5) \sigma = (4,5 \div 5) c \sqrt{P_1}, \quad (10)$$

откуда

$$\alpha \leq \frac{(4,5 \div 5) (1 + k_p) c}{k_p \sqrt{P_1}} \quad \text{или} \quad P_1 \leq \frac{(20 \div 25) (1 + k_p)^2 c^2}{k_p^2 \alpha^2}. \quad (11)$$

Из этих выражений следует, что при данном запасе  $k_p$  с увеличением суммарной нагрузки меньшей системы  $P_1$  случайные колебания обменной мощности могут оказывать влияние на устойчивость межсистемной ВЛ с все меньшим пределом  $\alpha$ . Это объясняется убыванием согласно (6) относительной величины  $\sigma^*$ . Пусть  $c = 0,5$  и  $k_p = 0,40$ ; этому отвечают сочетания  $(\alpha, P_1)$  из об-

ласти, заштрихованной на рис. 2, т. е. межсистемная связь слабая, если при  $P_1 = 7500$  Мвт  $\alpha \leq 0,10$ ; при  $P_1 = 15000$  Мвт  $\alpha \leq 0,07$ ; при  $P_1 = 25000$  Мвт  $\alpha \leq 0,0175$  и т. д. На этой основе и может быть уточнено определение слабой связи. Для этого необходимо выбрать приемлемый для практики  $k_p$ . Если признано, что  $k_p = 0,40$  является достаточным, то слабыми можно считать ВЛ, отвечающие неравенствам:

$$\alpha \leq \frac{8 \div 9}{\sqrt{P_1}} \quad \text{или} \quad P_1 \leq \frac{64 \div 81}{\alpha^2}. \quad (11a)$$

### Оперативное управление режимом слабой связи.

Подстановкой (7) в (1) и (3) можно найти, что отстройке  $z = 4,5\sigma$  соответствует надежность:  $T_0 = 1024$  ч и вероятность отсутствия нарушения устойчивости на интервале  $T = 1$  ч —  $p_0 \geq 0,999$ . При  $z = 5\sigma$  имеем:  $T_0 \approx 1$  году и  $p_0 \geq 0,9999$ . Надежность режима при  $z = (4,5 - 5)\sigma$  можно считать практически достаточной. Такие отстройки могут быть рекомендованы для электропередач, управляемых оперативным персоналом вручную, и использованы при проектной оценке пропускной способности межсистемных ВЛ. Отметим, что рекомендуемая здесь величина отстройки перетока по существу не отличается от предложения [Л. 4]: принимать  $\Delta P = 3\sigma$  и сверх этого нормативный запас устойчивости 20%, которому отвечало бы еще не менее  $(1,5 - 2)\sigma$ . Однако в проектной практике при оценке пропускной способности межсистемных связей не всегда проверялось соответствие 20%-ного запаса величине  $(1,5 - 2)\sigma$ . Между тем для межсистемных связей, соединяющих мощные энергообъединения, это может не выполняться, что и учтено в настоящей статье. Таким образом, при оперативном ручном управлении может поддерживаться средний переток:

$$\bar{X} \leq P_{пр} - z = P_{пр} - (4,5 \div 5) c \sqrt{P_1}. \quad (12)$$

Представляет интерес выяснить, какова должна быть средняя частота ручной коррекции перетока персоналом при указанных отстройках. Как показали теоретические и экспериментальные исследования, при данной суммарной нагрузке энергосистем вероятностные характеристики флуктуаций обменной мощности следующим образом зависят от продолжительности интервала усреднения:

$$\frac{\sigma(T)}{\sigma(\tau)} = \sqrt{\frac{T}{\tau}}; \quad (13)$$

$$\frac{n_0(T)}{n_0(\tau)} = \sqrt{\frac{\tau}{T}}. \quad (14)$$

Справедливость этих зависимостей проверялась на интервалах усреднения от 0,8 мин до 2,5 ч.

Предположим, что характеристики флуктуаций обменной мощности и отстройка  $z$  определены на интервале усреднения  $T$ . В соответствии с этим диспетчеру системы задано среднее значение перетока  $\bar{X}$ . Предположим, что диспетчер корректирует переток в среднем через время  $\bar{t} \neq T$  и рассмотрим, как это отражается на надежности параллельной работы. Для этого подставим (13) и (14) в (1) и

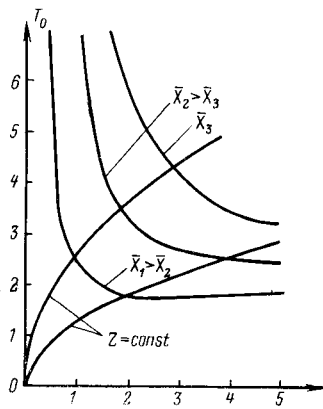


Рис. 3.

рассмотрим изменения среднего интервала  $T_0$  при  $\bar{X} = \text{const}$  и  $\bar{t} > T$ . Представление об этом дает рис. 3, в связи с чем отметим следующие моменты:

1. при  $\bar{t} > T$  согласно (13) величина  $\sigma$  возрастает, и поэтому уменьшается величина отстройки (2)  $z$ . Этому соответствуют пологий и возрастающий участки кривых на рис. 3. Надежность при этом падает значительно;
2. если же при  $\bar{t} > T$  соответственно увеличению величины  $\sigma$  уменьшать средний переток, поддерживая  $z_* = \text{const}$ , то надежность режима улучшится, о чем свидетельствует кривая  $z_* = \text{const}$ . Это объясняется тем, что согласно (14), с увеличением интервала  $\bar{t}$  уменьшается  $n_0$  флуктуаций мощности;
3. при  $\bar{t} > T$  величина  $\sigma$  согласно (13) уменьшается, соответственно растет отстройка  $z_*$ , так как по условию  $X = \text{const}$ . Резкое улучшение надежности режима при этом объясняется тем, что в (1) величина отстройки  $z_*$  входит в квадрате в показатель степени экспоненты со знаком плюс.

В табл. 2 сведены результаты подсчета характеристик надежности режима при изменении  $\bar{t}$  в диапазоне от 0,8 до 2 ч. Представляется нежелательным иметь вероятность безотказной работы хуже 0,98. Поэтому ручная коррекция перетока должна осуществляться не реже 1,5  $T$ . С другой стороны, по-видимому, нет необходимости корректировать переток чаще  $(0,8-0,9)T$ , где  $T$  — продолжительность интервала усреднения, на котором определялись  $\sigma$ ,  $n_0$  колебаний мощности. Целесообразно принимать  $T=1$  ч. При этом имеется в виду, что мощность станций системы поддерживается в соответствии с прогнозируемым суточным графиком нагрузки. В противном случае переток должен корректироваться в соответствии с фактическим ходом суточного графика нагрузки, на подъемах и спадах графика, возможно, и чаще 0,8  $T$ .

Таблица 2

Характеристики надежности	$t = \bar{t}/T$					
	0,8	0,9	1,0	1,2	1,5	2,0
$T_0$ , ч	11,125	3 060	1 024	204	41,7	9,25
$P_0$ за $T_0$	0,99991	0,9997	0,9990	0,9951	0,9760	0,8985

Примечание. Характеристики получены для  $n_0 = 25$  1/ч;  $\bar{X} = \bar{X}_0 = P_{\text{пр}} - 4,5\sigma$  при  $\bar{t} = 1$  ч.

**Учет вероятности отказа регулятора перетока.** Перейдем к рассмотрению межсистемных связей с автоматическим регулированием перетока мощности (АРПМ). Оно позволяет уменьшить среднеквадратичную величину флуктуаций мощности в 2,7—3 раза (на интервале усреднения  $T=1$  ч), за счет чего может быть увеличен средний переток по линии. Для межсистемных слабых связей АРПМ является одним из средств повышения их устойчивости. Но как и любая техническая систе-

ма, регулятор перетока способен отказывать. Элементами АРПМ в наибольшей степени подверженным отказам являются телеканалы.

Рассмотрим следующие вопросы: о выборе уставки АРПМ с учетом вероятности его отказа и нарушения устойчивости из-за случайных колебаний мощности; о параметрах автоматической блокировки на случай внезапного отказа АРПМ.

В первом случае сформулируем задачу следующим образом: уставка АРПМ (без блокировки на случай его отказа) должна быть такой, чтобы после внезапного отказа регулятора в течение определенного времени  $t_1$  с некоторой вероятностью  $p_1$  не произошло превышения предела устойчивости  $P_{\text{пр}}$ . Время  $t_1$  должно быть достаточным для того, чтобы после внезапного отказа АРПМ оперативный персонал успел принять решение и осуществить меры по разгрузке передачи.

Вероятность появления за время  $t_1$  опасного выброса обменной мощности может быть оценена следующим образом:

$$q_1 = 1 - p_1 \approx e^{-\frac{t_1}{T_0}} \approx \frac{t_1}{T_0} \quad (15)$$

Если принять  $t_1 = 5-7$  мин и  $p_1 = 0,95$ , то этому отвечает отстройка перетока  $z_1 = (2,75-2,85)\sigma$  и отсюда уставка регулятора перетока может приниматься равной

$$\bar{V}_1 \leq P_{\text{пр}} - z_1 = P_{\text{пр}} - 3\sigma. \quad (16)$$

При наличии на регулирующих станциях блокировки на случай отказа АРПМ отстройка перетока может быть принята  $z_2 = 5\sigma_2$ , где  $\sigma_2$  — среднеквадратичная величина колебаний обменной мощности при АРПМ. Анализ показал, что действующими регуляторами перетока обеспечивается  $\sigma_2 = \sigma/(2,7-3)$  (на  $T=1$  ч). Поэтому уставка АРПМ при наличии блокировки может приниматься:

$$\bar{X}_2 \leq P_{\text{пр}} - z_2 = P_{\text{пр}} - (1,5-2)\sigma. \quad (17)$$

Блокировка АРПМ в случае его внезапного отказа должна разгрузить передачу на величину  $\Delta z \geq z_1 - z_2 = 3\sigma \approx 1,5\sqrt{P_1}$  за время  $t_2 < t_1$  (1—1,5 мин), для чего на регулирующих станциях должен быть предусмотрен соответствующий резерв мощности.

**Об учете некоторых дополнительных вероятностных факторов при управлении режимом слабой связи.** При уставках АРПМ по (16) и (17) может не обеспечиваться запас устойчивости, обусловленный нормативными требованиями [Л. 2]. Вопрос о назначении запаса устойчивости с учетом вероятностей эксплуатационных возмущений в [Л. 2] не ставится, и настоящая статья является одной из попыток ликвидировать указанный пробел.

Намеченный выше подход позволяет оценить величины возмущений, с вероятностью которых следует считаться при оперативном управлении режимом межсистемных электропередач. Так, величина мощности генерации с вероятностью потери которой в приемной системе следует считаться, может быть с некоторым запасом оценена следующим образом:

$$P_{\text{отк}} = (4,5-5)\sigma = (2,25-2,5)\sqrt{P_1}, \text{ Мвт.} \quad (18)$$

При этом имеется в виду, что АРПМ отсутствует и кроме того, предполагается, что отключение части генераторов в системе не вызывает большого динамического перехода. Для системы  $P_1 = 10$  тыс. *Мвт* (18) соответствует: или отключению одного блока 300 *Мвт*, или одновременно двух блоков 200 *Мвт* и т. п. При экспериментальной статистической оценке вероятностных характеристик этих событий указанные характеристики должны увязываться с соответствующими интервалами усреднения для того, чтобы получаемые статистические данные о повреждаемости оборудования могли быть использованы при оперативном управлении режимом энергосистем аналогично тому, как использованы выше в настоящей работе статистические характеристики флуктуаций обменной мощности.

Согласно [Л. 2] нормативный запас, определяемый снижением напряжения, должен быть не менее 10% предела статической устойчивости энергосистемы. Если колебания напряжений соединяемых энергосистем не коррелированы (а никаких опытных статистических данных, опровергающих это предположение, на сегодня нет), то вероятность одновременного понижения напряжения с двух сторон равна:  $p_{UV} = p_{U1}p_{U2}$ . Можно предполагать, что посадки напряжения на 10% происходят относительно редко, скажем, не чаще одного раза в полтора месяца, т. е. на  $T = 1$  ч вероятность

$p_{U1} \approx p_{U2} \leq 0,001$ . Тогда одновременные понижения напряжения с двух сторон будут не чаще одного раза примерно за 11 лет. Поэтому в таких случаях можно ограничиться учетом вероятности снижения напряжения только с одной стороны межсистемной связи. Предложенная выше отстройка  $z = (4,5-5)\sigma$  обеспечивает большую надежность режима ВЛ для сочетаний  $(\alpha, P_1)$ , удовлетворяющих неравенству:

$$P_1 \leq (625-750)\alpha^{-2}. \quad (19)$$

Если  $\alpha = 0,15$ , то указанное имеет место для систем  $P_1$  до 28 000 *Мвт*.

Флуктуации обменной мощности и колебания напряжения по концам линий (как указывалось выше) могут в первом приближении рассматриваться как некоррелированные процессы, так что вероятность совпадения опасного выброса мощности и снижения напряжения может быть оценена также путем перемножения вероятностей.

В заключение интересно сопоставить рекомендации данной работы с опытом эксплуатации межсистемных связей. В табл. 3 приведены данные по ряду межсистемных связей из различных районов СССР.

Проанализируем данные табл. 3. Прежде всего можно отметить, что следование рекомендациям [Л. 2] в части определения допустимого перетока обуславливает недооценку пропускной способности межсистемных связей, соединяющих мощные энергосистемы (столбцы 4 и 5). Поэтому оператив-

Таблица 3

Годы	$P_1$ , Мвт	$\alpha$ , %	$\beta$ , %	$\beta'$ , %	$k_p$ , %	$P_r$ , Мвт	$\frac{P_r}{P_1}$ , %	Вид регулиро- вания	$z$	$\frac{\bar{X}}{P_1}$ , %	$\Delta A$ , Мвт	$\frac{\Delta W, \text{ Мвт} \cdot \text{ч}}{z}$
			по [Л. 2] фактические									
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1963	400	20	15,05	14,95	36	50	12,5 (5,05)	ручное	4,75	13,1	—8	—2 92
			—	—	—			автомати- ческое	3	15,6	2	730
1963	1 350	17,8	13,7	—	—	150	11,1 (4,2)	ручное	4,75	14,6	—12	—4 400
			—	—	—			автомати- ческое	3	16,1	32	11 700
1969	9 000	7,2	3,7	4,45	61,7	300	3,33 (2,75)	ручное	4,75	4,62	80	29 000
			—	—	—			автомати- ческое	3	5	117	42 700
1969	16 200	6,25	3,3	4,35	43,7	300	1,85 (1,9)	ручное	4,75	4,3	163	59 500
			—	—	—			автомати- ческое	3	4,95	265	97 000
1969	22 600	6,2	3,33	4,45	40	300	1,33 (1,75)	ручное	5	4,65	295	107 500
			—	—	—			автомати- ческое	3	5,22	125	155 000

Примечание.  $\beta$  — допустимый переток по связи, отнесенный к величине  $P_1$ ;  $P_r$  — наибольшая мощность единичного агрегата в системе;  $\Delta A = (\bar{X}/P_1 - \beta') P_1$ , *Мвт* — увеличение межсистемного эффекта за счет повышения пропускной способности связи;  $\Delta W$  — дополнительно переданная электроэнергия, вычисленная в предположении, что  $\Delta A$  реализуется ежедневно в течение 1 ч.

ный персонал идет на более полное использование межсистемных связей, полагая, что надежность параллельной работы, отвечающая перетокам  $\beta'$  (столбец 5), достаточна. Перетоки  $X$ , рекомендуемые настоящей работой (столбец 11) близки к тем, которые найдены практикой на основе достаточно длительного опыта эксплуатации. Увеличение реальной пропускной способности связей характеризуют данные 12 и 13 столбцов.

Отметим также, что с увеличением суммарной нагрузки меньшей системы коэффициент запаса устойчивости электропередач в среднем уменьшается (столбец 6).

В столбце 8 сопоставляются наибольшая мощность единичного агрегата в системе  $P_1$  и величина отстройки перетока. Видно, что, например, для энергосистем мощностью до 1500 Мвт практически нет возможности учесть вероятность отказа агрегата при управлении режимом ВЛ. В энергообъединениях более 15000 Мвт мощность единичного агрегата оказывается меньше рекомендуемой отстройки перетока, учитывая случайные колебания обменной мощности; есть основания предполагать, что с увеличением суммарных нагрузок объединений эта тенденция сохранится.

**Выводы 1.** Ранее предложенный метод вероятностной оценки надежности режима межсистемной электропередачи при случайных колебаниях обменной мощности обобщен на объединения со сложной структурой межсистемных связей, пределы статической устойчивости которых известны.

2. Уточнено определение слабой связи, которым учитывается то обстоятельство, что среднеквадратичная величина колебаний обменной мощности как основного возмущающего фактора, определяющего надежность режима ВЛ, пропор-

циональна корню квадратному из суммарной нагрузки меньшей из соединяемых систем.

3. С учетом результатов экспериментального изучения случайных флуктуаций обменной мощности разработаны практические рекомендации по учету их вероятностных характеристик при ручном и автоматическом управлении межсистемными слабыми связями. Эти рекомендации могут быть использованы и в проектных расчетах.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Веников В. А., Солдаткина Л. А. и Горский Ю. М., Методы теории вероятностей в применении к анализу режимов электроэнергетических систем, сб. «Применение вероятностных и статистических методов в энергетике», вып. I, Гостехиздат УССР, Киев, 1963.

2. Основные положения и временные руководящие указания по определению устойчивости энергосистем, изд-во «Энергия», 1964.

3. Тимченко В. Ф., Случайные колебания нагрузок энергосистем и надежность режима межсистемных электропередач. Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР, изд-во «Энергия», 1969.

4. Портной М. Г. и Тимченко В. Ф., Учет нерегулярных колебаний мощности при определении устойчивости слабых связей в энергосистемах, «Электричество», 1968, № 9.

5. Савалов С. А., Режимы дальних передач 400—500 кВ ЕЭС, изд-во «Энергия», 1967.

6. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, изд-во «Энергия», 1970.

[29.12.1970]



УДК 621.311.153.2.001.24

## К определению колебаний электрической нагрузки

Канд. техн. наук Э. Г. КУРЕННЫЙ

Донецк

Развитие методов вероятностного анализа нормальных случайных процессов и необходимость разработки инженерных способов расчета колебаний электрических нагрузок и напряжений требуют дополнений и уточнений результатов [Л. 1]. Целью настоящей статьи является установление точных значений размахов колебаний взамен приближенных из [Л. 1], а также создание системы относительных единиц, существенно облегчающей практические расчеты. Определения основных понятий колебательности и выводы [Л. 1] предполагаются известными (здесь для единообразия с [Л. 2] размах колебаний обозначается через  $\delta P$  вместо  $\Delta P$  в [Л. 1]).

Рассмотрим нормальный случайный процесс  $P(t)$  изменения электрической нагрузки, имеющий среднее значение  $P_c$  и стандарты ординат  $\sigma$ , скоростей  $\sigma_v$  и ускорений  $\sigma_a$ , которые определяются по его корреляционной функции  $K(\tau)$  в соответствии с [Л. 1].

Для определения в общем виде вероятностного распределения размахов  $\delta P$  колебаний — абсолютной величины разности между соседними экстремумами — предлагается (см. приложение) найти двухмерную плотность распределения макси-

мумов  $P_m$  и минимумов  $P_m^*$ . Однако при этом не удается получить приемлемого для практических целей решения, поэтому здесь рассматривается приближенный метод вычисления размахов, основанный на следующих соображениях.

Размахи колебаний зависят не только от вероятностных распределений максимумов и минимумов нагрузки, но и от порядка их следования. Предельными являются два случая: когда и максимумы, и минимумы расположены в порядке убывания и когда за большими максимумами следуют меньшие или равные им минимумы. В первом случае дисперсия размахов будет наименьшей, во втором — наибольшей. Алгоритм соответствующих перестановок сводится к использованию убывающих и возрастающих упорядоченных диаграмм максимумов и минимумов [Л. 3].

Расчетные значения ординат упорядоченных диаграмм размахов колебаний могут быть приняты равными полусуммам ординат соответствующих предельных кривых; при этом наибольшие абсолютные погрешности определения размахов в любом случае не превысят абсолютной величины полуразности этих кривых.

\* Предложено автором совместно с Е. Н. Дмитриевой.

Найдем уравнения упорядоченных диаграмм максимумов и минимумов, для чего введем в рассмотрение коэффициент корреляции

$$R_{P, A}(0) = -\frac{\sigma_V^2}{\sigma_A} \approx -\sqrt{\frac{1-R(\Delta)}{1-R_V(\Delta)}} \quad (1)$$

между ординатами и ускорениями  $A$  нагрузки в совпадающие моменты времени. Тогда, следуя [Л. 4], получим относительные значения аргументов упорядоченных диаграмм — вероятностей превышения максимумов и минимумов

$$E_y(\Pi_M) = \Phi\left(-\frac{\Pi_M}{\gamma}\right) + \sqrt{2\pi(1-\gamma^2)} \varphi(\Pi_M) \Phi\left(\Pi_M \frac{\sqrt{1-\gamma^2}}{\gamma}\right); \quad (2)$$

$$E_y(\Pi_m) = \Phi\left(-\frac{\Pi_m}{\gamma}\right) + \sqrt{2\pi(1-\gamma^2)} \varphi(\Pi_m) \Phi\left(-\Pi_m \frac{\sqrt{1-\gamma^2}}{\gamma}\right), \quad (3)$$

где

$$\gamma = \sqrt{1 - R_{P, A}^2(0)}, \quad (4)$$

а плотность распределения и интегральная функция нормального процесса

$$\varphi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{x^2}{2}}; \quad \Phi(z) = \int_{-\infty}^z \varphi(x) dx \quad (5)$$

вычисляются по таблицам [Л. 4] для относительных значений

$$\Pi = \frac{P - P_c}{\sigma}. \quad (6)$$

Среднее значение  $\bar{\delta P}$  размахов во всех случаях может быть точно вычислено, так как геометрически оно представляет среднюю площадь одного выброса скорости за нулевой уровень, определить которую возможно по формуле (9.58) из [Л. 5], заменив в ней стандарты процесса и скорости соответственно на стандарты скорости и ускорения, а также положив  $V=0$ :

$$\bar{\delta P} = \sqrt{2\pi} \frac{\sigma_V^2}{\sigma_A} = \sigma \sqrt{2\pi(1-\gamma^2)} \approx \approx \sigma \sqrt{2\pi \frac{1-R(\Delta)}{1-R_V(\Delta)}}. \quad (7)$$

Введем систему относительных единиц, за базисные величины которой примем стандарт процесса и среднюю частоту колебаний. В этой системе характеристики колебаний выражаются следующим образом:

размах и его среднее значение

$$\delta P_* = \frac{\delta P}{\sigma}, \quad \bar{\delta P}_* = \sqrt{2\pi(1-\gamma^2)}; \quad (8)$$

частота  $\nu_k$  превышений колебаний размахом

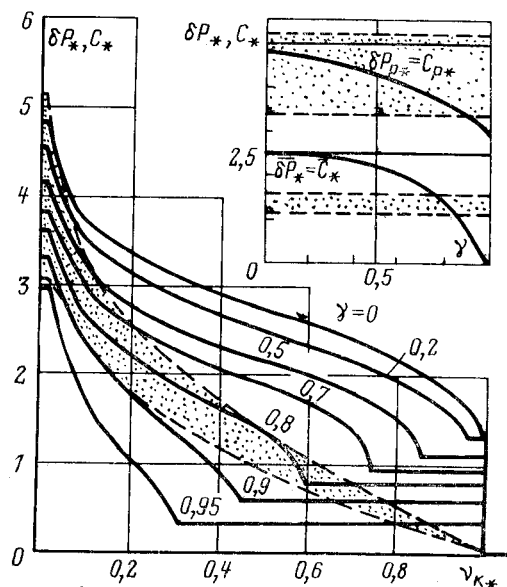
$$\nu_{k*} = \frac{\nu_k}{\nu_*}; \quad (9)$$

скорость  $C$  колебаний и ее средняя величина

$$C_* = \frac{C}{\sigma_V} = \frac{\delta P}{\sigma} = \delta P_*; \quad \bar{C}_* = \bar{\delta P}_* = \sqrt{2\pi(1-\gamma^2)}. \quad (10)$$

Система относительных единиц позволяет свести практические расчеты к использованию расчетных графиков (см. рисунок), вычисленных с учетом (2) и (3) как полусуммы предельных значений упорядоченных диаграмм размахов. При построении этих графиков значение граничной вероятности, как и в ГОСТ 13109—67 на качество электроэнергии, принято равным 0,05, поэтому размахи, встречающиеся с меньшей вероятностью, не учитываются.

Для перехода к именованным единицам достаточно умножить ординаты графиков на  $\bar{\delta P}_*$  на стандарт  $\sigma$ , а абсциссы — на частоту  $\nu_k$ ; скорость же колебаний получается умножением ее относительных значений на обе эти величины. Предложенные расчетные графики сразу дают зависимость величин размахов колебаний нагрузки или напряжений от частоты колебаний, что позволяет сопоставлять их согласно [Л. 2] с приведенными в ГОСТ 13109—67 допустимыми значениями показателей колебательности.



Расчетные значения размахов  $\delta P_r$  и скоростей  $C_r$  колебаний, превышение которых возможно лишь с вероятностью не большей 0,05, находятся из рисунка по величине  $\gamma$ . Пунктиром на рисунке показаны границы значений показателей колебательности для всех возможных величин коэффициента корреляции  $R_c$  [Л. 1] между соседними экстремумами в пределах от 0 до  $-1$ . Расхождение объясняется тем, что в [Л. 1] относящаяся к нормальному распределению формула (П-12) была применена к разности двух ненормальных величин — случайных максимумов и минимумов.

Допущенная неточность явилась следствием далеко не очевидной подмены понятий: вместо разности между соседними экстремумами (см. (3) в [Л. 1]) была взята разность между экстремумами вообще, распределение которых нормально. Она не была обнаружена и при экспериментальных исследованиях, так как показатели колебательности реальных графиков оказывались в заштрихованной зоне рисунка (например, для дуговых печей [Л. 2 и 6]  $\gamma \approx 0,8$ , а для графика рис. 1—2 из [Л. 3]  $\gamma = 0,86$ ), а потому результаты [Л. 1] давали практически приемлемое решение.

Математическое доказательство неточностей, относящихся к величинам размахов формул [Л. 1] можно выполнить путем сопоставления (7) с соответствующей формулой (П-14) из [Л. 1] для среднего размаха: приравняв их правые части, найдем, что

$$R_e(1) = 1 - \frac{\pi^2}{2} \frac{\sigma_V^4}{\sigma^2 \sigma_A^2} = 1 - \frac{\pi^2}{2} R_{P,A}^2(0).$$

Далее в силу очевидных соотношений  $0 \leq R_{P,A}^2 \leq 1$ , получим  $1 \geq R_e(1) \geq -3,9$ , что противоречит физическому смыслу, поскольку всегда  $1 \geq |R_e(1)|$ .

Вычисления показывают, что нижний предел дисперсии размахов близок к нулю. Этому значению отвечает прямолинейная упорядоченная диаграмма размахов, все ординаты которой равны ее средней величине. Поэтому для наибольшей абсолютной погрешности вычисления по рисунку относительных размахов, с учетом (7)

$$\Delta(\delta P_*) < |\delta P_* - \sqrt{2\pi(1 - \gamma^2)}|. \quad (11)$$

Однако предельная погрешность достигается лишь в случаях упорядоченного расположения экстремумов, когда точное решение известно, в связи с чем действительная погрешность будет намного меньше (11).

Из (7) следует, что

$$\gamma = \sqrt{1 - \frac{1}{2\pi} \left( \frac{\delta P}{\sigma} \right)^2}. \quad (12)$$

Применение (12) в экспериментальных исследованиях по сравнению с (4) дает принципиально более точные результаты, поскольку здесь для вычисления  $\delta P$  и  $\sigma$  не требуется приводящего к большим погрешностям графического дифференцирования выражений для стандартов скоростей и ускорений корреляционной функции.

Кроме того, из (7) вытекает следующее далеко не очевидное неравенство:

$$\overline{\delta P} \leq \sqrt{2\pi}\sigma, \quad (13)$$

показывающее, что характеристики размахов колебаний и стандарт процесса являются зависимыми параметрами.

В [Л. 1] при применении строгой математической формулы для средней длительности колебаний не были учтены некоторые особенности проектных периодических графиков, что привело к неточности в определении частоты колебаний в примере расчета. В самом деле, из теоретического положения о том, что скорость нормального процесса также имеет нормальное распределение, отнюдь не следует, что приближенная замена действительного распределения ординат группового графика нагрузки нормальным непременно делает возможной такую же приближенную замену и для группового графика скорости. Напротив, как отмечено в [Л. 7], дифференцирование упрощенных проектных индивидуальных графиков приводит к появлению довольно продолжительных участков нулевой скорости [Л. 1]. Это как раз и препятствует применению к графику  $V(t)$  предельной теоремы теории вероятностей о «нормализации» суммарных процессов при большом количестве слагаемых, даже если эта теорема дает практически приемлемые результаты для группового графика нагрузки.

Поэтому в каждой конкретной задаче необходимо специально проверять корректность гипотезы о нормальном распределении группового графика скорости, а при отказе от нее использовать либо моделирование [Л. 8 и 9], либо разработанный в [Л. 7] общий метод расчета выбросов скорости за нулевой уровень. В последнем случае возможно применение упрощающих расчетных приемов.

**Приложение.** Соседние максимумы и минимумы ансамбля реализаций процесса будут разделены интервалом длительностью  $\theta$  при выполнении следующих условий:

в произвольный момент времени  $t_1$   $V_1=0$ ,  $A_1<0$ ;  
в момент времени  $t_2=t_1+\theta$   $V_2=0$ ,  $A_2>0$ ;  
для любого  $t_1<t_3<t_2$   $V_3<0$ .

В связи с этим условная совместная плотность распределения соседних максимумов и минимумов

$$f(P_{M1}, P_{M2}, \theta) = f(P_{M1}) f(P_{M2}/P_{M1}) f(\theta/P_{M1}, P_{M2}), \quad (П-1)$$

где последний сомножитель представляет условную плотность распределения длительностей провалов скорости за нулевой уровень.

Полная плотность распределения находится интегрированием (П-1) по всем значениям длительности колебаний:

$$f_M(P_{M1}, P_{M2}) = \int_0^\infty f(P_{M1}, P_{M2}, \theta) d\theta. \quad (П-2)$$

Аналогичным образом после фиксированного в момент времени  $t_1$  минимума ( $V_1=0$ ,  $A_1>0$ ) через  $\theta$  сек последует максимум ( $V_2=0$ ,  $A_2<0$ ), если на интервале  $(t_1, t_2)$  скорость процесса будет оставаться положительной. Эта система случайных зависимых событий приводит к следующей плотности распределения соседних минимумов и максимумов:

$$f_m(P_{m1}, P_{m2}) = \int_0^\infty f(P_{m1}) f(P_{m2}/P_{m1}) f(\theta/P_{m1}, P_{m2}) d\theta, \quad (П-3)$$

где  $f(\theta/P_{m1}, P_{m2})$  — условная плотность распределения длительностей выбросов скорости за нулевой уровень.

Плотность вероятностного распределения алгебраических значений

$$\delta P_a = P_2 - P_1 |_{V_1=V_2=0} \quad (П-4)$$

размахов определится по известной формуле теории вероятностей для функции случайного аргумента:

$$f(\delta P_a) = \begin{cases} \int_0^\infty f_M(\xi, \delta P_a + \xi) d\xi & \text{при } \delta P_a \leq 0; \\ \int_0^\infty f_m(\xi, \delta P_a + \xi) d\xi & \text{при } \delta P_a \geq 0. \end{cases} \quad (П-5)$$

Переходя к абсолютным значениям (П-4), найдем вероятностное распределение размахов колебаний:

$$f(\delta P) = \begin{cases} f(\delta P_a > 0) + f(\delta P_a < 0) & \text{при } 0 \leq \delta P = |\delta P_a| < \infty; \\ 0 & \text{при } \delta P_a \leq 0. \end{cases} \quad (П-6)$$

Плотности распределения максимумов и минимумов определяются согласно [Л. 4]:

$$f(P_{M1}) = \frac{\int_0^\infty A_1 f(P_1, 0, A_1) dA_1}{\int_{-\infty}^\infty dP_1 \int_{-\infty}^0 A_1 f(P_1, 0, A_1) dA_1}; \quad (П-7)$$

$$f(P_{m1}) = \frac{\int_0^\infty A_1 f(P_1, 0, A_1) dA_1}{\int_{-\infty}^\infty dP_1 \int_0^\infty A_1 f(P_1, 0, A_1) dA_1}, \quad (П-8)$$



где  $f(P_1, V_1, A_1)$  — значение трехмерной плотности распределения ординат, скоростей и ускорений процесса.

Для разыскания вторых сомножителей в (П-1) и (П-3) необходимо выражение для условной трехмерной плотности

$$f(P_2, V_2, A_2/P_1, V_1, A_1) = \frac{f(P_1, V_1, A_1, P_2, V_2, A_2)}{f(P_1, V_1, A_1)} \quad (\text{П-9})$$

распределения  $P_2, V_2, A_2$  подставить в формулы:

$$f(P_{M2}/P_{M1}) = \int_0^\infty \left\{ \frac{\int_{-\infty}^0 A_2 f(P_2, 0, A_2/P_1, 0, A_1) dA_2}{\int_{-\infty}^\infty dP_2 \int_{-\infty}^0 A_2 f(P_2, 0, A_2/P_1, 0, A_1) dA_2} \right\} dA_1; \quad (\text{П-10})$$

$$f(P_{M2}/P_{M1}) = - \int_{-\infty}^0 \left\{ \frac{\int_0^\infty A_2 f(P_2, 0, A_2/P_1, 0, A_1) dA_2}{\int_{-\infty}^\infty dP_2 \int_0^\infty A_2 f(P_2, 0, A_2/P_1, 0, A_1) dA_2} \right\} dA_1, \quad (\text{П-11})$$

в которых, в отличие от (П-7) и (П-8), дополнительно выполнены интегрирования для соответствующих пределов изменения ускорений в точке  $t_1$ .

Условные плотности распределения длительностей выбросов и провалов скорости за нулевой уровень могут быть найдены согласно [Л. 10], но сложность возникающих при этом математических построений пока исключает получение конечного результата. Однако применительно к практическим задачам электроснабжения, где показатели колебательности определяются для средней частоты колебаний, эти распределения, аналогично [Л. 1], можно принять равными:

$$f(\theta/P_{M1}, P_{M2}) = f(\theta/P_{M1}, P_{M2}) = \delta(\theta - \bar{\theta}). \quad (\text{П-12})$$

Тогда для нормального процесса интегрирования по полученным формулам могут быть выполнены, так как в этом случае

$$f(P_1, V_1, A_1) = \frac{1}{(2\pi)^{3/2} \sqrt{\Delta_3}} \exp \left\{ -\frac{1}{2\Delta_3} \sum_{i,j=1}^3 G_{ij} x_i x_j \right\}; \quad (\text{П-13})$$

$$f(P_1, V_1, A_1, P_2, V_2, A_2) = \frac{1}{8\pi^3 \sqrt{\Delta_6}} \exp \left\{ -\frac{1}{2\Delta_6} \sum_{i,j=1}^6 H_{ij} x_i x_j \right\}. \quad (\text{П-14})$$

Здесь

$$\Delta_3 = \begin{vmatrix} \sigma^2 & 0 & -\sigma_V^2 \\ & \sigma_V^2 & 0 \\ & & \sigma_A^2 \end{vmatrix} = \sigma^2 \sigma_V^2 \sigma_A^2 (1 - \gamma^2), \quad (\text{П-15})$$

$$\Delta_6 = \begin{vmatrix} \sigma^2 & 0 & -\sigma_V^2 & \sigma^2 R(\bar{\theta}) & \sigma^2 \bar{R}'(\bar{\theta}) & -\sigma_V^2 R_V(\bar{\theta}) \\ \sigma_V^2 & 0 & \sigma^2 R'(\bar{\theta}) & \sigma_V^2 R_V(\bar{\theta}) & \sigma_V^2 R'_V(\bar{\theta}) & \\ & \sigma_A^2 & -\sigma_V^2 R_V(\bar{\theta}) & \sigma_V^2 R'_V(\bar{\theta}) & \sigma_A^2 R_A(\bar{\theta}) & \\ & & \sigma^2 & 0 & -\sigma_V^2 & \\ & & & \sigma_V^2 & 0 & \\ & & & & \sigma_A^2 & \end{vmatrix} \quad (\text{П-16})$$

есть определители симметричных корреляционных матриц  $\|K_{ij}\|$  случайных величин  $x_1=P_1, x_2=V_1, x_3=A_1, x_4=P_2, x_5=V_2, x_6=A_2$ , а  $G_{ij}$  и  $H_{ij}$  — соответствующие алгебраические дополнения элементов  $K_{ij}$  этих определителей. В (П-15) и (П-16) учтены известные соотношения для взаимно корреляционных функций ординат, скоростей и ускорений нормального процесса в различные моменты времени.

**Выводы.** 1. Предложенный общий метод расчета колебаний применим для любых стационарных случайных процессов.

2. Для нормальных случайных процессов зависимость размахов колебаний от их частоты может быть получена с помощью системы расчетных кривых в относительных единицах.

3. Необходимо выполнить экспериментальные исследования индивидуальных графиков нагрузки с целью определения вероятностных характеристик их экстремумов.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Каялов Г. М. и Куренный Э. Г., Основы расчета колебаний нагрузок в электрических сетях, «Электричество», 1967, № 2.
2. Куренный Э. Г. и Дмитриева Е. Н., О критериях качества напряжения, Изв. вузов, «Энергетика», 1971, № 1.
3. Волобрийский С. Д. и др., Электрические нагрузки промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1971.
4. Тихонов В. И., Статистическая радиотехника, изд-во «Советское радио», 1966.
5. Свешников А. А., Прикладные методы теории случайных функций, изд-во «Наука», 1968.
6. Куренный Э. Г., Основы расчета электрической нагрузки группы дуговых электропечей, «Электричество», 1970, № 6.
7. Куренный Э. Г. и Дмитриева Е. Н., Общий метод расчета выбросов и провалов электрической нагрузки, Изв. вузов, «Электромеханика», 1970, № 10.
8. Куренный Э. Г., Моделирование графиков электрической нагрузки «квантованием времени», Изв. вузов, «Электромеханика», 1969, № 2.
9. Куренный Э. Г. и Брусенцов Л. В., Моделирование групповых графиков электрической нагрузки методом Монте — Карло, Изв. вузов, «Электромеханика», 1968, № 7.
10. Mc. Fadden J. A., The Axis — Crossing Intervals of Random Functions, IRE Transactions of Information Theory, 4, 1958, № 1.

[9.9.1971]



# Учет изменений в электрической схеме при определении различных режимов методом оптимального исключения

Н. М. ЖИДКИХ

Москва

В практических расчетах режимов энергосистемы, связанных с определением столбца  $y$  узловых напряжений  $\dot{U}$  из системы уравнений

$$\dot{Y}_y \dot{U} = \dot{I} \quad (1)$$

по известному столбцу  $y$  задающих токов  $\dot{I}$  и слабо заполненной матрице узловых проводимостей  $\dot{Y}_y$ , часто возникает необходимость учитывать изменения, происходящие в сети. Обычно эти изменения невелики, поэтому для решения (1) стремятся максимально использовать результаты, полученные для исходной схемы [Л. 1—3].

При этом методы учета изменений базируются на матрице  $\dot{Z}_y = \dot{Y}_y^{-1}$ . Однако возможности методов решения (1) с помощью матрицы  $\dot{Z}_y$  довольно ограничены из-за необходимости хранения большого объема информации.

Для решения (1) наиболее приемлемы методы исключения при определенной нумерации узлов схемы [Л. 4 и 5]. Существует такая нумерация узлов, что объем промежуточной информации и время счета будут минимальными. В этой связи метод исключения можно назвать методом **оптимального исключения**.

В настоящей статье излагаются два метода учета изменений, позволяющие значительно сократить число операций на выполнение расчетов в измененной схеме.

**Математические основы метода.** В методе оптимального исключения система (1) приводится к эквивалентной системе уравнений с треугольной матрицей:

$$\dot{Y}^{(y-1)} = \dot{L}_{y-1}^t \dots \dot{L}_2^t \dot{L}_1^t \dot{Y}_y, \quad (2)$$

получаемой в результате применения рекуррентной формулы:

$$\dot{Y}^{(k)} = \dot{L}_k^t \dot{Y}^{(k-1)}, \quad k = 1, 2, \dots, y-1, \quad (3)$$

где  $t$  — знак транспонирования;  $\dot{Y}^{(0)} = \dot{Y}_y$ , а матрица  $\dot{L}_k$  составляется из элементов  $k$ -й строки  $\dot{Y}^{(k-1)}$  следующим образом:

$$\dot{L}_k = \begin{pmatrix} 1 & \dots & 0 & 0 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \dots & 1 & -\frac{\dot{Y}_{k,k+1}^{(k-1)}}{\dot{Y}_{kk}^{(k-1)}} & \dots & -\frac{\dot{Y}_{ky}^{(k-1)}}{\dot{Y}_{kk}^{(k-1)}} \\ 0 & \dots & 0 & 1 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & \dots & 0 & 0 & \dots & 1 \end{pmatrix}. \quad (4)$$

Матричное выражение (3) реализуется по формуле:

$$\dot{Y}_{ij}^{(k)} = \dot{Y}_{ij}^{(k-1)} - \frac{\dot{Y}_{ki}^{(k-1)}}{\dot{Y}_{kk}^{(k-1)}} \dot{Y}_{kj}^{(k-1)}, \quad k = 1, 2, \dots, y-1; \quad i \geq k+1; \quad j \geq i. \quad (5)$$

Из (5) видно, что на  $k$ -м этапе пересчет элементов  $\dot{Y}^{(k-1)}$  осуществляется в строках, начиная с  $i = k+1$ . Следовательно, любая строка  $i$  ( $i = 1, 2, \dots, y$ ) матрицы  $\dot{Y}^{(y-1)}$  оказывается полностью вычисленной уже на этапе  $i-1$ , т. е.

$$\dot{Y}_{ij}^{(y-1)} = \dot{Y}_{ij}^{(i-1)}, \quad i = 1, 2, \dots, y; \quad j = i, i+1, \dots, y. \quad (6)$$

Для определения искомых узловых напряжений целесообразно на основе  $\dot{Y}^{(y-1)}$  составить матрицу  $\dot{G}$  с элементами:

$$\left. \begin{aligned} \dot{g}_{ii} &= \frac{1}{\dot{Y}_{ii}^{(y-1)}}, \quad i = 1, 2, \dots, y; \\ \dot{g}_{ij} &= \dot{Y}_{ij}^{(y-1)} \dot{g}_{ii}, \quad j = i, i+1, \dots, y. \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Тогда вычисление узловых напряжений осуществляется в два этапа: сначала определяется столбец  $\dot{I}^{(y-1)}$  по известному столбцу задающих токов  $\dot{I}^{(0)} = \dot{I}$ :

$$\begin{aligned} \dot{I}_i^{(k)} &= \dot{I}_i^{(k-1)} - \dot{g}_{ki} \dot{I}_k^{(k-1)}, \quad k = 1, 2, \dots, y-1; \\ i &= k+1, \dots, y, \end{aligned} \quad (8)$$

а затем сами напряжения:

$$\dot{U}_m = \dot{g}_{mm} \dot{I}_m^{(y-1)} - \sum_{s=m+1}^y \dot{g}_{ms} \dot{U}_s, \quad m = y, y-1, \dots, 2, 1. \quad (9)$$

**Основные соотношения.** Учет изменений сети непосредственно в матрице  $\dot{G}$  приводит к громоздким выражениям и увеличивает количество операций на ее пересчет. Поэтому приведем соотношения для пересчета  $\dot{Y}^{(y-1)}$ , определяя затем  $\dot{G}$  по (7).

Для упрощения изложения рассмотрим случай изменения на конечную величину  $\Delta \dot{y}_{\alpha\beta} = \dot{y}_{\alpha\beta} - \dot{y}_{\alpha\beta}^0$  проводимости только одной ветви  $\alpha - \beta$  (для определенности  $\alpha < \beta$ ), где  $\dot{y}_{\alpha\beta}$  — новое значение проводимости;  $\dot{y}_{\alpha\beta}^0$  — исходная проводимость. Как следует из (5), на каждом этапе пересчета влияние элементов  $k$ -й строки переносится на строки только с большими номерами ( $k+1, \dots, y$ ), оставляя неизменными первые  $k$  строк. Поэтому изменение проводимости ветви  $\alpha - \beta$  может привести к изменению  $\dot{Y}^{(y-1)}$  только в строках с  $\alpha$  по  $y$ .

Метод I. Представим (2) в виде:

$$\dot{Y}^{(y-1)} = \dot{L}_{y-1}^t \dots \dot{L}_\alpha^t \dot{Y}^{(\alpha-1)}, \quad (10)$$

где в матрице  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$  элементы первых  $\alpha$  строк совпадают с элементами этих строк в  $\dot{Y}^{(y-1)}$ .

Следовательно, для вычисления  $\tilde{\dot{Y}}^{(y-1)}$ , соответствующей измененной схеме, достаточно скорректировать матрицу  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$ . Для получения  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$  по известной матрице  $\dot{Y}^{(y-1)}$  умножим обе части (10) на последовательность обратных матриц  $(\dot{L}_\alpha^t)^{-1}, \dots, (\dot{L}_\alpha^t)^{-1}$ . При этом на этапе  $l = 1, 2, \dots, y - \alpha$  получаем:

$$(\dot{L}_k^t)^{-1} (\dot{L}_{k+1}^t)^{-1} \dots (\dot{L}_{y-1}^t)^{-1} \dot{Y}^{(y-1)} = \\ = \dot{L}_{k-1}^t \dot{L}_{k-2}^t \dots \dot{L}_\alpha^t \dot{Y}^{(\alpha-1)}. \quad (11)$$

$$k = y - 1, y - 2, \dots, \alpha; (k = y - l),$$

или

$$(\dot{L}_k^t)^{-1} \dot{Y}^{(k)} = \dot{Y}^{(k-1)}, \quad k = y - 1, y - 2, \dots, \alpha. \quad (12)$$

Матрицы  $\dot{L}_k^{-1}$  и  $\dot{L}_k$  связаны соотношением:

$$\dot{L}_k^{-1} = 2 \cdot 1 - \dot{L}_k, \quad k = 1, 2, \dots, y - 1, \quad (13)$$

где  $1$  — единичная матрица.

Таким образом,  $\dot{L}_k^{-1}$  отличается от  $\dot{L}_k$  только знаком недиагональных элементов  $k$ -й строки. При этом в соответствии с (6) элементы  $\dot{L}_k^{-1}$  (как и элементы  $\dot{L}_k$ ) равны соответствующим элементам  $\dot{Y}^{(y-1)}$ . Поэтому для вычисления (12) по аналогии с (5)

$$\dot{Y}_{ij}^{(k-1)} = \dot{Y}_{ij}^{(k)} + \frac{\dot{Y}_{ki}^{(y-1)}}{\dot{Y}_{kk}^{(y-1)}} \dot{Y}_{kj}^{(k-1)}, \quad (14)$$

$$k = y - 1, \dots, \alpha; i = k + 1, \dots, y; j = i, i + 1, \dots, y.$$

Отметим, что изменение элементов  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$  в строке  $\alpha$  приводит к изменению в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  строк  $i$ , номера которых равны индексам элементов  $\dot{Y}_{\alpha i}^{(\alpha-1)}$  в строке  $\alpha$ ; строк  $j$ , номера которых равны индексам элементов строк  $i$ , и т. д. Совокупность изменяющихся строк  $p = i, j, \dots$  назовем множеством  $P$ ; совокупность номеров остальных строк с  $\alpha$  по  $y$  назовем множеством  $M$ . Ниже показано, что при определенной нумерации узлов схемы множество  $M$  — непустое.

Естественно стремление пересчитывать по (14) в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  для получения  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$  лишь строки с номерами  $p \in P$ . Это означает, что в (10) достаточно умножить обе части на  $(\dot{L}_p^t)^{-1}$  только с индексами из множества  $P$ , сохраняя в правой части (10) матрицы  $\dot{L}_m^t$  с индексами из множества  $M$ . Такая возможность вытекает из того, что для матриц  $\dot{L}_p^{-1}$  и  $\dot{L}_m$  с индексами из разных множеств  $P$  и  $M$  выполняется равенство:

$$\dot{L}_p^{-1} \dot{L}_m = \dot{L}_m \dot{L}_p^{-1},$$

которое может быть проверено непосредственной подстановкой (4) и (13) в развернутом виде, принимая во

внимание, что в матрице  $\dot{L}_p^{-1}$  ( $p < m$ ) элемент  $\dot{Y}_{pm}^{(y-1)} = 0$ . В результате умножения (10) на  $(\dot{L}_p^t)^{-1}$  только с индексами из множества  $P$  вместо  $\dot{Y}^{(\alpha-1)}$  получится матрица  $\dot{Y}_{(\alpha-1)} = \prod_m \dot{L}_m^t \dot{Y}^{(\alpha-1)}$ , определяемая из  $\dot{Y}^{(y-1)}$  по формуле:

$$\dot{Y}_{(\alpha-1)} = \prod_p (\dot{L}_p^t)^{-1} \dot{Y}^{(y-1)}, \quad (15)$$

где  $p$  — индексы множества  $P$ , рассматриваемые в обратном порядке. Элементы  $\dot{Y}_{(\alpha-1)}$  (15) вычисляются по (14), в которой значения  $k$  ( $k \neq y$ ) берутся из множества  $P$  в обратном порядке, а индексы  $i, j$  определяются индексами элементов строки  $k$ .

После вычисления  $\dot{Y}_{(\alpha-1)}$  корректируются элементы  $\dot{Y}_{\alpha\alpha}^{(\alpha-1)}$ ,  $\dot{Y}_{\alpha\beta}^{(\alpha-1)}$  и  $\dot{Y}_{\beta\beta}^{(\alpha-1)}$  этой матрицы так же, как исходной матрицы  $\dot{Y}_y$ . Полученная матрица  $\tilde{\dot{Y}}_{(\alpha-1)}$  пересчитывается в  $\tilde{\dot{Y}}^{(y-1)}$  по (5), в которой значения  $k$  берутся опять из  $P$ , только в прямом порядке ( $k \geq \alpha$ ).

Эффективность метода зависит от числа индексов, записанных в множестве  $P$ . Если  $\alpha$  близко к  $y$ , то в  $P$  будет незначительное число индексов. В общем случае количество индексов в  $P$  существенно зависит от нумерации узлов схемы. Если нумерация такова, что в каждой строке  $k$  матрицы  $\dot{Y}^{(y-1)}$  имеется ненулевой элемент с индексом  $k+1$ , то в  $P$  окажутся все индексы с  $\alpha$  по  $y$ . Если же в строках  $k$  индекс  $i_{\min}$  первого ненулевого элемента много больше  $k$  ( $i_{\min} \gg k$ ) (в частности, при  $k = \alpha$ ), то в  $P$  количество индексов значительно сокращается. В связи с этим алгоритм перенумерации узлов, сохраняя основное требование — минимальности числа элементов в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  — должен также обеспечивать по возможности наибольший разрыв между  $i_{\min}$  — индексом первого ненулевого элемента в  $k$ -й строке и номером  $k$ .

Способы перенумерации [Л. 4 и 5] позволяют выполнить указанное требование. Для этого достаточно ввести дополнительный критерий перенумерации для группы узлов, находящихся в одинаковых условиях. Среди этих узлов в последнюю очередь перенумеровывается тот узел  $s$ , от которого отходит ветвь с наименьшим уже перенумерованным

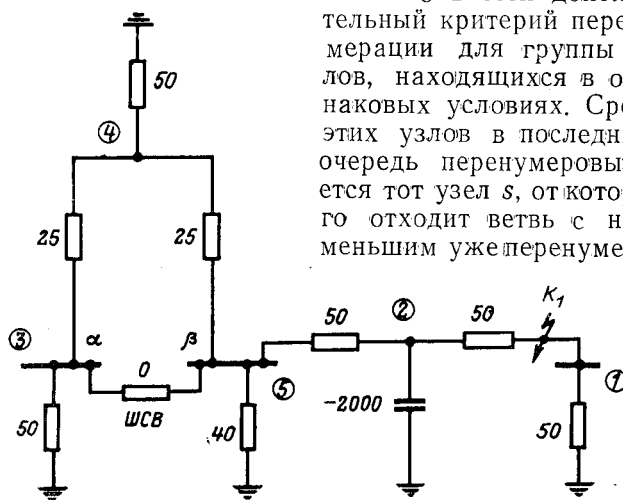


Рис. 1.

важным вторым концом  $k$ . Это обеспечивает присвоение узлу  $s$  большего номера среди таких узлов, а следовательно, и больший разрыв в индексах строки  $k$ . Для схемы рис. 1 с включенной ветвью  $\alpha-\beta$  после перенумерации узлов 1 и 2 по способу [Л. 5] в одинаковых условиях оказываются узлы 5, 3 и 4. В этом случае узел 5 перенумеруется в последнюю очередь, поскольку он соединен ветвью с перенумерованным к этому моменту узлом 2. В результате ему присваивается номер 5, что обеспечивает наибольший разрыв в индексах элементов 2-й строки. Осуществляя перенумерацию узлов по способу [Л. 5] с указанной модификацией в ряде реальных схем, получены следующие обобщенные результаты для матриц  $\dot{Y}^{(y-1)}$ :

Количество элементов в строке (без 1 2 3 4,5 и более  
диагонального)

Количество строк в процентах от об- 20 35 30 15

щего числа строк в  $\dot{Y}^{(y-1)}$ .

При этом количество пересчитываемых в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  строк для реальных схем находится в пределах  $\frac{100}{y} \% \div 10\%$  от общего числа строк  $\dot{Y}^{(y-1)}$ . С увели-

чением  $y$  верхняя граница имеет тенденцию к убыванию. Поскольку в реальных расчетах изменения носят локальный характер, увеличение числа ветвей  $\alpha-\beta$  с новыми проводимостями практически не изменяет указанных границ.

Метод II. Записывая (5) для  $k=1, 2, \dots, y-1$ , суммируя получаемые при этом равенства и сокращая одинаковые слагаемые в левой и правой частях, для элементов  $i$ -й строки  $\dot{Y}^{(y-1)}$  с учетом (6) находим:

$$\dot{Y}_{ij}^{(y-1)} = \dot{Y}_{ij} - \sum_{s=1}^{i-1} \frac{\dot{Y}_{si}^{(y-1)}}{\dot{Y}_{ss}^{(y-1)}} \dot{Y}_{sj}^{(y-1)}, \quad i=1, 2, \dots, y, \quad (16)$$

$$j=i, i+1, \dots, y.$$

Формула (16) дает выражение элементов строки  $i=1, 2, \dots, y$  через элементы предыдущих строк  $s=1, 2, \dots, i-1$  матрицы  $\dot{Y}^{(y-1)}$ . Для вычисления элементов  $\dot{Y}^{(y-1)}$  в строках с  $\alpha$  по  $y$ , соответствующих измененной схеме, используется (16) с предварительной корректировкой  $\dot{Y}_{\alpha\alpha}$ ,  $\dot{Y}_{\alpha\beta}$  и  $\dot{Y}_{\beta\beta}$ . Как и в первом методе, вычисляются лишь строки  $\dot{Y}^{(y-1)}$  с номерами из множества  $P$ . Однако в данном случае предварительного определения  $P$  не требуется; оно получается при вычислении по (16) на основе индексов элементов  $i$ -й строки матрицы  $\dot{Y}_y$  и предыдущих строк  $\dot{Y}^{(y-1)}$ , используемых в (16).

Для получения по (16) элементов  $i$ -й строки под знаком суммы учитываются только те строки  $s$ , в которых имеется элемент с индексом  $i$ . Число слагаемых в (16) существенно зависит от способа перенумерации узлов схемы. Осуществляя приведенную выше модификацию способа перенумерации в ряде реальных схем, получены следующие обобщенные результаты для матриц  $\dot{Y}^{(y-1)}$ :

Число членов под знаком суммы 0 1 2 3,4 и более  
Количество строк в процентах от об- 35 25 10 30  
щего числа строк в  $\dot{Y}^{(y-1)}$

Если проводимости ветвей  $\alpha_1-\beta_1, \alpha_2-\beta_2, \dots, (\alpha_i < \beta_i)$  изменяются на конечные величины, то в обоих методах изменения в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  начинаются со строки  $\alpha = \min\{\alpha_1, \alpha_2, \dots\}$ . Номера пересчитываемых в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  строк и их количество определяются всеми узлами  $\alpha_1, \alpha_2, \dots$ . Если изменяемые ветви в схеме нулевой последовательности связаны взаимной индукцией с ветвями  $\gamma-\delta, \lambda-\rho, \dots$ , то последние также участвуют при определении  $\alpha$  и номеров пересчитываемых в  $\dot{Y}^{(y-1)}$  строк. Электромагнитно связанные ветви при этом учитываются в виде полного многоугольника. Ниже рассматриваются особенности решения для двух частных случаев, встречающихся в расчетах токов короткого замыкания.

При включении шиносоединительного выключателя между шинами  $\alpha$  и  $\beta$  (рис. 1) соотношения (5), (16) не могут быть непосредственно использованы, так как  $\dot{Y}_{\alpha\beta} = -\dot{Y}_{\beta\alpha} = \infty$ . Учет цепи выключателя малым сопротивлением может приводить к значительным ошибкам. Объединение узлов  $\alpha$  и  $\beta$  в один существенно увеличивает время счета, так как расчет при этом должен начинаться с этапа перенумерации. Ниже приводится точное решение этого вопроса на базе методов I и II.

$$\text{Записывая по (16) входящие в } \frac{\dot{Y}_{\alpha i}^{(y-1)}}{\dot{Y}_{\alpha\alpha}^{(y-1)}} \dot{Y}_{\alpha j}^{(y-1)} = \dot{A}_{ij}$$

величины с учетом проводимости  $y_{\alpha\beta} \rightarrow \infty$  и переходя к пределу, получим:

$$\dot{A}_{ij} = \begin{cases} 0, & \text{если } i \neq \beta, j \neq \beta; \\ -\dot{Y}_{\alpha j}^{(y-1)}, & \text{если } i = \beta, j \neq \beta; \\ -\dot{Y}_{\alpha i}^{(y-1)}, & \text{если } i \neq \beta, j = \beta. \end{cases} \quad (17)$$

Для вычисления элемента  $\dot{Y}_{\beta\beta}^{(y-1)}$ , соответствующего включенной ветви с нулевым сопротивлением, величина  $\dot{A}_{\beta\beta} \rightarrow \infty$ , поэтому непосредственно использоваться не может. Учитывая наличие в  $\dot{Y}_{\beta\beta}$  слагаемого  $y_{\alpha\beta} \rightarrow \infty$ , с помощью предельного перехода получаем:

$$\dot{Y}_{\beta\beta}^{(y-1)} = \dot{Y}_{\beta\beta}^{(y-1)} + \dot{Y}_{\alpha\alpha}^{(y-1)} + 2\dot{Y}_{\alpha\beta}^{(y-1)}, \quad (18)$$

где величины в правых частях (17) и (18) являются элементами  $\dot{Y}_{(y-1)}$ . Из этого следует, что особенность в применении (5) и (16) возникает лишь при пересчете строк с номерами, равными индексам элементов строки  $\alpha$ . При этом в самой строке  $\alpha$  матрицы  $\tilde{Y}^{(y-1)}$  элементы  $\tilde{Y}_{\alpha\alpha}^{(y-1)}$  и  $\tilde{Y}_{\alpha\beta}^{(y-1)}$  имеют слагаемое  $y_{\alpha\beta} \rightarrow \infty$ , что устраняется предельным переходом при вычислении матрицы  $\tilde{G}$  по (7). В результате строка  $\alpha$  матрицы  $\tilde{G}$  принимает вид:

$$\begin{matrix} \alpha & \alpha+1 & \beta-1 & \beta & \beta+1 & \dots & y \\ 0 & 0 & \dots & 0 & -1 & 0 & \dots & 0 \end{matrix} \quad (19)$$

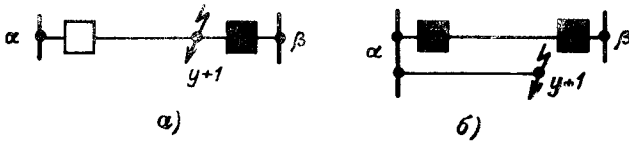


Рис. 2.

В матрице  $\dot{\mathbf{G}}$  все элементы — конечные величины, а потому при использовании формул (8) и (9) не появляется никаких особенностей.

Ток в шинносоединительном выключателе определяется как сумма токов в остальных ветвях, отходящих от узла  $\beta$ , а проверка — по сумме токов в узле  $\alpha$ .

**Одностороннее отключение места повреждения** (рис. 2,а). В данном случае появляется дополнительный узел с номером  $y+1$ . Введение такого узла для различных случаев одностороннего отключения значительно снижает возможности программы. Ниже приводится метод расчета одностороннего отключения места повреждения, например, со стороны  $\beta$  без дополнительных узлов. Режим равносильен отключению в исходной схеме с обеих сторон ветви  $\alpha-\beta$  и подключению к узлу  $\alpha$  ветви  $\alpha-(y+1)$  с проводимостью  $\dot{g}_{\alpha\beta}$  и коротким замыканием в узле  $y+1$  (рис. 2,б).

Если для такой схемы составить матрицу  $\dot{\mathbf{Y}}_{y(y+1)}$ -го порядка, привести ее к треугольному виду  $\dot{\mathbf{Y}}_{(y+1)-1} = \dot{\mathbf{Y}}^{(y)}$  по формуле (5) и отделить от нее последний столбец, то получим матрицу  $\tilde{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$   $y$ -го порядка, в которой влияние ветви  $\alpha-(y+1)$  на элементы осуществляется только через диагональный элемент  $\dot{Y}_{\alpha\alpha} \cdot \tilde{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$  отличается от матрицы  $\dot{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$  исходной схемы тем, что в  $\tilde{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$  ветвь  $\alpha-\beta$  учтена лишь в узле  $\alpha$ . Поэтому  $\tilde{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$  может быть получена из  $\dot{\mathbf{Y}}^{(y-1)}$  учетом в последней изменения проводимости  $\alpha-\beta$  на  $\Delta \dot{g}_{\alpha\beta} = -\dot{g}_{\alpha\beta}$  с сохранением исходного значения  $\dot{Y}_{\alpha\alpha}$ . По (7) определяются строки с  $\alpha$  по  $y$  матрицы  $\dot{\mathbf{G}}$ . Записывая (5) через элементы  $\dot{\mathbf{G}}$  при  $j=y+1$ , получаем для вычисления недиагональных элементов  $(y+1)$ -го столбца  $\dot{\mathbf{Y}}^{(y)}$  следующую формулу:

$$\dot{Y}_{i, y+1}^{(k)} = \dot{Y}_{i, y+1}^{(k-1)} - \dot{g}_{ki} \dot{Y}_{k, y+1}^{k-1},$$

$$k = \alpha, \alpha+1, \dots, y; i = k+1, \dots, y. \quad (20)$$

Формулы (20) и (8) отличаются только обозначением входящих в них искомых величин. Поэтому определение недиагональных элементов  $(y+1)$ -го столбца  $\dot{\mathbf{Y}}^{(y)}$  можно осуществить, обращаясь к подпрограмме вычислений по (8). Далее остается вычислить диагональный элемент  $\dot{Y}_{y+1, y+1}^{(y)}$   $(y+1)$ -го столбца. Переходя в (16) к элементам матрицы  $\dot{\mathbf{G}}$ , при  $i=j=y+1$  получаем:

$$\dot{Y}_{y+1, y+1}^{(y)} = \dot{Y}_{y+1, y+1} - \sum_{i=\alpha} \dot{g}_{ii} (\dot{Y}_{i, y+1}^{(y)})^2, \quad (21)$$

где  $\dot{Y}_{i, y+1}^{(y)}$  определяются по (20).

В рассматриваемом расчете необходимо определить относительные напряжения  $\dot{U}_m^*$  аварийных составляющих  $\dot{U}_m^{ab}$  при коротком замыкании в узле  $y+1$ . Значения  $\dot{U}_m^*$  и  $\dot{U}_m^{ab}$  вычисляются с помощью элементов  $\dot{Y}_{m, y+1}^{(y)}$ . Для вычисления  $\dot{U}_m^*$  по (8) и (9) в соответствии с [Л. 4] необходимо принять столбец  $\dot{\mathbf{I}}$  задающих токов в виде:

$$\dot{\mathbf{I}} = \begin{bmatrix} 1 & 2 & y & y+1 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & 1 \end{bmatrix}^t. \quad (22)$$

В данном случае

$$\dot{\mathbf{I}}^{(y)} = \dot{\mathbf{I}}, \quad (23)$$

поэтому вычисления по (9) дают:

$$\dot{U}_{y+1}^* = \dot{g}_{y+1, y+1} = \frac{1}{\dot{Y}_{y+1, y+1}^{(y)}}; \quad (24)$$

$$\begin{aligned} \dot{U}_m^* &= \dot{g}_{mm} \cdot 0 - \sum_{s=m+1}^{y+1} \dot{g}_{ms} \dot{U}_s^* = -\dot{g}_{m, y+1} \dot{U}_{y+1}^* - \\ &- \sum_{s=m+1}^y \dot{g}_{ms} \dot{U}_s^* = \dot{g}_{mm} (-\dot{Y}_{m, y+1}^{(y)} \dot{U}_{y+1}^* - \\ &- \sum_{s=m+1}^y \dot{g}_{ms} \dot{U}_s^*), \quad (25) \\ m &= y, y-1, \dots, 1. \end{aligned}$$

Если ввести обозначение  $\dot{I}_m^{(y)} = -\dot{Y}_{m, y+1}^{(y)} \dot{U}_{y+1}^*$ , то (25) полностью совпадает с (9). Поэтому для вычисления относительных значений напряжений по (25) достаточно умножить на  $-\dot{U}_{y+1}^*$  элементы  $\dot{Y}_{m, y+1}^{(y)}$  и использовать подпрограмму вычислений по (9). Для определения аварийных составляющих напряжений  $\dot{U}_m^{(ab)}$  необходимо  $\dot{U}_m^*$  умножить на  $\dot{I}_{\kappa, 3} = -\dot{U}_{y+1}^{(H)} / \dot{U}_{y+1}^*$ , где  $\dot{U}_{y+1}^{(H)}$  — напряжение в предшествующем режиме, определяемое по (8) и (9) с помощью столбца задающих токов вида:

$$[\dot{I}_1, \dot{I}_2, \dots, \dot{I}_y, 0]^t = [\dot{\mathbf{I}}, 0]^t. \quad (26)$$

В результате применения к (26) формулы (8) получаем столбец  $[\dot{\mathbf{I}}^{(y-1)}, \dot{I}_{y+1}^{(y)}]^t$ . Выражение для  $\dot{I}_{y+1}^{(y)}$  может быть получено из (8) с использованием элементов  $\dot{\mathbf{I}}^{(y-1)}$ :

$$\dot{I}_{y+1}^{(y)} = \dot{I}_{y+1} - \sum_{s=1}^y \dot{g}_{s, y+1} \dot{I}_s^{(y-1)} = - \sum_{s=1}^y \dot{g}_{ss} (\dot{Y}_{s, y+1}^{(y)} \dot{I}_s^{(y-1)}). \quad (27)$$

Из (9) получаем

$$\dot{U}_{y+1}^{(H)} = \dot{g}_{y+1, y+1} \dot{I}_{y+1}^{(y)}, \quad (28)$$

а на основании (28) и (24)  $\dot{I}_{\kappa, 3} = -\dot{I}_{y+1}^{(y)}$ .

Рассмотренный алгоритм позволяет вычислить напряжения при коротком замыкании в промежуточных точках линий без введения дополнительных узлов в исходной схеме путем отключения поврежденной ветви  $\alpha-\beta$  и включения двух ветвей

$\alpha - (y+1)$  и  $\beta - (y+1)$ . Это дает возможность устранить в схеме (рис. 1) узлы типа 1 и 2 и, таким образом, увеличить сложность схемы.

**Пример.** Проиллюстрируем приведенные алгоритмы на примере схемы рис. 1. Матрица  $\dot{Y}^{(y-1)} = \dot{Y}^{(4)}$  для схемы с разомкнутым шинносоединительным выключателем  $\alpha - \beta$ , полученная по алгоритму [Л. 5], имеет вид:

$$\dot{Y}^{(4)} = \begin{vmatrix} 0,04 & -0,02 & 0 & 0 & 0 \\ & 0,0295 & 0 & 0 & -0,02 \\ & & 0,06 & -0,04 & 0 \\ & & & 0,0733 & -0,04 \\ & & & & 0,0497 \end{vmatrix}. \quad (29)$$

Рассмотрим порядок расчета при одностороннем отключении короткого замыкания в точке  $k_1$ .

1. Пересчитываем матрицу  $\dot{Y}^{(4)}$  при изменении проводимости ветви  $1 - 2$  на величину  $\Delta \dot{y}_{12} = -\dot{y}_{12} = -0,02$ , сохраняя проводимость  $\dot{Y}_{22}$ . Пересчет  $\dot{Y}^{(4)}$  осуществим по методу I.

а) Определяем множество  $P$ , изменяемых в  $\dot{Y}^{(4)}$  строк, исходя из  $\alpha = 1$ ,  $\beta = 2$  и матрицы  $\dot{Y}^{(4)}$ . В соответствии с первой строкой  $\dot{Y}^{(4)}$  ( $\alpha = 1$ ) необходимо пересчитать строку 2, так как  $\dot{Y}_{12}^{(4)} \neq 0$ , а в соответствии со второй строкой — также строку 5 ( $\dot{Y}_{25}^{(4)} \neq 0$ ). Таким образом, множество  $P$  состоит из трех индексов — 1, 2, 5.

б) Вычислим  $\dot{Y}_{(\alpha-1)}^{(4)} = \dot{Y}_{(0)}^{(4)}$  по (14) (значения  $k$  берутся из множества  $P$  в обратном порядке, начиная с  $y - 1 = 4$ ); при  $k = 2$

$$\begin{aligned} \dot{Y}_{55}^{(k-1)} &= \dot{Y}_{55}^{(1)} = \dot{Y}_{55}^{(4)} + \frac{\dot{Y}_{25}^{(4)}}{\dot{Y}_{22}^{(4)}} \dot{Y}_{25}^{(4)} = 0,0497 + \\ &+ \frac{(-0,02)}{0,0295} (-0,02) = 0,0632; \end{aligned} \quad (30)$$

при  $k = 1$  пересчитывается один элемент ( $i = j = 2$ ):

$$\dot{Y}_{22}^{(0)} = \dot{Y}_{22} = 0,0395. \quad (31)$$

В (30) и (31) номера пересчитываемых строк  $i$  и индексы элементов  $j$  при данном значении  $k$  определяются индексами элементов  $k$ -й строки ( $k = 2$  и 1). С учетом (30) и (31):

$$\dot{Y}_{(\alpha-1)}^{(4)} = \dot{Y}_{(0)}^{(4)} = \begin{vmatrix} 0,04 & -0,02 & 0 & 0 & 0 \\ & 0,0395 & 0 & 0 & -0,02 \\ & & 0,06 & -0,04 & 0 \\ & & & 0,0733 & -0,04 \\ & & & & 0,0632 \end{vmatrix}, \quad (32)$$

т. е. для получения  $\dot{Y}_{(\alpha-1)}^{(4)} = \dot{Y}_{(0)}^{(4)}$  потребовалось пересчитать элементы лишь двух строк.

в) Корректируем элементы  $\dot{Y}_{11}^{(0)}$ ,  $\dot{Y}_{12}^{(0)}$  и  $\dot{Y}_{22}^{(0)}$  матрицы  $\dot{Y}_{(0)}^{(4)}$ :

$$\left. \begin{aligned} \tilde{\dot{Y}}_{11}^{(0)} &= \dot{Y}_{11}^{(0)} + \Delta \dot{y}_{12} = 0,02; \\ \tilde{\dot{Y}}_{12}^{(0)} &= \dot{Y}_{12}^{(0)} - \Delta y_{12} = 0; \\ \dot{Y}_{22}^{(0)} &= \dot{Y}_{22}^{(0)} = 0,0395. \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

Скорректированная матрица  $\tilde{\dot{Y}}_{(0)}^{(4)}$  имеет вид:

$$\tilde{\dot{Y}}_{(\alpha-1)}^{(4)} = \tilde{\dot{Y}}_{(0)}^{(4)} = \begin{vmatrix} 0,02 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 0,0395 & 0 & 0 & -0,02 \\ & & 0,06 & -0,04 & 0 \\ & & & 0,0733 & -0,04 \\ & & & & 0,0632 \end{vmatrix}. \quad (34)$$

г) Получим искомую матрицу  $\tilde{\dot{Y}}^{(4)}$  на основе  $\tilde{\dot{Y}}_{(0)}^{(4)}$  по (5), давая для  $k$  значения 1 и 2 из множества  $P$ , кроме  $k = y = 5$ . При  $k = 1$  пересчетов нет, поскольку в первой строке (34) отсутствуют недиагональные элементы, отличные от нуля. При  $k = 2$  пересчитываем пятую строку (в (34)  $\dot{Y}_{25}^{(0)} \neq 0$ ):

$$\tilde{\dot{Y}}_{55}^{(4)} = 0,0531. \quad (35)$$

Таким образом, в данном случае матрица  $\tilde{\dot{Y}}^{(y-1)}$  получается из (34) заменой в ней пятой строки на (35).

2. Вычисляем матрицу  $\dot{G}$  по (7) на основе  $\tilde{\dot{Y}}^{(4)}$ :

$$\dot{G} = \begin{vmatrix} 50 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ & 25,316 & 0 & 0 & -0,506 \\ & & 16,667 & -0,667 & 0 \\ & & & 13,642 & -0,545 \\ & & & & 18,832 \end{vmatrix}. \quad (36)$$

3. Для вычисления недиагональных элементов  $\dot{Y}_{i,y+1}^{(y)} (y + 1)$ -го столбца  $\dot{Y}^{(y)}$  в качестве исходного берем столбец матрицы проводимостей (без диагонального элемента), соответствующий точке  $k_1$  (рис. 1)

$$\begin{bmatrix} 1 & 2 & 3 & 4 & 5 \\ 0 & -0,02 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}^t. \quad (37)$$

4. Применяя (8) к столбцу (37), находим  $\dot{Y}_{i6}^{(5)} (i = 1, 2, \dots, 5)$ :

$$[0 - 0,02 \ 0 \ 0 \ -0,0101]^t. \quad (38)$$

5. Вычисляем диагональный элемент  $\dot{Y}_{y+1,y+1}^{(y)} = \dot{Y}_{66}^{(5)}$  по (21) с использованием (36) и (38):

$$\dot{Y}_{66}^{(5)} = \dot{Y}_{66} - \dot{g}_{22} (\dot{Y}_{25}^{(5)})^2 - \dot{g}_{55} (\dot{Y}_{56}^{(5)})^2 = 0,008. \quad (39)$$

6. В соответствии с (24)  $\dot{U}^*_{\alpha} = 125$ .

7. Умножая ненулевые элементы в (38) на  $-\dot{U}^*_{\alpha}$ , получаем:

$$\dot{I}_m^{(y)} = -\dot{Y}_{m,y+1}^{(y)} \dot{U}^*_{y+1} (m = 1, 2, \dots, 5; y = 5):$$

$$[0 \ 2,5 \ 0 \ 0 \ 1,262]^t. \quad (40)$$

8. Вычисление по (9) со столбцом (40) дает относительные значения аварийных составляющих напряжений:

$$[0 \ 75,315 \ 8,639 \ 12,952 \ 23,766]^t.$$

## ЛИТЕРАТУРА

1. Мельников Н. А., Матричный метод анализа электрических цепей, изд-во «Энергия», 1966.
2. Жидких Н. М. и Лосев С. Б., Алгоритм и универсальная программа для комплексного расчета на АЦВМ «Урал-2» всех видов коротких замыканий в сложных сетях, «Электричество», 1967, № 5.
3. Хрущева Е. В., Особенности расчета токов короткого замыкания в электрических системах при автоматическом чередовании вариантов изменений в схеме сети, сб. «Анализ режимов электроэнергетических систем при помощи вычислительных машин», «Наукова Думка», Киев, 1968.
4. Жидких Н. М. и Лосев С. Б., Метод расчета на ЭЦВМ токов короткого замыкания, эффективно использующий матрицу узловых проводимостей, «Электричество», 1968, № 11.
5. Жидких Н. М. и Чесаченко В. Ф., Безытеративные алгоритмы расчета динамической устойчивости электроэнергетических систем, Изв. АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1970, № 3.

[13.8.1970]



# Косвенное измерение синхронизирующей мощности для сохранения заданного запаса статической устойчивости ВЛ

В. В. БУЕВИЧ, Г. Р. ГЕРЦЕНБЕРГ, В. Е. КАШТЕЛЯН и Э. Е. ОСТРОУМОВ

Электропередача способна работать длительное время со сравнительно небольшим запасом статической устойчивости, если известна практическая величина ее пропускной способности [Л. 1]. Таким образом, чтобы значительно увеличить использование пропускной способности ВЛ, в процессе работы необходимо получать информацию о значении действительного запаса статической устойчивости. При этом крайне желательно, чтобы получение такой информации не было связано с использованием средств телеизмерения. Сравнительно простое решение такой задачи может быть получено с помощью измерения синхронизирующей мощности.

Режим ВЛ переменного тока однозначно определяется следующими уравнениями:

$$P = \frac{U_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{U_1 U_2}{Z_{12}} \sin (\delta - \alpha_{12}); \quad (1)$$

$$Q = \frac{U_1^2}{Z_{11}} \cos \alpha_{11} - \frac{U_1 U_2}{Z_{12}} \cos (\delta - \alpha_{12}). \quad (2)$$

Синхронизирующая мощность электропередачи — частная производная передаваемой мощности по углу, т. е.

$$\frac{\partial P}{\partial \delta} = \frac{U_1 U_2}{Z_{12}} \cos (\delta - \alpha_{12}). \quad (3)$$

Ее положительность, как известно, — необходимое условие устойчивости ВЛ. Если остальные условия устойчивости выполняются (самораскачивания не возникают), то критерий  $\frac{\partial P}{\partial \delta} > 0$  становится и достаточным условием устойчивости. В этом случае значение синхронизирующей мощности может быть мерой приближения к пределу статической устойчивости.

При поддержании напряжений  $U_1$  и  $U_2$  постоянными зависимости синхронизирующей мощности от активной мощности электропередачи представляют семейство окружностей с радиусами  $R = \frac{U_1 U_2}{Z_{12}}$  и координатами центра  $\left( \frac{U_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11}, 0 \right)$ . Уравнения (1) и (3) дают параметрическое задание семейства упомянутых окружностей.

Синхронизирующая мощность ВЛ может быть измерена косвенно по известным напряжению и току в начале ВЛ, если задано также ее собственное сопротивление, поскольку из уравнений (2) и (3) следует, что

$$\frac{\partial P}{\partial \delta} = \frac{U_1^2}{Z_{11}} \cos \alpha_{11} - Q. \quad (4)$$

Таким образом, сигнал, пропорциональный синхронизирующей мощности, может быть образован как разность двух величин. Первая величина пропорциональна квадрату напряжения, вторая — реактивной мощности в начале ВЛ. При этом

предполагается, что напряжение в начале ВЛ поддерживается регуляторами возбуждения генераторов, и предел статической устойчивости определяется положительностью синхронизирующей мощности линии.

Предложенный метод измерения синхронизирующей мощности может дать точный результат при условии правильного учета сопротивления  $Z_{11}$ . Вообще говоря, изменения схемы линии передачи можно учесть соответствующей перестройкой измерительного элемента, однако в некоторых случаях для этого потребовалась бы телепередача информации о положении выключателей линии. Экспериментальное исследование показало, что практически может быть использована постоянная настройка измерительного элемента, которую не обязательно ставить в соответствие схеме линии. При этом синхронизирующая мощность измеряется точно только при расчетной схеме ВЛ. Если, например, фактическое собственное сопротивление линии увеличивается по сравнению с расчетным  $Z_{11}$  в  $\alpha_0$  раз<sup>1</sup>, то измерительный элемент синхронизирующей мощности будет выдавать сигнал

$$B = \frac{U_1^2}{Z_{11}} \cos \alpha_{11} - Q,$$

в то время как действительная величина синхронизирующей мощности

$$\frac{\partial P}{\partial \delta} = \frac{U_1^2}{\alpha_0 Z_{11}} \cos \alpha_{11} - Q.$$

Таким образом, измеренная синхронизирующая мощность

$$B = \frac{\partial P}{\partial \delta} + \frac{U_1^2}{Z_{11}} \left( 1 - \frac{1}{\alpha_0} \right) \cos \alpha_{11} \quad (5)$$

отличается от фактической на величину второго слагаемого в выражении (5).

Семейство графических зависимостей  $B(P)$  представляет окружности, центры которых смещены по оси ординат на величину второго члена выражения (5). При постоянных  $U_1$  и  $U_2$  максимумы  $B$  располагаются в очень небольшой области, и приближенное построение удобно делать так, чтобы окружности имели точку касания (рис. 1). При этом величины радиусов окружностей не зависят от  $\alpha_0$  (т. е. от точности учета схемы линии), а изменяется лишь смещение центров окружностей. Если измерительную схему настроить так, чтобы учитывалось наибольшее возможное сопротивление линии (кривая 3 на рис. 1), то при всех других вариантах схемы кривые  $B(P)$  в области  $P > 0$  будут пересекать ось  $P$  правее расчетной кривой. При этом, как следует из рис. 1, максимальная мощность, передачу которой допускает устройство, зависит от пропускной способности электропередачи. Однако

<sup>1</sup> При более строгом рассмотрении необходимо учитывать изменение и величины  $\cos \alpha_{11}$ .

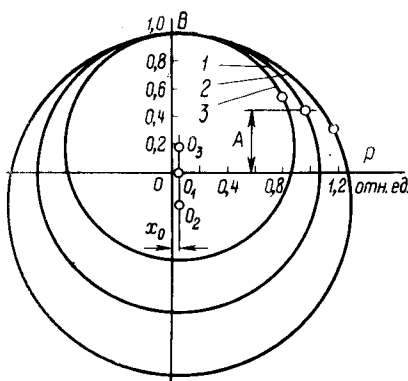


Рис. 1. Влияние изменения сопротивления линии ( $U_1=U_2=1$ ).

1 —  $\alpha_0=1$ ; 2 —  $\alpha_0=0,8$ ; 3 —  $\alpha_0=0,2$ ;  $O_1, O_2, O_3$  — центры окружностей;  $A$  — минимальная величина сигнала (точками обозначены режимы, соответствующие 0,9 пределу статической устойчивости).

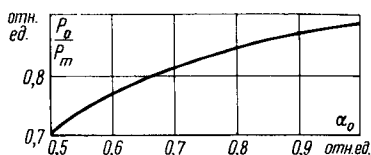


Рис. 2. Зависимость уровня ограничения передаваемой мощности, выраженного в долях предела статической устойчивости от кратности изменения сопротивления линии.

запас статической устойчивости получается различным при различных значениях сопротивления электропередачи: меньшему сопротивлению линии соответствует большой запас устойчивости (рис. 2).

Характер кривой рис. 2 хорошо соответствует известному требованию о величинах запаса статической устойчивости в нормальном и послеаварийном режимах ВЛ [Л. 1]. Кривая идет очень полого, и лишь в области  $\alpha_0 < 0,7$  (т. е. практически для двухцепных линий без переключательных пунктов) может потребоваться корректировка настройки ограничителя мощности при изменениях схемы линии. Такая корректировка может производиться блоком контактами выключателей линии. Избежать ее можно включением измерителей синхронизирующей мощности в начало каждой из параллельных цепей линии. При наличии переключательных пунктов (т. е. именно тогда, когда затруднительно получать информацию о положении выключателей) корректировка, как показало исследование, не требуется.

На рис. 3 представлены полученные экспериментально на электродинамической модели зависимости сигнала выхода измерительного элемента синхронизирующей мощности от мощности, передаваемой по линии. Эксперимент проведен на модели двухцепной линии передачи от тепловой станции мощностью 1 200 Мвт. Напряжение линии — 330 кВ, длина — 435 км; линия разделена на три одинаковых участка двумя переключательными пунктами.

В большинстве случаев к шинам электростанции примыкают несколько линий. Если желательно контролировать нагрузку одной из них, датчик синхронизирующей мощности приходится включать в цепи измерительных трансформаторов именно этой линии, причем возникает некоторая погрешность измерения, если регуляторы возбуждения поддерживают напряжение на выводах генераторов, а не в начале линии. Зависимости  $B(P)$  в этом случае обладают большей крутизной в области больших нагрузок, и хотя пропускная способность линий определяется с достаточной точностью, все же лучшие результаты получаются, если указанная погрешность отсутствует. С этой точки зрения следует

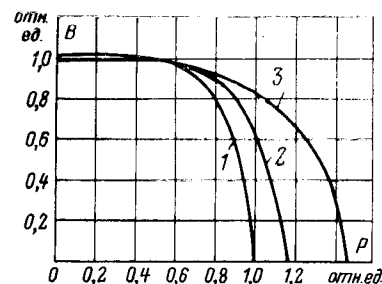


Рис. 3. Зависимость сигнала датчика синхронизирующей мощности от активной мощности, передаваемой по линии.

1 — отключена одна цепь на двух участках линии; 2 — то же на одном участке; 3 — включены обе цепи на всех трех участках линии.

отдать предпочтение автоматическому поддержанию напряжения в начале линии.

Изложенный способ позволяет определять синхронизирующую мощность отдельных синхронных машин (относительно сети постоянного напряжения), а также синхронизирующую мощность ВЛ, если рассматривается система из двух станций, связанных линией передачи. На модели были поставлены эксперименты применительно лишь к этому практически наиболее важному случаю.

Ранее было отмечено, что имеется возможность сохранять неизменяемой настройку измерителя синхронизирующей мощности при различных вариантах схемы ВЛ. Поскольку этот вывод был сделан лишь на основе анализа характеристик ВЛ без промежуточных отборов мощности, возникла необходимость проверить, насколько он справедлив в более общем случае. С этой целью при проведении экспериментов на электродинамической модели была использована схема, в которой предусмотрены различные варианты промежуточной нагрузки и реакторов поперечной компенсации (в начале или в середине линии). Кроме того, двухцепная линия 500 кВ, 720 км, разделенная переключательным пунктом на два участка, могла иметь (независимо от того, есть ли промежуточные отборы мощности) три различных варианта схемы. Мощность реакторов поперечной компенсации соответствовала примерно одной трети зарядной мощности линии. Мощность промежуточной нагрузки, имеющей  $\cos \varphi = 0,9$ , составляла около 10% от предела статической устойчивости передачи при нормальной схеме или около 17% при отключенной одной цепи на обоих участках линии.

На модель ВЛ было включено два модельных турбогенератора Г1 и Г2 (4×300 Мвт каждый), причем избыточная мощность могла потребляться местной нагрузкой, включенной на шинах станции. За базисную мощность была принята полная установленная мощность одной группы генераторов станции — 1 410 Мва. Измерительный элемент устройства был включен в начало линии; ограничение передаваемой мощности производилось системой автоматического регулирования мощности одного из агрегатов.

С помощью экспериментальной установки возможно определить статические характеристики системы ограничения нагрузки  $P_1(P_2)$ . В этом случае в начале опыта генератор Г1 выдает номинальную мощность, а генератор Г2 работает на холостом ходу. Затем мощность генератора Г2 увеличивается, и соответственно, увеличивается мощность, передаваемая по линии. После вступления в действие ограничителя передаваемая по линии



мощность изменяется на величину статической ошибки (если не предусмотрено автоматическое сведение ее к нулю). Таким образом, удастся очень точно определить момент начала ограничения мощности, а также статизм системы.

Результаты измерений уровней ограничения мощности и определения пределов статической устойчивости ВЛ сведены в таблицу.

**Влияние изменения схемы и режима электропередачи на уровень ограничения передаваемой мощности**

Напряжение генераторов $U_1$ и $U_2$	Схема линии	Обозначения	$P_{м.н} = 0$			$P_{м.н} = 0,035$		
			Реакторы и промежуточная нагрузка отключены	Промежуточная нагрузка в начале линии	Промежуточная нагрузка в середине линии	Реакторы в начале линии, $P_{н=0}$	Реакторы в середине линии, $P_{н=0}$	Промежуточная нагрузка в середине линии без реакторов
1,0	Нормальная	$P_m$ $P_0$ $k_p$	1,2 1,05 12,5	1,26 1,1 12,5	1,21 1,05 13	1,18 0,885 25	1,16 0,835 18	0,91 0,81 11
	Отключена одна цепь на одном участке	$P_m$ $P_0$ $k_p$	0,92 — —	1,0 0,875 12,5	— — —	0,91 0,63 31	0,86 0,715 17	0,85 0,78 8
	Отключена одна цепь на двух участках	$P_m$ $P_0$ $k_p$	0,7 — —	— — —	— — —	0,71 0,515 27,5	0,67 0,55 12,5	— — —
0,9	Нормальная	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	1,03 0,87 15,5	1,03 0,9 13	— — —
	Отключена одна цепь на одном участке	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	— — —	0,77 0,67 13	— — —
	Отключена одна цепь на двух участках	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	0,62 0,485 21,5	0,58 0,51 12,5	— — —
1,1	Нормальная	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	1,29 0,865 33	1,29 1,0 23	— — —
	Отключена одна цепь на одном участке	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	0,77 0,48 37,5	0,74 0,59 20	— — —
	Отключена одна цепь на двух участках	$P_m$ $P_0$ $k_p$	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —	— — —

Примечание.  $P_m$  — предел статической устойчивости электропередачи;  $P_0$  — мощность, при которой вступает в работу ограничитель (уровень ограничения);  $k_p = \frac{P - P_0}{P}$  — коэффициент запаса статической устойчивости;

$P$  — мощность промежуточной нагрузки (135 Мвт,  $\cos \varphi = 0,85$ );  $P_{м.н}$  — мощность местной нагрузки (495 Мвт,  $\cos \varphi = 0,9$ ); мощность реакторов поперечной компенсации 1 000 Мвар.

Анализ результатов исследования показывает, что устройство ограничения передаваемой мощности обеспечивает коэффициент запаса статической устойчивости, составляющий для различных схем передачи 7—37%. В подавляющем большинстве случаев, представляющих практический интерес,

обеспечивается запас статической устойчивости от 7 до 18%. Случаев отказа системы ограничения мощности из-за перемещения уровня ограничения за предел статической устойчивости не обнаружено. Оценивая основные закономерности изменения полученных величин, можно заметить, что запас статической устойчивости, обеспечиваемый устройством, увеличивается при включении промежуточной реактивной нагрузки. При этом влияние промежуточной нагрузки больше, когда она включена в начале линии. Так например, при включении реакторов поперечной компенсации в начале линии (нормальная схема) обеспечивается запас статической устойчивости в 25% (вместо 12,5% без реакторов), а в случае включения тех же реакторов в середине линии обеспечиваемый запас устойчивости снижается до 18%. Промежуточная активная нагрузка изменяет уровень ограничения в значительно меньшей степени. Используемая в опытах активно-индуктивная нагрузка с  $\cos \varphi = 0,9$  незначительно влияет на величину обеспечиваемого устройством запаса статической устойчивости.

Практический интерес представляют результаты опытов, проведенные при сниженном напряжении на выводах генераторов. В этом случае запас статической устойчивости уменьшается, но он достаточен для надежной работы ВЛ. Так например, при  $U_r = 0,9U_n$  минимальная величина запаса устойчивости по данным таблицы составляет 13% против 18% в случае номинального напряжения. Увеличение напряжения приводит к обратным результатам: запас статической устойчивости увеличивается. Особенно заметно это увеличение при включении реакторов поперечной компенсации в начале линии. Поскольку увеличение напряжения на 10% на длительный период эксплуатации линии маловероятно (а иногда и недопустимо), то не следует опасаться чрезмерной разгрузки ВЛ, которая может возникнуть в этих условиях. Нужно также отметить, что в опытах повышение напряжения в начале линии достигалось увеличением возбуждения генераторов станции при передаче по ней сравнительно большой активной мощности. В условиях эксплуатации такой режим может встречаться значительно реже, чем режим повышения напряжения на незагруженной линии, когда вопрос об уровне ограничения передаваемой мощности снимается.

При проведении исследования был принят весьма большой диапазон изменения эквивалентной реактивности линии. Например, очевидно, что на практике не следует ориентироваться на одновременный вывод в ремонт одной цепи линии на двух ее участках. Поэтому можно ограничить расчетные пределы изменения сопротивления линии всего двумя значениями, одно из которых соответствует нормальной схеме линии, второе — линии с одной отключенной цепью на одном из участков. В этих условиях возможно поддержание запаса статической устойчивости передачи, измеряемого несколькими процентами.

Исследование показало возможность достаточно точного для практических целей определения степени приближения режима ВЛ к предельному по статической устойчивости. Примененное с этой целью косвенное измерение синхронизирующей

# Об определении характеристик нагрузки по напряжению методом пассивного эксперимента

Канд. техн. наук Ю. Е. ГУРЕВИЧ и инж. Л. Е. ЛИБОВА  
ВНИИЭ

Применяемые способы определения характеристик нагрузки по напряжению [Л. 1] чаще всего связаны с активным вмешательством в режим работы энергосистемы и принудительным изменением напряжения в некотором диапазоне, что не всегда оказывается практически осуществимым и достаточно безопасным по условиям надежности электроснабжения потребителей. Кроме того, иногда обработка данных активного эксперимента не позволяет достаточно надежно выявить реальные характеристики исследуемой нагрузки из-за ее неустойчивости во время испытаний и разброса экспериментальных точек.

Во многих случаях достаточно знать только значения регулирующих эффектов нагрузки по напряжению в точке нормального режима  $\left(\frac{\partial P}{\partial U}\right)_{U=U_{\text{норм}}}$  и  $\left(\frac{\partial Q}{\partial U}\right)_{U=U_{\text{норм}}}$ . В связи с этим заслуживают внимания статистические методы обработки результатов «пассивного» эксперимента, который в данном случае заключается в регистрации с помощью приборов длительного действия случайных малых отклонений напряжения и мощностей на шинах рассматриваемого узла.

Статистический метод обработки результатов такого эксперимента, предложенный в [Л. 2], не учитывает влияния флуктуаций исследуемой нагрузки на уровень напряжения на ее шинах и поэтому может найти ограниченное применение. Предложенный ниже метод обработки данных такого же «пассивного» эксперимента носит более общий характер и, как будет показано, дает удовлетворительные результаты в широком диапазоне изменений условий питания нагрузки.

Случайные малые отклонения параметров режима нагрузки от средних величин вызваны двумя причинами. Первая причина, которая может быть названа «внешними возмущениями», — это изменение

мощности всех нагрузок энергосистемы, не входящих в исследуемый узел, вторая — представляет собственные флуктуации исследуемой нагрузки (изменения загрузки двигателей, связанные с технологией, изменения состава нагрузки и др.). Эксперимент целесообразно проводить в часы, когда средний уровень нагрузки в суточном графике ее меняется незначительно.

При достаточно большом количестве зарегистрированных точек распределения минутных колебаний «внешних возмущений» и собственных флуктуаций нагрузки могут быть приняты нормальными и некоррелированными. В силу линейности процессов при малых отклонениях распределения параметров режима то же будут нормальными. Записанные точки будут образовывать эллипсы рассеивания в координатах  $U, P$ ;  $U, Q$ ;  $P, Q$ . Параметры режима нагрузки рассматриваются в относительных единицах. За единицу принимаются величины математических ожиданий соответственно  $U, P, Q$ . Начала координат переносятся в центр рассеивания.

Проанализируем точки, составляющие эллипс рассеивания в координатах  $U, P$  (рис. 1) в предположении, что характеристика нагрузки рассматриваемого узла  $P=f(U)$  в окрестностях нормального режима нам известна. Если бы уровень напряжения на шинах узла не зависел от колебаний его нагрузки, то изменение мощности за счет собственных флуктуаций можно было бы представить в виде:

$$P=1+\Delta P_0.$$

В общем же случае изменение падения напряжения во внешнем сопротивлении приведет к тому, что мощность, потребляемая нагрузкой

$$P=1+\Delta P_0-\Delta U\left(\frac{\partial P}{\partial U}\right)_{U=U_{\text{норм}}}=1+\Delta P,$$

т. е. новый режим будет соответствовать не точке  $A_0$ , а точке  $A'_k$ . Таким образом, очевидно, что ре-

мощности не требует средств телемеханики. Измерительные устройства просты и надежны. Возможна единая настройка измерителя синхронизирующей мощности, которая не требует изменений при различных схемах и режимах работы линии (в том числе и для двухцепных линий с несколькими переключательными пунктами, ответвленными и при наличии устройств компенсации параметров линии). Практическая реализация рассмотренного метода достаточно проста, но необходимо иметь в виду и множество факторов, влияющих на статическую устойчивость. Здесь уместно вспомнить, что положительность синхронизирующих мощностей — лишь необходимое, но недостаточное условие устойчивости. Кроме того, в сложных сетях (и особенно

в условиях изменения структуры сети) возможны случаи, где необходимо измерять синхронизирующую мощность более, чем одной линии, т. е. использовать информацию, получаемую с нескольких различных электропередач. Ответ, насколько это необходимо, могут дать расчеты предельных по статической устойчивости режимов сети или натурные эксперименты.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Основные положения и временные руководящие указания по определению устойчивости энергетических систем, изд-во «Энергия», 1964.
2. Жданов П. С., Устойчивость электрических систем, Госэнергоиздат, 1948.

[5.10.1971]



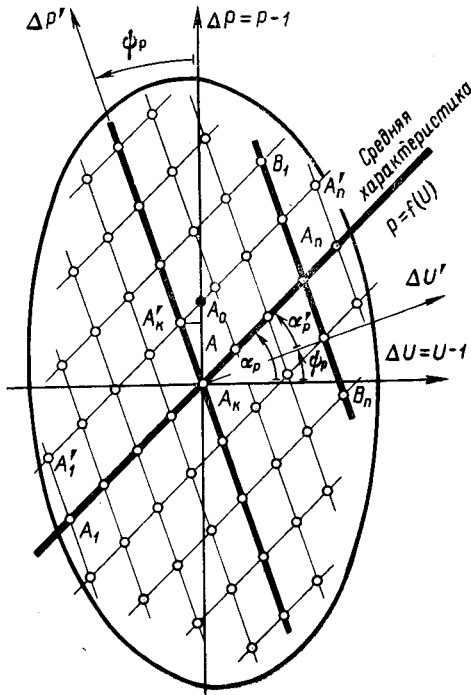


Рис. 1.

жимы, полученные при отсутствии «внешних возмущений», будут соответствовать точкам, лежащим на прямых, параллельных линии  $B_1B_n$  и проходящих под некоторым углом  $\psi_P$  к оси  $P$  (соответственно под углом  $\psi_Q$  к оси  $Q$ ). Очевидно, что математические ожидания величин  $U$  и  $P$  для точек, лежащих на линии  $B_1B_n$ , дадут точку, принадлежащую характеристике  $P=f(U)$  для средней нагрузки.

Следовательно, линия  $A_1A_n$ , которая в осях  $U, P$  является искомой характеристикой нагрузки  $P=f(U)$ , в повернутых осях  $U', P'$  есть линия регрессии  $P'$  на  $U'$ . Иначе говоря, характеристика  $P=f(U)$  может быть определена путем построения линии регрессии в осях координат, смещенных на угол  $\psi$ .

Из рис. 1 следует также, что определение характеристики  $P=f(U)$  как линии регрессии  $P$  на  $U$  [Л. 2] может привести к существенной ошибке. Из  $\Delta A_k A A'_k$  (рис. 1) следует, что

$$\operatorname{tg} \psi_P = \frac{\Delta U}{\Delta P}; \operatorname{tg} \psi_Q = \frac{\Delta U}{\Delta Q}. \quad (1)$$

Очевидно, что соотношение между отклонениями напряжения  $\Delta U$  и флуктуациями нагрузки  $\Delta P$  и  $\Delta Q$  при условном отсутствии флуктуаций внешних нагрузок зависит, главным образом, от значения эквивалентного внешнего сопротивления  $Z = r + jx^*$ . Это подтверждают расчеты, выполненные для схемы, приведенной на рис. 2, в которой все внешние нагрузки системы представлены нагрузкой  $P_2 + jQ_2$ , эквивалентной в смысле влияния на напряжение в рассматриваемом узле. (Значение этой

нагрузки могло бы быть оценено в первом приближении при свертке схемы сети с применением «правила моментов»). Поскольку, как показывают расчеты для схемы рис. 2, а, значение нагрузки  $P_2 + jQ_2$  и соотношение сопротивлений  $Z_1$  и  $Z_2$  пренебрежимо мало влияют на значения  $\psi_P$  и  $\psi_Q$  (хотя и определяют точность результатов пассивного эксперимента в целом), то при расчетах  $\psi_P$  и  $\psi_Q$  внешней нагрузкой можно пренебречь. Значение  $\cos \varphi$  для рассматриваемой нагрузки может считаться неизменным.

Получим расчетные формулы для  $\psi_P$  и  $\psi_Q$ .

Точке  $A'_k$  на рис. 1 соответствуют координаты  $P = 1 + \Delta P$ ,  $U = 1 + \Delta U$ . Эквивалентная э. д. с., приложенная за сопротивлением  $Z$ , для режима  $A'_k$

$$E^2 = \left[ 1 + \Delta U + \frac{(1 + \Delta P) r \cos \varphi + (1 + \Delta Q) x \sin \varphi}{1 + \Delta U} \right]^2 + \left[ \frac{(1 + \Delta Q) r \sin \varphi - (1 + \Delta P) x \cos \varphi}{1 + \Delta U} \right]^2 \quad (2)$$

(где  $\Delta U, \Delta P, \Delta Q$  малы по сравнению с единицей) или

$$E^2 = A + 2B\Delta U + 2C_1\Delta P + 2C_2\Delta Q. \quad (3)$$

Так как  $E = \text{const}$ , то

$$2B\Delta U + 2C_1\Delta P + 2C_2\Delta Q = 0, \quad (4)$$

где

$$B = 1 - z^2; C_1 = r \cos \varphi + z^2 \cos^2 \varphi; C_2 = x \sin \varphi + z^2 \sin^2 \varphi. \quad (5)$$

Из (1) и (4) могут быть найдены значения  $\psi_P$  и  $\psi_Q$ . Здесь, однако, следует учесть, что флуктуации  $\Delta P$  и  $\Delta Q$  связаны не функционально, а статистически. Поэтому для определения  $\psi_P$ , или, иначе говоря, величины  $\Delta U$  для выбранного значения  $\Delta P^{**}$  следует брать такое значение  $\Delta Q$ , которое является условным математическим ожиданием случайных величин  $\Delta Q$  для данного значения  $\Delta P$ . Тогда

$$\Delta Q = \Delta P \frac{K_{PQ}}{D_P}, \quad (6)$$

где  $K$  — корреляционный момент;  $D$  — дисперсия.

Теперь из выражений (1), (4) и (6) можно получить, что

$$\operatorname{tg} \psi_P = \frac{C_1 + C_2 \frac{K_{PQ}}{D_P}}{B} \quad (7)$$

и аналогично

$$\operatorname{tg} \psi_Q = \frac{C_1 \frac{K_{PQ}}{D_Q} + C_2}{B}. \quad (8)$$

Здесь для определения связи (6) между флуктуациями  $\Delta P$  и  $\Delta Q$  используется получаемый при

\* Сопротивление  $Z$  от точки измерений до шин неизменного напряжения (э. д. с. генераторов) определяется в относительных единицах расчетом по схеме сети. В качестве базисных величин используются напряжение и мощность рассматриваемой нагрузки.

\*\* При допущении о малости значений  $\Delta U$  и  $\Delta P$  связь между ними является линейной.

пассивном эксперименте эллипс рассеивания в координатах  $P, Q$ . Но при выводе формул (7) и (8) рассматривается случай отсутствия внешних возмущений, а указанный эллипс получен, разумеется, при флуктуациях и рассматриваемой, и внешней нагрузок.

Каждому состоянию внешней сети соответствует свой эллипс «собственного» рассеивания  $P, Q$ , в котором разброс точек вызван исключительно колебаниями рассматриваемой нагрузки. Для различных состояний внешней сети положение эллипса «собственного» рассеивания различно. «Полное» рассеивание точек  $P, Q$ , регистрируемое при пассивном эксперименте, обусловлено колебаниями и рассматриваемой, и внешней нагрузок и поэтому не совпадает с тем, которое необходимо при расчетах по выражениям (7) и (8). Очевидно, однако, что различие между «полным» и «собственным» рассеиваниями этих точек несущественно при относительно слабых возмущениях со стороны внешней нагрузки. При увеличении внешних возмущений указанное различие возрастает, но одновременно увеличивается и дисперсия  $U$  (при тех же флуктуациях рассматриваемой нагрузки). Последнее обстоятельство повышает точность пассивного эксперимента и снижает требования к точности определения величин  $\psi_P, \psi_Q$ . Расчеты показывают, что неточность, вызванной использованием эллипса «полного» рассеивания вместо «собственного», можно пренебречь.

Таким образом, обработка результатов пассивного эксперимента сводится к следующему.

1. Определение математических ожиданий  $M_U, M_P, M_Q$ .
2. Определение величин  $D_U, D_P, D_Q, K_{UP}, K_{UQ}, K_{PQ}$ .
3. Расчет внешнего сопротивления по схеме сети и углов  $\psi_P, \psi_Q$  поворота осей координат (из положений  $U, P; U, Q$  в положения  $U', P'; U', Q'$ ) по формулам (5), (7) и (8).
4. Определение линий регрессии  $P'$  на  $U'$  и  $Q'$  на  $U'$ . Эти линии (в координатах  $U, P$  и соответственно  $U, Q$ ) дают искомые характеристики нагрузки  $P=f(U)$  и  $Q=f(U)$  в малой окрестности нормального режима.

Последние операции могут быть выполнены с помощью выражений преобразования координат:

$$\Delta U' = \Delta U \cos \psi_P + \Delta P \sin \psi_P;$$

$$\Delta P' = -\Delta U \sin \psi_P + \Delta P \cos \psi_P.$$

С учетом этих выражений тангенс угла наклона линии регрессии  $P'$  на  $U'$  (угол  $\alpha'_P$  по отношению к оси  $U'$ , см. рис. 1) может быть найден, исходя из основных формул математической статистики:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} \alpha'_P &= \frac{K_{U'P'}}{D_{U'}} = \frac{\sum_i \sum_j \Delta U'_i \Delta P'_j}{\sum_i (\Delta U'_i)^2} = \\ &= \frac{(D_P - D_U) \operatorname{tg} \psi_P + K_{UP} (1 - \operatorname{tg}^2 \psi_P)}{D_U + 2K_{UP} \operatorname{tg} \psi_P + D_P \operatorname{tg}^2 \psi_P}. \end{aligned} \quad (9)$$

Угол наклона той же линии к оси  $U$  определяется выражением  $\alpha_P = \alpha'_P + \psi_P$  (рис. 1). Таким об-

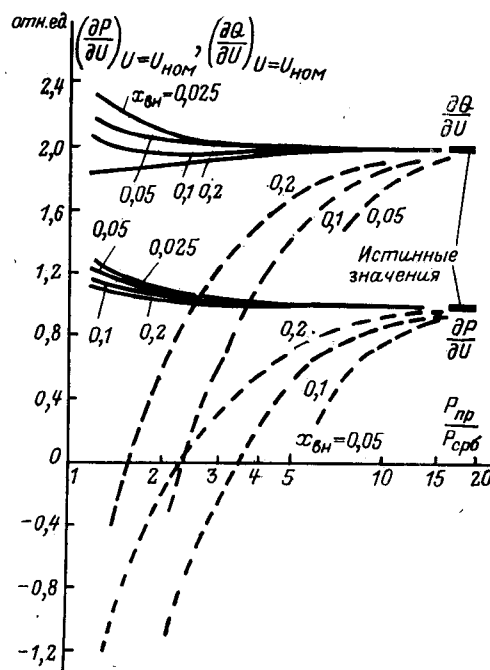


Рис. 3.

разом, тангенс этого угла, который равен искомому регулируемому эффекту нагрузки, может быть найден, как

$$\left( \frac{\partial P}{\partial U} \right)_{U=1} = \operatorname{tg} \alpha_P = \frac{\operatorname{tg} \alpha'_P + \operatorname{tg} \psi_P}{1 - \operatorname{tg} \alpha'_P \operatorname{tg} \psi_P}, \quad (10)$$

где  $\operatorname{tg} \alpha'_P$  определен выражением (9). Для получения величины  $\left( \frac{\partial Q}{\partial U} \right)_{U=1}$  используются аналогичные выражения (с индексом  $Q$  вместо  $P$ ).

Эффективность предлагаемого способа обработки данных проверена с помощью статистического эксперимента на ЦВМ по схеме, показанной на рис. 2. Параметры рассматриваемой и внешней нагрузок в относительных единицах приняты одинаковыми:  $\cos \varphi = 0,85$ ;

$$\left( \frac{\partial P}{\partial U} \right)_{U=1} = 1; \quad \left( \frac{\partial Q}{\partial U} \right)_{U=1} = 2.$$

Для каждого единичного расчета обеспечивалась случайная выборка по нормальному закону величин  $\Delta P_{01}, \Delta Q_{01}, \Delta P_{02}, \Delta Q_{02}^{***}$ . Затем методом итерации определялись значения  $U, P_1, Q_1$ . Обработка полученных массивов этих величин по способу, предлагаемому в статье, дала результаты, показанные сплошными линиями на рис. 3. Там же штриховыми линиями показаны результаты обработки по методу [Л. 2]. Как следует из сопоставления, предлагаемый метод дает более точные результаты, причем регулирующие эффекты нагрузки, полученные этими двумя методами, сближаются только там,

\*\*\* Коэффициент корреляции величин  $\Delta P_{01}$  и  $\Delta Q_{01}$ , а также  $\Delta P_{02}$  и  $\Delta Q_{02}$ , принят равным 0,895; средние квадратические отклонения:  $\frac{\sigma_{P_{01}}}{P_{ном}} = 3,33\%$ ;  $\frac{\sigma_{Q_{01}}}{Q_{ном}} = 3,72\%$ . Интервалы изменения случайных величин ( $\pm 3\sigma$ ) представлены 11 отрезками.

где флуктуации внешней нагрузки (эквивалентной суммарной нагрузке энергосистемы в указанном смысле) существенно превышают флуктуации рассматриваемой нагрузки. Это имеет место, если суммарная нагрузка, «приведенная» к данному узлу, во много раз превышает «собственную» нагрузку, характеристики которой определяются. Однако анализ реальных схем показывает, что величина  $P_{\text{пр}}/P_{\text{соб}}$  меняется в широких пределах и нередко оказывается достаточно малой. (Последнее может иметь место в любой системе. Если ее схему привести к виду, показанному на рис. 2,а, то при  $z_2 \ll z_1$  «приведенная» нагрузка, равная приблизительно  $P_2 \frac{x_2}{x}$ , оказывается относительно малой).

Натурный «пассивный» эксперимент по предлагаемому методу выполнен на одной из подстанций Мосэнерго для нагрузки 7,1 Мвт,  $\cos \varphi = 0,865$ ,  $Z = 0,0065 + j0,019$ ,  $P_{\text{пр}}/P_{\text{соб}} = 4-5$ . Регистрируемые в процессе опыта величины подавались на измерительную схему: активная и реактивная мощности — с выходов датчиков, напряжение — через мостовой выпрямитель и высокочастотный фильтр. Измеряемые величины поступали на шлейфовый осциллограф через усилители постоянного тока с компенсацией среднего уровня сигнала и коэффициентами усиления  $k_U = 200$ ,  $k_P = k_Q = 10$ . При этом величины масштабов записи на осциллографной ленте составляли для напряжения  $0,825 \cdot 10^{-4}$  отн. ед./мм, для активной мощности  $0,28 \cdot 10^{-2}$  отн. ед./мм, для реактивной мощности  $0,245 \cdot 10^{-2}$  отн. ед./мм. Эти масштабы целесообразно выбирать из условия, чтобы интервал изменения каждой из регистрируемых величин можно было при обработке разбить на 12—20 шагов.



Осциллографирование продолжалось 1 ч 45 мин, что позволило выделить 800 стационарных режимов. Опыт дал следующие результаты:  $\sigma_U = 0,16\%$ ;  $\sigma_P = 7,85\%$ ;  $\sigma_Q = 4,2\%$ ;  $r_{UP} = -0,468$ ;  $r_{UQ} = -0,393$ ;  $r_{PQ} = 0,778$ ;  $\left(\frac{\partial P}{\partial U}\right)_{U=1} = 1,23$ ;  $\left(\frac{\partial Q}{\partial U}\right)_{U=1} = 2,78$ . (Обработка того же опыта по методу [Л.2] дает  $\left(\frac{\partial P}{\partial U}\right)_{U=1} \cong -23$ ,  $\left(\frac{\partial Q}{\partial U}\right)_{U=1} \cong -10$ ).

Контрольный активный эксперимент, выполненный для той же нагрузки с принудительным изменением напряжения и регистрацией параметров режима по стрелочным приборам, с последующей обработкой по методу наименьших квадратов, дал близкие результаты:

$$\left(\frac{\partial P}{\partial U}\right)_{U=1} = 1,17; \left(\frac{\partial Q}{\partial U}\right)_{U=1} = 3,31.$$

**Выводы 1.** В статье предлагается новый метод обработки результатов «пассивного» эксперимента, имеющего своей целью получение регулирующих эффектов нагрузки по напряжению без вмешательства в нормальный режим электроснабжения потребителей.

2. Данный метод, оставаясь приближенным, дает по сравнению с известным, более точные результаты.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1969.

2. Коновалов Ю. С. и Кугелевичус И. Б., О возможности определения статических характеристик нагрузки методами математической статистики, «Электричество», 1968, № 3.

[8.9.1971]

УДК 551.594.221.001.4

## Разряды молнии в Останкинскую телебашню

Канд. техн. наук Б. Н. ГОРИН, доктор техн. наук, проф. В. И. ЛЕВИТОВ  
и инж. А. В. ШКИЛЕВ

Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского

Останкинская телебашня Общесоюзной радиотелевизионной передающей станции (ОРПС) в Москве отличается от других сооружений весьма большой высотой (537 м) и доминирующим положением над окружающей местностью и строениями. Телебашня представляет собой хорошо заземленное железобетонное сооружение, выносящее потенциал земли на большую высоту и резко изменяющее распределение грозового электрического поля над землей. В связи с этим при содействии службы наблюдений ОРПС была предпринята работа по определению особенностей поражений молнией телебашни и окружающей местности, в первую очередь применительно к задачам молниезащиты.

На первом этапе работы, результаты которого и излагаются в данной статье, стояла задача определения числа поражений молнией телебашни и ее

отдельных конструкций. Для решения этой задачи была разработана соответствующая регистрирующая аппаратура, автоматически функционирующая в течение всего грозового сезона и дающая объективную информацию. Наблюдения за поражениями телебашни велись с июня 1968 г. по октябрь 1970 г., т. е. приблизительно в течение 2,5 грозовых сезонов<sup>1</sup>.

Разряды в телебашню фиксировались с помощью счетчиков разрядов, установленных непосредственно на телебашне, и автоматических фоторегистраторов, установленных вблизи телебашни и нацеленных на нее. В 1970 г. совместно с фоторегистрациями проводились осциллографические из-

<sup>1</sup> В работе участвовали С. Г. Оболдуев, М. А. Пескин, Г. С. Сахарова.

мерения импульсов напряженности магнитного поля главной стадии молнии при разрядах в телебашню с помощью автоматической осциллографической установки. Схема размещения регистрирующей аппаратуры показана на рис. 1. Приборные регистрации были дополнены визуальными наблюдениями эпизодического характера. Для оценки интенсивности грозовой деятельности и метеорологических характеристик дополнительно привлекались данные Центральной высотной гидрометеорологической обсерватории (ЦВГМО).

**Аппаратура.** Счетчики разрядов молнии представляют собой электронно-релейную схему, реагирующую на импульсы напряжения, наведенного в рамочной антенне при протекании по телебашне импульса тока молнии. Антенна размещается с внешней стороны телебашни на отметке 381 м, а счетчики — внутри металлической антенны телебашни. Параметры антенны, фильтра — усилителя и релейного устройства счетчика выбраны таким образом, чтобы срабатывание счетчика и появление на его табло соответствующей цифры происходило при разрядах молнии в телебашню, сопровождающихся импульсами тока со скоростью изменения  $\pm 500$  а/мксек и более и длительностью изменения в пределах 0,5—250 мксек. Эти величины соответствуют характерным амплитудам, крутизнам и длительностям изменения тока на фронте и хвосте импульса тока главной стадии молнии. Время подготовки счетчиков к повторному срабатыванию составляет 1—3 сек, что исключает возможность срабатывания от повторных импульсов одного и того же разряда и в то же время позволяет зафиксировать отдельные разряды, следующие друг за другом с большой частотой. Момент срабатывания счетчиков фиксируется на ленте самопишущего прибора с точностью до  $\pm 0,5$ —1 мин. Для надежности в параллельную работу включается два счетчика, дублирующих друг друга. Счетчики остаются включенными в работу в течение всего грозового сезона. Были приняты специальные меры (отстройка, блокировка, экранировка и т. п.) для исключения ложных срабатываний счетчиков при коммутациях в силовой сети и сети освещения телебашни. Сопоставление с данными фоторегистрации и визуальных наблюдений показало, что счетчики срабатывают только при разрядах молнии в телебашню.

При разработке фоторегистраторов [Л. 1] пришлось решать задачу не только автоматизации их работы, но и обеспечения фотографирования молнии при дневных грозах, поскольку наибольшее число разрядов приходится на дневное время. При решении этой задачи использован способ запуска фотоустройства от самого разряда молнии, предложенный в [Л. 2]. Фотоустройство состоит из следующих элементов: рамочной антенны, фильтра-усилителя, электронно-релейной схемы, специального электрогидравлического ударника для воздействия на затвор фотокамеры, самой фотокамеры и механизма автоматической перетяжки пленки.

Фоторегистратор работает следующим образом. При резких изменениях напряженности магнитного поля, связанных с развитием разряда молнии,

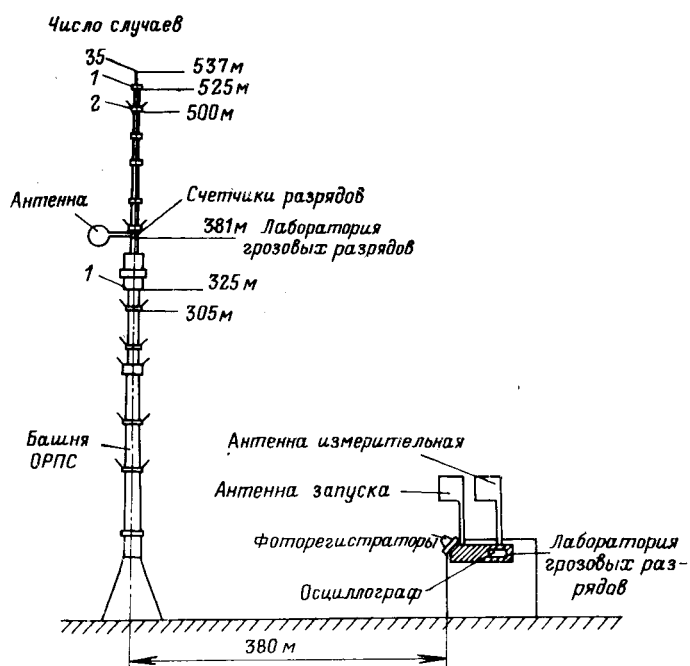


Рис. 1. Схема размещения аппаратуры и места поражений телебашни.

с помощью антенны-датчика запускается электронно-релейное устройство, обеспечивающее разряд в электрогидравлическом ударнике и перемещение его мембраны, которая, в свою очередь, механически воздействует на фотозатвор, вызывая его открытие. После необходимой экспозиции затвор закрывается, фотопленка протягивается, и фотоустройство вновь готово к работе. Все операции производятся автоматически; фоторегистратор может работать непрерывно в течение всего грозового сезона при проведении лишь необходимых регламентных работ: перезарядки пленки, некоторой регулировки и т. д. Число срабатываний отмечается на табло счетчика кадров, а момент срабатывания — на ленте самопишущего прибора. Параметры антенны и фильтра-усилителя подобраны таким образом, чтобы обеспечить срабатывание схемы при импульсах напряженности магнитного поля длительностью 0,5—250 мксек, характерных для лидерной и главной стадии молнии, а наличие входного аттенюатора позволяет менять уставку, т. е. амплитуду наведенной в антенне э. д. с., при которой схема запускается. Эти уставки подбирались в процессе работы таким образом, чтобы не пропустить слабый удар молнии вблизи телебашни, но с другой стороны — исключить чрезмерно частые срабатывания фотоустройства при далеких разрядах.

Время от момента появления командного сигнала на антенне до начала экспозиции составляет для данного фотоустройства 2—5 мсек, т. е. существенно меньше, чем у ранее известных фоторегистраторов с соленоидным приводом [Л. 2 и 3], и позволяет фотографировать канал молнии даже при запуске от электромагнитного поля главной стадии первой компоненты молнии, так как общая длительность молнии весьма редко бывает меньше 5 мсек. На многих фотографиях хорошо видны

разветвления канала, что говорит о запуске фотоустройства в лидерной или главной стадии первой компоненты, так как разветвления имеет именно первая компонента молнии.

Время готовности фотоустройства к повторному срабатыванию составляет не более 30 сек; экспозиция равна 1/15 сек, поэтому применяется пленка обычной чувствительности. Фоторегистраторы дают возможность получить не только статическую фотографию, но и медленную временную развертку разряда за счет протяжки пленки во время экспозиции. Для надежности в работе находятся два фоторегистратора, дублирующих друг друга.

Автоматическая осциллографическая установка для регистрации импульсов напряженности магнитного поля молнии представляет собой рамочную антенну с интегрирующим звеном и линией задержки, осциллограф ОК-17М и регистрирующую фотокамеру РФК-5. Запуск установки производится одновременно с запуском фоторегистраторов от первого импульса разряда. Осциллограф дополнен блоком внешней развертки и блоком подсвета луча, что позволяет фиксировать как первый, так и повторные импульсы разряда.

Визуальные наблюдения, производившиеся эпизодически одновременно с приборными, включали в себя определение момента разряда и расстояния до разряда по интервалу времени между вспышкой молнии и громом.

**Результаты наблюдений.** Среднее годовое число грозной в районе ОРПС по данным за три сезона составило 26, среднее число гроз — 41; из них ближних (в радиусе до 3 км) — 16, среднее число грозочасов — 24, из них для ближних гроз — 13; средняя длительность ближней грозы около 1 ч. На рис. 2 дано распределение по месяцам числа ближних гроз и числа грозочасов ближних гроз. Там же (кривая 1) показано распределение числа ударов в телебашню, из которого видно, что максимум интенсивности грозовой деятельности при ее оценке по числу разрядов сдвинут к весенне-летним месяцам по сравнению с максимумом интенсивности грозовой деятельности, выраженной в грозочасах или числе гроз. В весенние грозы наблюдалось до 12 разрядов в башню за одну грозу. На темное время суток приходится не более 1/4 всех разрядов.

Число поражений телебашни молнией установлено на основании результатов приборных регистраций (счетчики разрядов, фоторегистраторы), дополненных данными визуальных наблюдений, и

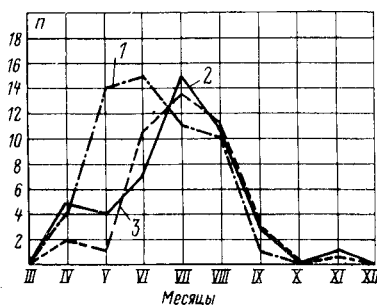


Рис. 2. Распределение по месяцам.

1 — число разрядов в башню; 2 — число ближних гроз; 3 — число грозочасов ближних гроз.

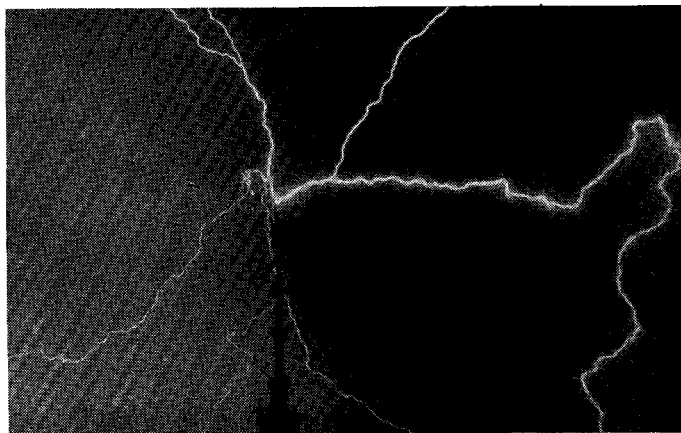


Рис. 3. Фотография поражения молнией вершины башни.

равно за период наблюдений 73 поражениям.

Наиболее достоверные данные о месте поражения телебашни дают фотографии. С помощью фоторегистраторов получено 37 фотографий с поражениями телебашни, на которых четко фиксируются места поражения. Образец фотографии показан на рис. 3. При рассмотрении фотографии следует учитывать ракурс (рис. 1), под которым производится фотографирование. Обращает на себя внимание большое разнообразие молний — от неразветвленных с почти вертикальным каналом до сильно разветвленных, с каналами, уходящими далеко в сторону от телебашни. Дневные фотографии содержат больше информации по сравнению с ночными, так как хорошо видны все детали телебашни.

Фотографированием установлено, что имеют место поражения элементов телебашни, расположенных значительно ниже вершины. На рис. 1 стрелками показаны места поражений с указанием числа случаев (только по фотографиям). В двух случаях произошло одновременное поражение вершины телебашни и элементов, расположенных на 12 и 37 м ниже вершины (прожекторная площадка и метеореи). Особый интерес представляет случай поражения телебашни на отметке 325 м. Так как эта фотография получена на движущуюся пленку, т. е. с временной разверткой, она плохо воспроизводится, и на рис. 4 дано стилизованное изображение разряда, построенное по фотографии.

Кроме разрядов в телебашню, получены фотографии разрядов в землю вблизи телебашни. Разряды в телебашню и в землю вблизи телебашни наблюдались также и визуально, однако достаточно точно установить место поражения телебашни наблюдателю во многих случаях не удается.

Как известно, по направлению разветвлений канала молнии можно установить ее тип. Из 37 разрядов в телебашню, зафиксированных фотографически, 22 явно направлены вверх (т. е. первый лидер развивается от телебашни к облаку), один разряд, поразивший отметку 325 м, по всей вероятности направлен вниз. Остальные 14 разрядов трудно отнести к какому-либо типу, так как на фото не видно ветвей канала. Некоторые дополнительные сведения получены при развертке разряда (со скоростью перемещения пленки до 60 мм/сек),



причем развертки относятся к главной стадии и к стадии послесвечения молнии; разверток лидерной стадии не получено из-за запаздывания открытия затвора фоторегистратора. Четко выраженные компоненты разряда отмечены у 10 разрядов. У 16 разрядов отмечается длительное свечение канала, свидетельствующее о наличии длительно текущих токов в десятки и сотни ампер. На фоне этого свечения заметны пульсации яркости свечения канала (рис. 4).

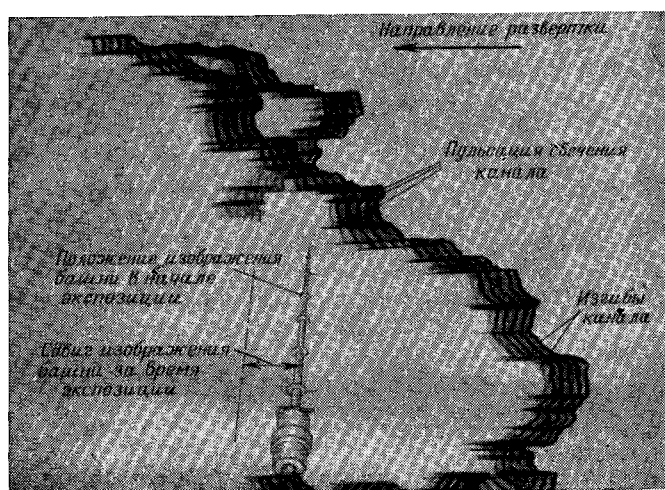
Фотографии разрядов в совокупности с данными ЦВГМО «Останкино» о высоте нижней кромки облаков позволяют в ряде случаев оценить горизонтальные расстояния  $R$  от телебашни до места входа канала молнии в облако. На рис. 5 приведены интегральные кривые распределения этих расстояний при разрядах в телебашню с указанием числа случаев; кривая 1 относится только к направленным вверх разрядам, кривая 2 — как к направленным вверх, так и к разрядам, тип которых не установлен. Следует заметить, что точность оценок этих расстояний порядка 20—30% из-за погрешностей измерения высоты нижней кромки облака в точке входа в него канала. Тем не менее кривые дают некоторое представление о минимальных размерах области, с которой разряды молнии стягиваются к телебашне. Действительные размеры этой области могут быть существенно больше, так как значительная часть канала молнии находится в облаках и не видна на фотографиях.

Менее представительны данные относительно поражений земной поверхности вблизи телебашни, однако и они представляют определенный интерес. За период наблюдений с 1968 г. по 1970 г. установлено, что произошло не менее десяти разрядов в землю на расстоянии не более 1 км от телебашни в секторе с обзором около 60°. Из них шесть зафиксировано фоторегистраторами, четыре — только визуально. Поскольку при фотографировании, как правило, место поражения на уровне земли не попадало в поле зрения прибора, за расстояние до разряда принималось расстояние от телебашни до точки входа канала в облако; последнее определялось с использованием данных ЦВГМО о высоте нижней кромки облаков.

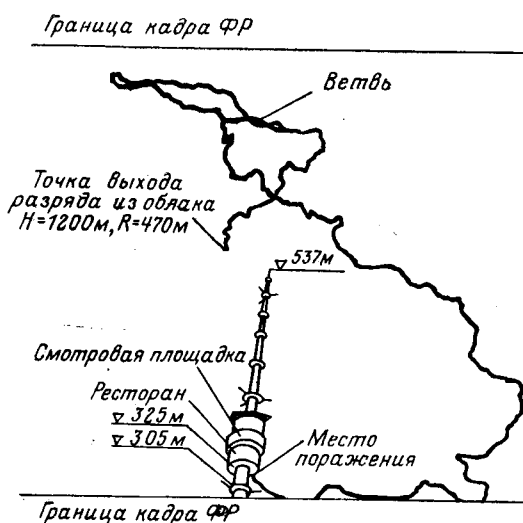
Плотность разрядов в землю в секторе наблюдения с углом около 60° и расстоянием до телебашни  $r < 1$  км составила 3,4 удара на 1 км<sup>2</sup> в год, что больше обычно принимаемой цифры порядка 2,5 (для районов со средней интенсивностью грозовой деятельности). Действительная плотность должна быть заметно выше, так как зафиксированы далеко не все разряды.

Интересно отметить, что ближайшие точки выхода из облака каналов разрядов в землю находятся на расстоянии  $R=180$  м от телебашни (при высоте нижней кромки облаков  $H=800$  м) и  $R=200$  м (при  $H=600$  м). Кроме того, визуально наблюдалась молния, поразившая землю на расстоянии до 1 км, одна из ветвей которой направлялась к нижней части телебашни и оборвалась на расстоянии 200—300 м от ее основания.

В том же секторе наблюдения с углом около 60°, но на расстоянии  $1 < r < 3$  км за 2 года визуально зарегистрировано десять ударов в землю,



а)



б)

Рис. 4. Воспроизведение фотографии (с разверткой) поражения телебашни значительно ниже вершины (а) и реконструкция того же поражения (без развертки) (б).

что дает плотность приблизительно один удар на 1 км<sup>2</sup> в год.

Если считать, что доли зафиксированных разрядов (по отношению к действительному числу разрядов) примерно одинаковы для двух выделенных выше секторов  $r < 1$  км и  $1 < r < 3$  км, то приведенные цифры плотностей могут указывать на явление стягивания к телебашне направленных вниз разрядов с больших расстояний от нее. Повышенная, по сравнению с ранее известными цифрами, плотность разрядов в секторе  $r < 1$  км также может служить указанием на существование эффекта стягивания к телебашне направленных вниз молний.

Для II случаев поражения телебашни полученные одновременные с фотографиями осциллограммы импульсов напряженности магнитного поля главной стадии. В большинстве случаев импульсы напряженности магнитного поля имеют форму,



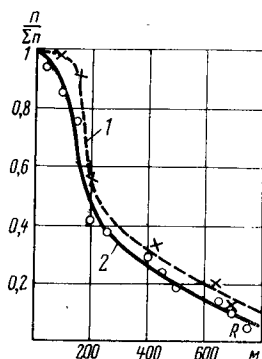


Рис. 5. Вероятностное распределение расстояний  $R$  от оси башни до точки входа разряда в облако.

1 — только для направленных вверх разрядов ( $\Sigma n=11$ ); 2 — для всех разрядов ( $\Sigma n=21$ ).

близкую к известной форме импульсов тока молнии, с фронтом 1,5—10 мксек и временем полуспада 20—70 мксек. Однако в четырех случаях наблюдалась необычная форма импульса (рис. 6): на фронте имеется кратковременный всплеск длительностью 3—4 мксек, почти удваивающий амплитуду импульса. Такая форма наблюдается и у повторных импульсов разряда.

**Обсуждение результатов.** Изложенные выше результаты позволяют выдвинуть следующие весьма предварительные и качественные представления об особенностях грозопоражаемости телебашни (и аналогичных сооружений) и поверхности вблизи нее, определяемых большой высотой и доминирующим положением телебашни над окружающей местностью.

Останкинская телебашня является одним из наиболее часто поражаемых молнией сооружений на земле, несмотря на относительно невысокую интенсивность грозовой деятельности в районе Москвы. Так как число поражений пропорционально сроку эксплуатации сооружения, следует считаться с весьма большим числом поражений (порядка 1500 за 50 лет), и как следствие этого, с возможностью поражения телебашни и аналогичных сооружений за время их эксплуатации разрядами с экстремальными параметрами (амплитудой тока, количеством протекшего заряда, крутизной тока и т. п.), которые обычно не принимаются во внимание из-за малой вероятности их появления.

Весьма сильное увеличение напряженности электрического поля у вершины телебашни предопределяет преобладание направленных вверх разрядов, первый лидер которых развивается от телебашни к грозовому облаку. Аналогичное явление наблюдалось на Эмпайр Стейт Билдинг (высота 385 м) [Л. 4]. Из-за того, что центры грозовых зарядов могут находиться в стороне от телебашни, а также из-за присущего электрическому разряду, в том числе и молнии, разбросу величины напряженности электрического поля, при которой появляется лидер, направленный вверх лидер может возникнуть не только на вершине телебашни, но и на конструкциях телебашни (метеореи, прожекторные площадки, вибраторы и т. п.), расположенных ниже вершины. Однако вероятность поражения конструкций телебашни направленной вверх мол-

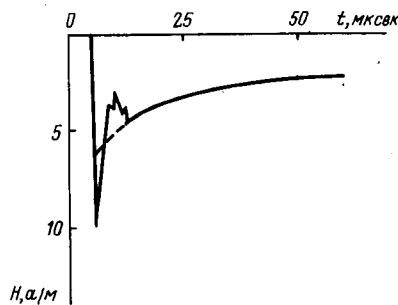


Рис. 6. Осциллограмма импульса напряженности магнитного поля ( $H$ ) с пиком на фронте.

нией тем меньше, чем ниже расположена данная конструкция.

Хотя статистика поражений еще невелика, вероятность поражения элементов телебашни, расположенных между отметками 500—537 м может быть в первом приближении оценена величиной 0,03—0,1, т. е. следует ожидать от 50 до 150 поражений этих конструкций за 50 лет.

Резкое изменение распределения электрического поля, вызываемое присутствием такого высокого сооружения как телебашня, приводит к стягиванию к ней также и направленных вниз молний, первый лидер которых зарождается, вероятно, на достаточно больших расстояниях от телебашни. В этом отношении интересен разряд, поразивший поверхность телебашни на отметке 325 м (рис. 4). На последнем участке траектория разряда была почти горизонтальна, перпендикулярна к оси телебашни. В связи с этим незначительно выступающие над поверхностью телебашни металлические элементы (метеореи, перила балконов и т. п.) не являются надежными молниеприемниками, так как они расположены на больших расстояниях друг от друга.

Явление стягивания к телебашне направленных вниз молний приводит к тому, что следует считаться с возможностью поражения телебашни (и аналогичных сооружений) и ее элементов на отметках, расположенных значительно ниже вершины; вероятность такого поражения может быть оценена предварительно цифрой порядка 0,03, т. е. 50 поражений за 50 лет.

Следует заметить, что редкие случаи поражения высоких сооружений ниже вершины направленными вниз молниями отмечались в [Л. 4 и 5]. Однако для телебашни вследствие ее высоты и доминирующего положения относительно окружающих строений, такие случаи, вероятно, будут более частыми, чем для сооружений, описанных в [Л. 4 и 5].

Часть разрядов, стягиваемых к телебашне, вследствие присущего молнии разброса траекторий может поразить поверхность земли вблизи основания телебашни. Можно ожидать, что вокруг телебашни имеется зона с повышенной плотностью ударов в землю, определяемая эффектом «стягивания» к телебашне направленных вниз разрядов, зародившихся на значительных расстояниях от нее. Однако дать какие-либо, даже предварительные, цифры не представляется пока еще возможным. Для этого необходимо провести специальные наблюдения за поражениями поверхности земли вблизи телебашни.

По осциллограммам импульсов напряженности магнитного поля молнии оценены импульсные токи главной стадии молнии.

Значение тока  $I$  рассчитывалось по следующим приближенным соотношениям:

$$I_1 = 2\pi r H(t); \quad (1)$$

$$I_2 = 2\pi r \frac{\sqrt{h^2 + r^2}}{h} H(t), \quad (2)$$

где  $r=380$  м — расстояние от телебашни до регистрирующей антенны;  $h=537$  м — высота телебашни;  $H(t)$  — напряженность магнитного поля.

При расчете по (1) предполагается, что один и тот же ток течет по всей длине бесконечного вертикального проводника, совмещенного с осью телебашни, а при расчете по (2) — по проводнику длиной  $h$  (т. е. по телебашне), что равносильно предположению о весьма малой скорости перемещения головки главного канала. Расчет по (2) дает значение приблизительно на 25% большее, чем расчет по (1). Амплитуды импульсов тока лежат в пределах 2—45 кА при расчете по (1). Значения тока подсчитывались без учета начального всплеска на фронте импульса, который наблюдался в четырех случаях. Наиболее вероятной причиной появления кратковременного пика на фронте импульса  $H(t)$ , почти удваивающего его амплитуду, является переходный процесс, возбуждаемый в телебашне как в системе с распределенными параметрами в начале главной стадии молнии и приводящий к удвоению тока при отражении волны тока от заземлителя телебашни. Если предположить, что сопротивление канала молнии значительно больше волнового сопротивления телебашни, то схемой замещения процесса главной стадии будет включение источника тока (молния) на короткозамкнутую линию (телебашня). При этом ток удвоенного значения существует в течение времени двойного пробега электромагнитной волны по телебашне, т. е. приблизительно 3—4 мксек, что соответствует наблюдаемой длительности пика. Тот факт, что имеется лишь один ярко выраженный пик, может объясняться сильным затуханием переходного процесса вследствие потерь энергии.

Остается неясным, однако, почему этот пик наблюдается не во всех случаях разряда. Можно предположить, что величина сопротивления главного канала молнии варьирует от случая к случаю в широких пределах, и процессы главной стадии являются более сложными, чем это считается сейчас.

Для выяснения этих вопросов и статистической оценки токов молнии при разрядах в телебашню требуется проведение дальнейших исследований.

Достаточно большое число ударов в телебашню и вблизи нее, разнообразие типов разрядов, фиксированная точка наблюдений — все это позволяет организовать комплексные исследования молнии, включая фотографирование, электронно-оптические, осциллографические и другие регистрации, и в обозримый срок получить достаточно обширный и разносторонний статистический материал, необходимый для развития представлений о процессах поражения молнией высоких сооружений и земли вблизи них. Заметим при этом, что телебашня ввиду большого числа поражений молнией может быть использована как своеобразный полигон для отра-

ботки методов и аппаратуры для исследования молнии.

Наряду с продолжением фоторегистраций, которые будут проводиться из двух пунктов наблюдения, расположенных относительно телебашни под углом около 90°, предполагается в ближайшем будущем при участии службы наблюдений ОРПС значительно расширить объем исследований.

Регистрации импульсов напряженности магнитного поля молнии дополняются синхронными снимками пространственно-временными развертками оптической картины развития главной стадии молнии с помощью электронно-оптической автоматической установки. На самой телебашне предполагается установить пояс Роговского и осциллограф для непосредственной регистрации импульсов тока молнии. Это позволит получить материал для анализа процессов главной стадии молнии и, в частности, установить связь между величиной тока и скоростью головки главного канала молнии. С помощью электронно-оптических преобразователей с усилением света при ночных грозах делаются попытки произвести регистрацию лидеров молнии, в частности, для определения структуры стримерной зоны лидера. Кроме того, предполагается произвести измерения предразрядных токов и напряженности электрического поля в предгрозовой ситуации с помощью датчиков, размещенных вблизи вершины телебашни, что может представить большой интерес для прогнозирования опасной грозовой ситуации.

В заключение авторы считают своим долгом отметить большую помощь со стороны администрации и сотрудников ОРПС, без которой данная работа не могла бы выполняться. Авторы также признательны работникам ЦВГМО за представление данных о метеорологических параметрах.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Браго Е. Н., Горин Б. Н. и Пескин М. А., Автоматический обнаружитель поражений высотных антенных сооружений грозным разрядом, Авторское свидетельство № 320882, Бюлл. изобр., 1971, № 34.
2. Schonland B. F. J., Elder J. S., Anticipatory triggering devices for lightning and static investigations; Journ. Franklin Inst; 1941, 231, 32.
3. Hawe R. G., Elektrostatik trigger used for daylight lightning photography; Photographic Science and Engineering, 1968, v. 12, Nb. 4, 219.
4. Hagenguth J. H., Anderson F. J., Lightning to the Empire State Building, p. 3, Tr. AIEE, 1952, v. 71.
5. Berger K., Novel Observations on Lightning Discharges: Results of research on Mont San Salvatore; Journ. Franklin Inst., 1967, v. 283, Nb. 6.

[21.10.1971]



# Надежность системы управления и защиты преобразовательных агрегатов тяговых подстанций

Канд. техн. наук Т. И. ЛАПТЕВА

Московский энергетический институт

На тяговых подстанциях городского электрического транспорта для обеспечения безаварийной работы кремниевых выпрямительных агрегатов предусмотрены специальные виды защит [Л. 1], телеуправление с диспетчерского пункта, а также местное автоматическое и ручное управление. За количественный критерий надежности системы управления и защиты (СУЗ) целесообразно принять вероятность безотказной и безаварийной работы за заданное время.

Применяемый метод расчета надежности устройств состоит в составлении структурных схем расчета надежности и последующем их расчете с помощью справочных данных по интенсивностям отказов отдельных элементов. Рассматриваемая СУЗ выполнена нерезервированной, поэтому в структурной схеме расчета надежности все элементы, отказы которых приводят к нарушению функционирования системы управления и защиты, независимо от значимости нарушения и момента обнаружения нарушения, входят в структурную схему надежности последовательно. Такой метод расчета надежности не учитывает реальную циклограмму функционирования агрегата и всей подстанции, частоту появления различных аварийных ситуаций на подстанции, частоту срабатывания защит, условия обслуживания и контроля элементов СУЗ.

Следует отметить, что последствия отказов различных элементов СУЗ преобразовательного агрегата не являются эквивалентными. На последствия отказа СУЗ существенное влияние оказывает последовательность моментов возникновения различных аварийных ситуаций в работе СУЗ и агрегата.

Так, отказ элемента быстродействующего катодного выключателя, приводящий к несрабатыванию указанной защиты и не обнаруженный до появления сверхтока в нагрузке, приводит к аварии на подстанции.

Подобный отказ, обнаруживаемый мгновенно (т. е. за пренебрежимо малое время) или обнаруживаемый при специальной периодической тестовой проверке, проведенной до появления сверхтока, не привел бы к появлению аварии на подстанции.

Подобная ситуация является типичной при развитии аварий в управляемых промышленных и транспортных объектах. Аварии обычно предшествует возникновение отказа в схеме защиты и управления, который в течение некоторого случайного момента до появления аварийной ситуации остается необнаруженным из-за отсутствия тестовых проверок, либо из-за того, что в период между отказом и моментом появления аварийной ситуации тестовая проверка не предусмотрена [Л. 2].

Исходя из указанных положений, математическая модель, необходимая для расчета надежности СУЗ, строится с учетом дифференцированного подхода к отказам элементов при прочих равных усло-

виях, что позволяет оценить влияние фактической циклограммы работы, системы обслуживания и контроля кремниевых выпрямительных агрегатов, а также определить вероятность возникновения аварии.

Среди отказов устройств СУЗ необходимо различать ложные срабатывания и отказы, вызывающие неправильное действие СУЗ в аварийной ситуации.

Ложные срабатывания — это отказы, возникающие в СУЗ в период нормальной работы агрегата и приводящие к нарушению исправного действия системы (появлению ложного сигнала, отключению подсистем и всего агрегата и т. д.). Ложные срабатывания, как правило, быстро обнаруживаются обслуживающим персоналом, и поэтому не могут привести к аварии на тяговой подстанции.

Другая группа отказов мгновенно не обнаруживается, проявляется только при появлении на агрегате аварийной ситуации или при осуществлении переключений. Такие отказы ведут к аварии, возникающей не в момент наступления отказа, а в момент появления очередной (после отказа) аварийной ситуации.

В дальнейшем полагаем, что поток отказов СУЗ состоит из двух потоков — потока ложных срабатываний, быстро обнаруживаемых, и потока отказов, обнаруживаемых при возникновении аварийной ситуации. Каждый из двух потоков предполагается простейшим, не зависящим от состояния остальных устройств и от потока аварийной ситуации. Последнее допущение является приемлемой идеализацией, когда вероятностью отказа в момент срабатывания защиты можно пренебречь, и вероятность безотказной работы аппаратуры подчиняется экспоненциальному закону надежности. Это обстоятельство обеспечивается профилактическими мероприятиями, устраняющими последствия износа.

Вероятность работы СУЗ без ложных срабатываний и вероятность базаварийной работы системы (т. е. без отказов СУЗ в аварийных ситуациях) ввиду взаимной независимости двух потоков отказов можно определять отдельно.

Первый из указанных критериев надежности может быть определен обычными методами как вероятность безотказной работы за заданное время. Методика подобного расчета состоит в следующем.

1. Первоначально определяются элементы, отказы которых при нормальной работе немедленно выявляются и приводят к ложным срабатываниям.

2. По выявленным отказам составляется структурная схема надежности.

3. С помощью справочных данных по интенсивностям отказов комплектующих элементов определяются интенсивности отказов элементов, представленных в структурной схеме.

4. Далее по соответствующим формулам вычисляется вероятность работы без ложных срабатыва-

ний как вероятность исправной работы за заданное время  $t$  всех элементов, входящих в структурную схему надежности.

Определение вероятности безаварийной работы нерезервированной системы управления и защиты целесообразно провести для двух случаев, — когда периодически, через некоторый интервал времени  $T$  проводится тестовая проверка СУЗ, и когда проверка не проводится. В дальнейшем с целью облегчения записи неконтролируемые отказы СУЗ, ведущие к аварии при аварийной ситуации, будем называть просто отказами.

При неконтролируемой СУЗ авария на тяговой подстанции в момент  $t$  (рис. 1) может произойти при совпадении двух событий: первоначально в некоторый момент времени  $\tau \leq t$  произошел отказ СУЗ, и затем в момент времени  $t$  появилась первая после момента  $\tau$  аварийная ситуация.

Граф переходов рассматриваемой системы представлен на рис. 2. Нормальному функционированию исправленной системы управления и защиты соответствует состояние с координатой  $0,0$ . Аварийные ситуации, наступающие с интенсивностью  $\mu$ , переводят рассматриваемую систему из состояния  $0,0$  в состояние  $0,1$ . В этом состоянии аварийные ситуации обрабатываются исправной системой защиты моментально — практически с интенсивностью  $\alpha \rightarrow \infty$ , и система вновь возвращается в состояние  $0,0$ , а переход  $0,1 \rightarrow 1,1$  отсутствует.

Правая ветвь графа переходов  $0,0 \rightarrow 1,0 \rightarrow 1,1$  соответствует процессу развития аварии, а состояние  $1,1$  — происшедшей аварии на подстанции.

Для отыскания плотности распределения момента первой аварии  $q_1(t)$  поделим интервал времени  $(0, t)$  на малые интервалы времени длиной  $\Delta t$ , и каждый  $i$ -интервал будет характеризовать  $\tau_i$  — координатой его конца. Введем в рассмотрение следующие события, связанные с  $i$ -м интервалом времени  $(\tau_i, \tau_{i+1})$ :

$D$  — в последнем интервале времени  $(t, t + \Delta t)$  произошла авария;

$A_i$  — в интервале времени  $(\tau_i, \tau_{i+1})$  произошел отказ элемента СУЗ;

$B_i$  — в интервале времени  $(\tau_{i+1}, t)$  не было аварийных ситуаций;

$C$  — в конце интервала времени  $(0, t)$  в малом интервале  $(t, t + \Delta t)$  появилась аварийная ситуация.

Совместное осуществление событий  $A_i, B_i$  и  $C$  — осуществление произведения событий  $A_i B_i C = D_i$  — ведет к появлению аварии в интервале времени  $(t, t + \Delta t)$ . В качестве исходного при рассуждениях интервала  $(\tau_i, \tau_{i+1})$  может быть взят любой из интервалов времени. Так как эти интервалы не пересекаются, то событие  $D$  равно сумме по всем  $i$  несовместимых событий  $D_i$ :

$$D = \sum D_i = \sum A_i B_i C, \quad (1)$$

и вероятность суммы событий  $P(D)$  равна сумме вероятностей событий:

$$P(D) = \sum_i P(D_i) = \sum_i P(A_i B_i C). \quad (2)$$

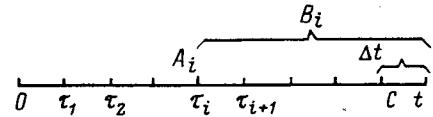


Рис. 1. Временная диаграмма.

По теореме умножения вероятностей

$$P(D_i) = P(A_i B_i C) = P(A_i) P(B_i C / A_i) = \\ = P(A_i) P(B_i / A_i) P(C / A_i B_i), \quad (3)$$

где  $P(A_i)$  — вероятность появления отказа СУЗ в интервале  $(\tau_i, \tau_{i+1})$ ;  $P(B_i / A_i)$  — условная вероятность отсутствия аварийных ситуаций в интервале времени  $(\tau_{i+1}, t)$ , если в интервале  $(\tau_i, \tau_{i+1})$  был отказ СУЗ;  $P(C / B_i A_i)$  — условная вероятность появления аварийной ситуации в интервале  $(t, t + \Delta t)$ , если в интервале  $(\tau_i, \tau_{i+1})$  был отказ СУЗ, и на интервале времени  $(\tau_{i+1}, t)$  не было аварийных ситуаций.

Обозначив плотность распределения времени между отказами через  $f(\tau)$ , имеем:

$$P(A_i) = f(\tau_i) \Delta \tau.$$

При пуассоновском потоке аварийных ситуаций интервалы времени между ними имеют экспоненциальное распределение с плотностью вероятностей, равной  $\varphi(t) = e^{-\mu t}$ . В этом случае при независимости потока аварийных ситуаций, вызываемых внешними причинами, не зависящими от потока отказов СУЗ, и при экспоненциальном распределении времени между аварийными ситуациями вероятность их отсутствия  $P(B_i / A_i)$  в интервале времени  $(\tau_{i+1}, t)$  зависит только от длительности этого интервала времени  $(t - \tau_{i+1})$  и не зависит от его местоположения:

$$P(B_i / A_i) = P(B_i) = e^{-\mu(t - \tau_{i+1})}.$$

Аналогично для  $P(C / B_i A_i)$  вследствие независимости потоков отказов и аварийных ситуаций имеем:

$$P(C / B_i A_i) = P(C / B_i) = \mu \Delta t.$$

Таким образом,

$$P(D_i) = f(\tau_i) \Delta \tau e^{-\mu(t - \tau_{i+1})} \mu \Delta t;$$

$$P(D) = \sum_i f(\tau_i) \Delta \tau e^{-\mu(t - \tau_{i+1})} \mu \Delta t.$$

Устремляя интервал разбиения  $\Delta t$  к нулю и переходя от интегральной суммы к интегралу, получим:

$$P(D) = \left[ \int_0^t f(\tau) e^{-\mu(t - \tau)} \mu d\tau \right] \Delta t. \quad (4)$$

Согласно определению плотности вероятностей  $P(D) = q_1(t) \Delta t$ , откуда следует, что плотность вероятностей момента первой аварии  $q_1(t)$  может быть определена из выражения:

$$q_1(t) = \int_0^t f(\tau) e^{-\mu(t - \tau)} \mu d\tau \quad (5)$$

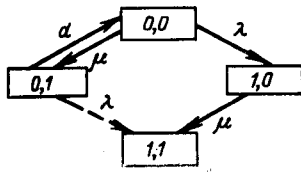


Рис. 2. Граф переходов состояний СУЗ.

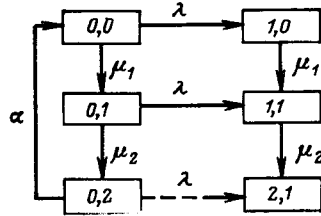


Рис. 3. Граф переходов состояний СУЗ при накоплении двух отказов.

и равна свертке плотности распределения момента отказа элементов СУЗ  $f(\tau)$  и плотности распределения моментов появления аварийной ситуации  $\varphi(t) = \mu e^{-\mu t}$ .

Преобразование Лапласа от свертки двух функций равно произведению преобразований Лапласа этих функций, поэтому обозначив через  $\varphi(z)$ ,  $f(z)$  и  $q_1(z)$  преобразования Лапласа от функций  $\varphi(t)$ ,  $f(t)$  и  $q_1(t)$ , соответственно запишем:

$$q_1(z) = \varphi(z)f(z);$$

после подстановки  $\varphi(z) = \frac{\mu}{z + \mu}$

$$q_1(z) = \frac{\mu f(z)}{z + \mu}. \quad (6)$$

При экспоненциальном законе распределения отказов СУЗ  $f(t) = \lambda e^{-\lambda t}$  имеем:

$$f(z) = \frac{\lambda}{z + \lambda}; \quad q_1(z) = \frac{\lambda \mu}{(z + \lambda)(z + \mu)}. \quad (7)$$

Сделав обратное преобразование Лапласа, получим:

$$q_1(t) = \lambda \mu \frac{e^{-\lambda t} - e^{-\mu t}}{\mu - \lambda}. \quad (8)$$

Вероятность безаварийной работы в интервале времени  $(0, T_3)$  (где  $T_3$  — заданное время безаварийной работы) можно определить по формуле:

$$P(T_3) = 1 - \int_0^{T_3} q_1(t) dt = 1 - \int_0^{T_3} \frac{\mu \lambda}{\mu - \lambda} (e^{-\lambda t} - e^{-\mu t}) dt = \frac{\mu e^{-\lambda T_3} - \lambda e^{-\mu T_3}}{\mu - \lambda}. \quad (9)$$

Выражение для вероятности безаварийной работы за время  $T_3$  при пуассоновском потоке аварийных ситуаций легко найти при любой  $f(t)$  плотности распределения времени безотказной работы СУЗ, имеющей преобразование Лапласа в  $f(z)$  в виде рациональной функции.

В случае, когда аварийная ситуация появляется при накоплении двух или большего числа повреждений в агрегате или внешней цепи, поток аварийных ситуаций не является пуассоновским. Примером такой аварийной ситуации является пробой нескольких вентилях одной фазы агрегата (число вентилях зависит от типа агрегата). В этой ситуации агрегат должен быть отключен.

При экспоненциальном распределении времени безотказной работы элементов СУЗ в этом случае для расчета можно применить теорию процессов «гибели и размножения», использованную при анализе надежности выпрямительного агрегата [Л. 3].

Состояние всей анализируемой системы в целом можно характеризовать двухмерным вектором. Первая координата вектора принимает состояния 0, 1, 2 соответственно означающие: 0 — отсутствие отказов, ведущих к аварийной ситуации; 1 — появление одного отказа, ведущего к аварийной ситуации; 2 — появление двух отказов, ведущих к аварийной ситуации, т. е. появление аварийной ситуации.

Вторая координата вектора принимает два значения: 0 и 1. Значение 0 показывает отсутствие отказов элементов СУЗ, значение 1 соответствует отказу элементов СУЗ.

Граф переходов всей системы представлен на рис. 3.

Пусть интенсивности появления первого и второго отказов, ведущих к появлению аварийной ситуации равны  $\mu_1$  и  $\mu_2$ , а интенсивность отказов элементов СУЗ равна  $\lambda$ .

Необходимо заметить, что переход из состояния 2, 0, соответствующего наличию аварийной ситуации при отсутствии отказа в системе управления и защиты, в состояние 2, 1 исключен в связи с предположением, что в момент срабатывания элементов СУЗ не отказывают.

Так как срабатывание длится очень малое время и длительность аварийной ситуации мала, из состояния 2, 0 система с интенсивностью  $\alpha \rightarrow \infty$  переходит в состояние 0, 0. При расчете можно полагать, что состояния 2, 0 нет и оно совмещено с состоянием 0, 0. В соответствии с правилом составления дифференциальных уравнений, описывающих состояния системы, имеем (индекс при вероятности означает состояние):

$$\left. \begin{aligned} P'_{00}(t) &= -\mu_1 P_{00}(t) - \lambda P_{00}(t) + \alpha P_{20}(t); \\ P'_{10}(t) &= -\mu_2 P_{10}(t) - \lambda P_{10}(t) + \mu_1 P_{00}(t); \\ P'_{01}(t) &= -\mu_1 P_{01}(t) + \lambda P_{00}(t); \\ P'_{20}(t) &= -\alpha P_{20}(t) + \mu_2 P_{10}(t); \\ P'_{11}(t) &= -\mu_2 P_{11}(t) + \lambda P_{10}(t) + \mu_2 P_{01}(t); \\ P'_{21}(t) &= \mu_2 P_{11}(t). \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Преобразование Лапласа системы уравнения при начальном условии  $P_{00}(0) = 1$ ;  $P_{01}(0) = 0$ ;  $P_{11}(0) = 0$ ;  $P_{10}(0) = 0$ ;  $P_{20}(0) = 0$ ;  $P_{21}(0) = 0$  принимает вид:

$$\left. \begin{aligned} zP_{00}(z) - 1 &= -\mu_1 P_{00}(z) - \lambda P_{00}(z) + \alpha P_{20}(z); \\ zP_{10}(z) &= -\mu_2 P_{10}(z) - \lambda P_{10}(z) + \mu_1 P_{00}(z); \\ zP_{01}(z) &= -\mu_1 P_{01}(z) + \lambda P_{00}(z); \\ zP_{20}(z) &= -\alpha P_{20}(z) + \mu_2 P_{10}(z); \\ zP_{11}(z) &= -\mu_2 P_{11}(z) + \lambda P_{10}(z) + \mu_2 P_{01}(z); \\ zP_{21}(z) &= \mu_2 P_{11}(z). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Производя вычисления, получим:

$$\begin{aligned} P_{00}(z) &= \frac{1 + \alpha P_{20}(z)}{z + (\mu_1 + \lambda)}; \quad P_{10}(z) = \\ &= \frac{\mu_1 [1 + \alpha P_{20}(z)]}{[z + (\mu_1 + \lambda)] [z + (\mu_2 + \lambda)]}; \\ P_{01}(z) &= \frac{\lambda [1 + \alpha P_{20}(z)]}{[z + (\mu_1 + \lambda)] (z + \mu_1)}; \quad P_{20}(z) = \\ &= \frac{\mu_1 \mu_2 [1 + \alpha P_{20}(z)]}{[z + (\mu_1 + \lambda)] [z + (\mu_2 + \lambda)] [z + \alpha + \lambda]}; \end{aligned}$$

$$P_{11}(z) = \frac{\lambda \mu_1 [1 + \alpha P_{20}(z)]}{[z(\mu_1 + \lambda)] [z + (\mu_2 + \lambda)] (z + \mu_2)} +$$

$$+ \frac{\lambda \mu_1 [1 + \alpha P_{20}(z)]}{[z + (\mu_1 + \lambda)] (z + \mu_1) (z + \mu_2)}.$$

$$P_{21} = \frac{\mu P_{11}(z)}{z} + \frac{\lambda P_{20}(z)}{z}.$$

Устремляя  $\alpha \rightarrow \infty$  и преобразуя приведенные уравнения, получаем выражения, представляющие собой рациональные функции. После определения корней знаменателей можно будет найти обратное преобразование Лапласа и определить вероятности пребывания в состояниях, соответствующих безаварийной работе. При  $\mu_1 = \mu_2 = \mu$  (частный случай на практике) знаменатели разлагаются на множители, и тогда могут быть найдены конечные формулы для вероятностей:

$$P_{00}(z) = \frac{z + \mu + \lambda}{(z + 2\mu + \lambda)(z + \lambda)};$$

$$P_{00}(t) = \frac{\mu e^{-\lambda t} + \mu e^{-(2\mu + \lambda)t}}{2\mu} = \frac{e^{-\lambda t} + e^{-(2\mu + \lambda)t}}{2}; \quad (12)$$

$$P_{10}(z) = \frac{\mu}{(z + \lambda)(z + 2\mu + \lambda)};$$

$$P_{10}(t) = \frac{\mu}{2\mu} [e^{-\lambda t} - e^{-(2\mu + \lambda)t}] = \frac{e^{-\lambda t} - e^{-(2\mu + \lambda)t}}{2}; \quad (13)$$

$$P_{01}(z) = \frac{\lambda(z + \mu + \lambda)}{(z + \lambda)(z + 2\mu + \lambda)(z + \mu)};$$

$$P_{01}(t) = \lambda \left[ \frac{\mu e^{-\lambda t}}{2\mu(\mu - \lambda)} + \frac{-\mu e^{-(2\mu + \lambda)t}}{2\mu(\mu + \lambda)} + \right.$$

$$\left. + \frac{\lambda e^{-\mu t}}{(\mu - \lambda)(\mu + \lambda)} \right]; \quad (14)$$

$$P_{11}(t) = -\frac{\lambda^2 \mu}{\mu^2 - \lambda^2} t e^{-\mu t} + \frac{2\lambda \mu (2\lambda - \mu)}{\mu^2 + \lambda^2} e^{-\mu t} -$$

$$- \frac{\lambda^2}{2(\mu - \lambda)^2} e^{-\lambda t} + \frac{\lambda(\lambda + 2\mu)}{2(\mu + \lambda)^2} e^{-(2\mu + \lambda)t}. \quad (15)$$

Полагая в приведенных выше выражениях  $\mu_1 = \mu$ ,  $\mu_2 \rightarrow \infty$ , приходим к модели, когда время безотказной работы элементов СУЗ и время между аварийными ситуациями получают экспоненциальное распределение с плотностями:

$$f(\tau) = \lambda e^{-\lambda \tau} \text{ и } \varphi(t) = \mu e^{-\mu t}.$$

(Этот случай рассматривался выше как пример).

Граф перехода при этом принимает вид, изображенный на рис. 2. В этих состояниях в систему с интенсивностью  $\mu$  поступают аварийные ситуации, которые при исправной схеме управления и защиты (состояние 1, 0) с интенсивностью  $\alpha \rightarrow \infty$  отрабатываются системой, и она оказывается в исходном состоянии 0, 0. Кроме того, из состояния 0, 0 при отказе элементов СУЗ система с интенсивностью  $\lambda$  переходит в 0, 1, в котором вследствие отсутствия проверок пребывает до появления аварийной ситуации, после чего наступает авария (состояние 1, 1). Сравнивая графы состоя-

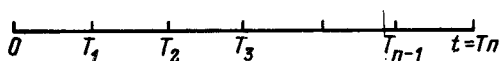


Рис. 4. Временная диаграмма к расчету надежности СУЗ при периодических проверках.

ния нетрудно увидеть: состояние 1, 1 совмещается с 2, 1; состояния 2, 0; 1, 0; 0, 0 также совмещаются. Произведя предельный переход получим:

$$\lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} P_{00}(z) = \lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} \frac{z + (\mu_2 + \lambda)}{(z + \mu_1 + \lambda)(z + \mu_2 + \lambda) - \mu_1 \mu_2} = \frac{1}{z + \lambda};$$

$$\lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} P_{10}(z) = \lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} \frac{\mu}{(z + \mu + \lambda)(z + \mu_2 + \lambda) - \mu_1 \mu_2} = 0;$$

$$\lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} P_{01}(z) = \frac{\lambda}{(z + \lambda)(z + \mu)}; \quad \lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} P_{11}(z) = 0;$$

$$\lim_{\substack{\mu_2 \rightarrow \infty \\ \mu_1 = \mu}} P_{21}(z) = \frac{\mu \lambda}{z(z + \mu)(z + \lambda)}.$$

Вероятности пребывания в состояниях (0, 0), (0, 1), соответствующих безаварийной работе системы, определяются с помощью обратного преобразования Лапласа:

$$P_{00}(t) = e^{-\lambda t}; \quad P_{01}(t) = \lambda \left( \frac{e^{-\mu t} - e^{-\lambda t}}{\lambda - \mu} \right).$$

Вероятность безаварийной работы определится уравнением:

$$P(t) = e^{-\lambda t} + \frac{\lambda}{\lambda + \mu} (e^{-\mu t} - e^{-\lambda t}). \quad (16)$$

Формула (16) совпадает с ранее полученной. Этот результат может быть достигнут путем непосредственного составления дифференциальных уравнений, описывающих состояния системы.

Перейдем к рассмотрению случая, когда периодически через равные промежутки времени  $T$  производятся контрольные тестовые проверки состояний элементов СУЗ. В этом случае потоки отказов элементов СУЗ и поток аварийных ситуаций будем полагать простейшими соответственно с параметрами  $\lambda$  и  $\mu$ . Ставится задача определения  $P(t)$  вероятности безаварийной работы в интервале времени (0,  $t$ ) при условии проведения тестовых проверок.

В целях упрощения примем, что отношение  $\frac{t}{T}$  является целым числом  $n$ . Тогда интервал времени  $t$  можно разбить на  $n$  равных и последовательно расположенных интервалов  $T$  (рис. 4).

Обозначим событие, заключающееся в отсутствии аварии на  $i$ -м интервале  $[(i-1)T, iT]$ , через  $A_i$ , а событие, имеющее место в отсутствии аварий на всем интервале (0,  $t$ ) — через  $A$ . Событие  $A$  произойдет только при одновременном осуществлении всех событий  $A_i$ , следовательно событие  $A$  равно произведению событий

$$A = \prod_{i=1}^n A_i.$$

По формулам умножения вероятностей имеем:

$$P(A) = P(A_i) \prod_{i=2}^n P \left[ A_i / \prod_{j=1}^{i-1} A_j \right]. \quad (17)$$

В этой формуле через  $P(A)$  и  $P(A_i)$  обозначены вероятности событий соответственно  $A$  и  $A_i$ . Через  $P \left[ A_i / \prod_{j=1}^{i-1} A_j \right]$  обозначена вероятность события  $A_i$  при

условии осуществления произведения событий  $\prod_{j=1}^{i-1} A_j$ ,

что означает вероятность отсутствия аварий в интервале  $[(i-1)T, iT]$  при условии отсутствия аварии на всем предшествующем интервале времени  $[0, (i-1)T]$ .

При пуассоновском потоке аварийных ситуаций и отказов элементов СУЗ все события  $A_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ) являются независимыми. Действительно, рассмотрим процесс возникновения аварии на  $i$ -м интервале  $[(i-1)T, iT]$  — событие  $A_i$ , противоположное  $\bar{A}_i$ .

В начале интервала в связи с произведенной проверкой в момент времени  $(i-1)T$  аппаратура СУЗ исправна. Согласно изложенному авария в рассматриваемом интервале (событие  $A_i$ ) может произойти так: в некоторый момент времени  $\tau[(i-1)T < \tau < iT]$  происходит отказ элементов СУЗ и затем в момент  $\tau_1$  ( $\tau < \tau_1 < iT$ ) появляется первая после отказа СУЗ аварийная ситуация.

При пуассоновском потоке отказов СУЗ момент времени  $\tau$  не зависит от аварийных моментов отказов СУЗ на предшествующих интервалах и определяется только лишь  $\lambda$  — интенсивностью отказов элементов СУЗ — и временем  $[\tau - (i-1)T]$ , прошедшим после последней проверки. В свою очередь, момент  $\tau_1$  появления первой после отказа СУЗ аварийной ситуации (а следовательно, и аварий) при пуассоновском потоке аварий определяется длительностью интервала  $(\tau_1 - \tau)$ , параметром потока аварийных ситуаций  $\mu$  и не зависит от моментов аварий, аварийных ситуаций и отказов СУЗ на предшествующих интервалах. Следовательно, аварии на различных интервалах и все события  $A_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, n$  являются независимыми, а потому все условные вероятности равны безусловным вероятностям:

$$P\left[A_i / \prod_{j=1}^{i-1} A_j\right] = P(A_i);$$

$$P(A) = \prod_{i=1}^n P(A_i).$$

Выше была определена вероятность безаварийной работы в интервале времени  $(0, T)$  при отсутствии проверок. По определению события  $A_1$  эта вероятность совпадает с вероятностью события  $A_1$ , следовательно

$$P(A_1) = \frac{\mu e^{-\lambda T} - \lambda e^{-\mu T}}{\mu - \lambda}. \quad (18)$$

Далее можно показать, что вероятности событий  $A_1, A_2, \dots, A_n$  равны. В моменты времени  $T, 2T, (n-1)T$  — в начале каждого интервала — элементы СУЗ полностью восстанавливаются, так что состояния систем в эти моменты времени одинаковы (так как одинаковы начальные условия). Модели возникновения аварий для всех интервалов также аналогичны, а проверки внутри интервалов времени не производятся. При отсчете времени с начала каждого  $i$ -го интервала — точки  $(i-1)T$  момент возникновения аварии на  $i$ -м интервале в новой шкале времени будет равен  $t_i = t - (i-1)T$ . Приведенный

выше вывод формулы для вероятности безаварийной работы в интервале  $(0, T_3)$  при отсутствии проверок может быть дословно повторен для каждого  $i$ -го интервала (с учетом замены  $t_i = t - (i-1)T$ ). В этом случае плотность вероятности моментов наступления аварии  $q_1$  на  $i$ -м интервале принимает вид:

$$q_1(t_i) = \lambda \mu \frac{e^{-\lambda t_i} - e^{-\mu t_i}}{\mu - \lambda}. \quad (19)$$

На  $i$ -м интервале  $[(i-1)T < t < iT]$ , соответственно  $0 < t_i < T$ . Интегрируя плотность вероятности, можно получить вероятность безаварийной работы в интервале времени  $[(i-1)T, iT]$ :

$$P(A_i) = 1 - \int_0^T q_1(t_i) dt_i = \frac{\mu e^{-\lambda T} - \lambda e^{-\mu T}}{\mu - \lambda}. \quad (20)$$

Таким образом, все события  $A_i$ ,  $i = 1, 2, \dots, n$  независимы, а их вероятности равны. Следовательно, вероятность события  $A$ , равная вероятности безаварийной работы на заданном интервале времени  $(0, T_3)$  при проведении тестовых проверок будет равна:

$$P(A) = P_1(T_3) = \left( \frac{\mu e^{-\lambda T} - \lambda e^{-\mu T}}{\mu - \lambda} \right)^n. \quad (21)$$

Сравним это выражение с вероятностью безаварийной работы на этом же интервале  $(0, T_3)$  при отсутствии тестовых проверок:

$$P(T_3) = \frac{\mu e^{-\lambda T_3} - \lambda e^{-\mu T_3}}{\mu - \lambda}. \quad (22)$$

При условии  $n = \frac{T_3}{T}$  анализ полученных выраже-

ний (9) и (21) показывает, что  $P_1(T_3) < P(T_3)$ , влияние же отдельных составляющих может быть оценено при численном расчете.

В заключение рассматривается ситуация, когда периодические тестовые проверки производятся в случайные моменты времени, распределенные по экспоненциальному закону с интенсивностью  $\nu$ . В этом случае авария в момент времени  $t$  может произойти при совпадении трех событий.

В начале, в некоторый момент времени  $\tau \leq t$  произошел отказ СУЗ, а далее, в момент времени  $t$  появилась первая после момента  $\tau$  аварийная ситуация; причем в интервале времени  $(\tau, t)$  не происходило тестовой проверки.

Для отыскания плотности распределения момента первой аварии  $q_2(t)$ , как и выше, разделим интервал времени  $(0, t)$  на малые интервалы длительностью  $\Delta t$ , и каждый  $i$ -й интервал будем характеризовать величиной  $\tau_i$  — координатой его конца. В дополнение к принятым выше обозначениям введем событие  $G_i$  при условии, что в интервале времени  $(\tau_i, t)$  не было проверок аппаратуры СУЗ. Совместное протекание событий  $A_i, B_i, G_i$  и  $C$  — осуществление произведения событий  $D_i = A_i B_i G_i C$  — ведет к появлению аварии в интервале времени  $(t, t + \Delta t)$ . Как и прежде, событие  $D$ , означающее аварию в интервале  $(t, t + \Delta t)$ , равно

сумме событий  $D_i$ ):

$$D = \sum_i D_i.$$

Повторяя рассуждения, аналогичные изложенным, можно получить вероятности событий  $D_i$  и  $D$ :

$$P(D_i) = f(\tau_i) \Delta \tau e^{-\mu(t-\tau_{i+1})} e^{-\nu(t-\tau_{i+1})} \mu \Delta t; \quad (23)$$

$$P(D) = \sum_i P(D_i) = \sum_i f(\tau_i) \Delta \tau e^{-\mu(t-\tau_{i+1})} e^{-\nu(t-\tau_{i+1})} \mu \Delta t. \quad (24)$$

Выражение (24) отличается от ранее приведенного значением  $e^{-\nu(t-\tau_{i+1})}$ , равным вероятности события  $G_i$ . Устремляя, как и выше, интервал разбиения  $\Delta \tau$  к нулю и переходя от интегральной суммы к интегралу, получим:

$$P(D) = \left[ \int_0^t f(\tau) e^{-\mu(t-\tau)} e^{-\nu(t-\tau)} \mu d\tau \right] dt. \quad (25)$$

Воспользовавшись определением плотности вероятности  $q_2(t)$ , получим:

$$P(D) = q_2(t) \Delta t; \quad (26)$$

$$q_2(t) = \int_0^t f(\tau) e^{-\mu(t-\tau)} e^{-\nu(t-\tau)} \mu d\tau. \quad (27)$$

При экспоненциальном распределении времени безотказной работы СУЗ, когда  $f(\tau) = \lambda e^{-\lambda \tau}$ , предыдущее уравнение примет вид:

$$q_2(t) = \int_0^t \lambda e^{-\lambda \tau} e^{-\mu(t-\tau)} e^{-\nu(t-\tau)} \mu d\tau = \frac{\lambda \mu}{\mu + \nu - \lambda} [e^{-\lambda t} - e^{-(\mu + \nu)t}]. \quad (28)$$

Вероятность безаварийной работы в интервале  $(0, T_3)$  при наличии случайных проверок может быть определена по формуле:

$$P_2(T_3) = 1 - \int_0^{T_3} q_2(t) dt = 1 - \frac{\lambda \mu}{\mu + \nu - \lambda} \int_0^{T_3} [e^{-\lambda t} - e^{-(\mu + \nu)t}] dt = 1 - \int_0^{T_3} \frac{\mu}{\mu + \nu - \lambda} e^{-\lambda t} + \frac{\lambda \mu}{(\mu + \nu - \lambda)(\mu + \nu)} e^{-(\mu + \nu)t} dt = \frac{\nu}{\mu + \nu} + \frac{\mu}{\mu + \nu - \lambda} e^{-\lambda T_3} - \frac{\lambda \mu}{(\mu + \nu - \lambda)(\mu + \nu)} e^{-(\mu + \nu)T_3}. \quad (29)$$

Предварительный анализ выражений для вероятностей безаварийной работы за время  $T_3$  при полном отсутствии проверок  $P(T_3)$ , при случайных проверках  $P_2(T_3)$  и при регламентированных проверках  $P_1(T_3)$  показывает, что  $P(T_3) < P_2(T_3) < P_1(T_3)$ . Сравнение естественно производить для значений  $\nu$ , при которых средние значения времени между случайными и регламентированными проверками равны, т. е.  $\frac{1}{\nu} = T_{cp} = T$ . Более подробный анализ целесообразно проводить численными методами с помощью графиков.

В качестве примера применения изложенной выше методики была рассчитана надежность схемы контроля и сигнализации состояния кремниевых вентилях и схемы защиты вентилях при уменьшении скорости или отключении вентилятора для выпрямительного агрегата ВАК 1000/600Н. Необходимые для расчета справочные данные по интенсивностям отказов комплектующих элементов были взяты из литературных источников [Л. 4]; были использованы также результаты статистического исследования эксплуатации тяговых подстанций городского транспорта Москвы. В обоих примерах были построены структурные схемы по отказам, приводящим к ложным срабатываниям и несрабатываниям при аварийных ситуациях, определены аварийные ситуации и интенсивности их наступления и вычислены вероятности безаварийной работы и работы без ложных срабатываний.

Так, вероятность безотказной работы схемы защиты вентилях при уменьшении скорости охлаждающего воздуха или отключении вентилятора по отказам, приводящим к ложным срабатываниям, за заданное время  $T_3 = 0,5$  года равна 0,87. Вероятность безаварийной работы указанной схемы за то же заданное время равна 0,99.

Расчеты показали высокие значения вероятности безаварийной работы, значительно превосходящие вероятность работы без ложных срабатываний, что подтверждается практикой эксплуатации тяговых подстанций.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Выпрямительный агрегат ВАК 1000/600Н, Инструкция по монтажу и эксплуатации, Внешторгиздат, 1966.
2. Малеев В. В., Определение числовых характеристик распределения исправной работы систем противоаварийной автоматики, Изв. АН СССР, «Техническая кибернетика», 1967, № 11.
3. Ефремов И. С. и Лаптева Т. И., Методика расчета надежности кремниевых выпрямительных агрегатов тяговых подстанций городского электрического транспорта, «Электричество», 1970, № 6.
4. Рипс Я. А. и Савельев Б. А., Расчет и анализ надежности систем электропривода на стадии проектирования, Информстандартэлектро, 1967.

[12.11.1971]





# Исследование систем автоматического управления с нестабильными параметрами

Доктор техн. наук, проф. Д. В. ВАСИЛЬЕВ,  
кандидаты техн. наук Ю. Я. ЗУБАРЕВ и М. И. МЕЛЬЦЕР

Ленинград

**Постановка задачи.** Для широкого класса систем автоматического управления (САУ) аналитические выражения показателей качества могут быть заданы в виде соответствующих функционалов, зависящих от параметров системы и вида входных воздействий.

В реальных САУ параметры системы отличаются от их номинальных значений и меняются в процессе эксплуатации вследствие целого ряда причин: производственного разброса, условий окружающей среды, времени работы и т. д. Данный процесс имеет стохастический характер, в результате чего значения указанных функционалов также меняются случайным образом. Поэтому при проектировании САУ с нестабильными параметрами необходимо определять не только величины показателей качества при номинальных значениях параметров, но и вероятностные характеристики этих показателей.

Одним из возможных путей к инженерному решению данной проблемы является разработка достаточно эффективных методов определения указанных характеристик с помощью универсальных ЦВМ, основанных на применении теории чувствительности.

Для этого необходимо найти выражение функций чувствительности показателей качества по исследуемым параметрам и с их помощью связать вероятностные характеристики этих показателей со статистическими характеристиками изменения параметров САУ.

Такой подход позволяет построить универсальный алгоритм определения искомых характеристик, практически не зависящий от структуры и порядка системы, а также от вида входных воздействий. При этом достигается существенная экономия машинного времени по сравнению с использованием для указанной цели метода статистических испытаний (Монте-Карло). Однако предлагаемый подход дает приближенные оценки качества функционирования системы. В случае, если необходимо получить результаты с повышенной степенью точности методом статистических испытаний, то разработанные алгоритмы определения вероятностных характеристик могут быть использованы в качестве асимптотических оценок для улучшения сходимости процедуры Монте-Карло [Л. 1].

**Определение функций чувствительности показателей качества САУ.** Рассмотрим линеаризованную стационарную систему автоматического управления, ко входам которой могут быть приложены детерминированное  $g(t)$  и случайные  $x_k(t)$  воздействия ( $k=1, 2, \dots, Q$ ). Поведение системы описывается обобщенными координатами  $y_\mu$  ( $\mu=1, 2, \dots, M$ ). Не накладывая ограничений на структуру и порядок исследуемой САУ, будем считать, что система характеризуется параметрами  $q_i$  ( $i=1, 2, \dots, n$ ) и остается устойчивой в области изменения этих параметров.

В силу линейности исследуемой САУ анализ ее качества можно производить отдельно при различных видах воздействий.

Как известно, одними из наиболее важных качественных показателей автоматических систем при наличии случайных воздействий являются статистические характеристики обобщенных координат системы, а именно их математические ожидания и дисперсии. Выражения для этих функционалов могут быть представлены в виде:

$$M_0[y_\mu] = \sum_{k=1}^Q W_{\mu k}(0) M[x_k]; \quad (1)$$

$$D_0[y_\mu] = \sum_{k,l=1}^Q \int_{-\infty}^{+\infty} W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) d\omega, \quad (2)$$

где  $W_{\mu k}(0)$ ;  $W_{\mu k}(j\omega)$ ;  $W_{\mu l}(-j\omega)$  — передаточные функции системы относительно входов  $k, l$  и координаты  $y_\mu$ , взятые при нулевом и чисто мнимых значениях аргумента;  $\Psi_{kl}(j\omega)$ ;  $M[x_k]$  — взаимная спектральная плотность и математическое ожидание соответствующих случайных воздействий.

Индекс «0» в (1) и (2) означает, что выражения передаточных функций, а следовательно, и значения показателей, взяты при математических ожиданиях значений параметров. В дальнейшем для простоты записи этот индекс будет опускаться.

Известно, что если коэффициенты передаточных функций системы аналитически зависят от параметров  $q_i$  ( $i=1, 2, \dots, n$ ), все интегралы в (2) сходятся и, кроме того, производные подынтегральных выражений равномерно сходятся, то функционал (2) дифференцируется под знаком интеграла.

Найдем выражения функций чувствительности математического ожидания и дисперсии обобщенных координат системы. Для этого продифференцируем указанные функционалы по исследуемым параметрам. Учтя, что характеристики входных воздействий не зависят от параметров системы, функции чувствительности первого порядка могут быть представлены в виде (см. приложение 1):

$$S_{q_i}^{M[y_\mu]} = \frac{1}{M[y_\mu]} \sum_{k=1}^Q W_{\mu k}(0) S_{q_i}^{W_{\mu k}}(0) M[x_k]; \quad (3)$$

$$S_{q_i}^{D[y_\mu]} = \frac{1}{D[y_\mu]} \sum_{k,l=1}^Q \int_{-\infty}^{+\infty} \text{Re} \{ W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \times \\ \times [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu l}}(-j\omega)] \Psi_{kl}(j\omega) \} d\omega, \quad (4)$$

где  $S_{q_i}^{W_{\mu k}}(0)$  и  $S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega)$  — функции относительной чувствительности передаточной функции системы, взятые при нулевых и чисто мнимых значениях комплексного аргумента.

Соответственно функции чувствительности второго порядка

$$S_{q_i q_j}^{M[y_\mu]} = \frac{1}{M[y_\mu]} \sum_{k=1}^Q W_{\mu k}(0) S_{q_i q_j}^{W_{\mu k}}(0) M[x_k]; \quad (5)$$

$$S_{q_i q_j}^{D[y_\mu]} = \frac{1}{D[y_\mu]} \sum_{k,l=1}^Q \int_{-\infty}^{\infty} \operatorname{Re} \{W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \times \\ \times [S_{q_i q_j}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_i q_j}^{W_{\mu l}}(-j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) S_{q_j}^{W_{\mu l}}(-j\omega) + \\ + S_{q_j}^{W_{\mu k}}(j\omega) S_{q_i}^{W_{\mu l}}(-j\omega)] \Psi_{kl}(j\omega)\} d\omega. \quad (6)$$

В случае детерминированного воздействия целесообразно использовать интегральную квадратичную оценку обобщенных координат системы:

$$L_{\mu\nu} = \sum_{\mu, \nu=1}^M \int_0^{\infty} a_{\mu\nu} y_\mu(t) y_\nu(t) dt = \\ = \frac{1}{2\pi} \sum_{\mu, \nu=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} a_{\mu\nu} \operatorname{Re} [G(j\omega) G(-j\omega) W_\mu(j\omega) W_\nu(-j\omega)] d\omega, \quad (7)$$

где  $a_{\mu\nu}$  — заданные коэффициенты квадратичной формы;  $G(j\omega)$  — преобразование Лапласа от воздействия  $g(t)$ , взятое при чисто мнимом значении аргумента.

Предполагая здесь, так же как и выше, что условия дифференцируемости под знаком интеграла выполняются, получим:

$$S_{q_i}^{L_{\mu\nu}} = \frac{1}{L_{\mu\nu}} \sum_{\mu, \nu=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} a_{\mu\nu} |G(j\omega)|^2 \operatorname{Re} \{[S_{q_i}^{W_\mu}(j\omega) + \\ + S_{q_i}^{W_\nu}(-j\omega)] W_\mu(j\omega) W_\nu(-j\omega)\} d\omega; \quad (8)$$

$$S_{q_i q_j}^{L_{\mu\nu}} = \frac{1}{L_{\mu\nu}} \sum_{\mu, \nu=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} a_{\mu\nu} |G(j\omega)|^2 \operatorname{Re} \{[S_{q_i q_j}^{W_\mu}(j\omega) + \\ + S_{q_i q_j}^{W_\nu}(-j\omega) + S_{q_i}^{W_\mu}(j\omega) S_{q_j}^{W_\nu}(-j\omega) + S_{q_j}^{W_\mu}(j\omega) S_{q_i}^{W_\nu}(-j\omega) \times \\ \times (-j\omega)] W_\mu(j\omega) W_\nu(-j\omega)\} d\omega. \quad (9)$$

Таким образом, как видно из полученных выражений, функции чувствительности рассмотренных показателей качества зависят от характеристик входных воздействий, соответствующих передаточных функций системы и их функций чувствительности по исследуемым параметрам.

**Определение вероятностных характеристик показателей качества САУ.** Для решения поставленной задачи разложим функционал, соответствующий какому-либо из указанных показателей качества САУ в ряд Тейлора в окрестностях математических ожиданий значений параметров. Ввиду того, что параметры элементов САУ, как правило, меняются в ограниченных пределах, в большинстве случаев достаточно учитывать только нулевой и два первых члена ряда. Тогда

$$E_J = \sum_{i=1}^n [S'_{q_i}]_0 E_{q_i} + \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^n [S'_{q_i q_j}] E_{q_i} E_{q_j}, \quad (10)$$

где  $E_J = \frac{J - J_0}{J_0}$ ;  $E_{q_i} = \frac{q_i - q_{i0}}{q_{i0}}$  — относительные отклонения показателя качества  $J$  и параметра  $q_i$  от значений их математических ожиданий.

Предполагая, что изменения различных параметров исследуемой системы не коррелированы, можно в соответствии с (10) определить математическое ожидание и дисперсию показателя качества в виде:

$$M[E_J] = \frac{1}{2} \sum_{i=1}^n [S'_{q_i q_j}]_0 D[E_{q_i}]; \quad (11)$$

$$D[E_J] = \sum_{i=1}^n [S'_{q_i}]_0^2 D[E_{q_i}] + \\ + \frac{1}{4} \sum [S'_{q_i}]_0 \{\mu_4[E_{q_i}] - [D(E_{q_i})]^2\} + \\ + \sum_{i=2}^n \sum_{j=1}^{i-1} [S'_{q_i q_j}]_0^2 D[E_{q_i}] D[E_{q_j}] + \\ + \sum_{i=1}^n [S'_{q_i q_j}]_0 \mu_3[E_{q_i}]. \quad (12)$$

Если отклонения значений параметров системы подчиняются нормальному закону распределения, то выражение (12) может быть существенно упрощено:

$$D[E_J] = \sum_{i=1}^n [S'_{q_i}]_0^2 D[E_{q_i}] + \\ + \frac{1}{2} \sum_{i,j=1}^n [S'_{q_i q_j}]_0^2 D[E_{q_i}] D[E_{q_j}]. \quad (13)$$

При вычислении третьего центрального момента можно пренебречь корреляцией между величинами  $E_{q_i}$  и  $(E_{q_i})^2$ . Тогда

$$\mu_3[E_J] = \sum_{i=1}^n [S'_{q_i q_j}]_0^3 \{D[E_{q_i}]\}^3. \quad (14)$$

Для вычисления вероятности того, что значение исследуемого показателя не выйдет за заданные пределы, разложим выражение (10) и ряд Грама — Шарлье относительно нормального закона распределения.

Ограничиваясь двумя членами ряда, запишем выражение функции распределения относительного отклонения показателя качества следующим образом:

$$F(z) = 0,5 + \Phi_0[Z] - \frac{1}{3!} \frac{\mu_3[E_J]}{\{\sqrt{D[E_J]}\}^3} \varphi^{(2)}[z], \quad (15)$$

где

$$z = \frac{E_J - M[E_J]}{\sqrt{D[E_J]}}; \quad (16)$$

$\Phi_0[z]$  — функция Лапласа—Гаусса;

$$\varphi[z] = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-\frac{z^2}{2}}$$

Погрешность такого разложения, как известно не будет превышать величины второго члена ряда. При необходимости аналогичным образом может быть учтен и третий член ряда Грама—Шарль, т. е.

$$P[E_{J\min} < J < E_{J\max}] = F[z_{\max}] - F[z_{\min}], \quad (17)$$

где  $z_{\max}$  и  $z_{\min}$  получаются при подстановке в (16) значений  $E_{J\max}$  и  $E_{J\min}$ .

Таким образом, определив на основе выражений (3)—(9) функции чувствительности рассмотренных показателей качества системы, можно в соответствии с (11)—(14) и (17) вычислить математические ожидания, дисперсии, третий и другие центральные моменты относительных отклонений показателей и вероятности того, что их значения не выйдут за заданные пределы.

**Описание алгоритмов.** Процесс определения вероятностных характеристик показателей качества САУ, как это было показано выше, состоит из двух этапов: определение функций чувствительности показателей по исследуемым параметрам системы и вычисление значений вероятностных характеристик по данным об износе этих параметров.

Реализация зависимостей (11)—(17) на универсальных ЦВМ не представляет особых затруднений, в то время как определение функций чувствительности показателей требует специального подхода. Последнее обстоятельство объясняется тем, что алгоритм, построенный на основе выражений (1)—(9) с точки зрения его эффективного использования, должен удовлетворять ряду требований.

Наиболее важными из этих требований являются универсальность и стандартность машинного алгоритма, т. е. его независимость от структуры системы, ее порядка, вида входных воздействий и значений параметров. При переходе от исследования одной системы к исследованию другой программа, составленная в соответствии с алгоритмом, должна оставаться неизменной.

Для алгоритмизации определения интегральных показателей и их функций чувствительности по исследуемым параметрам представим выражения (2), (4), (6)—(9) в единой форме:

$$J = 2 \sum_{x; \theta=1}^{x_0} \int_0^{\omega_{\max}} \operatorname{Re} [W_x(j\omega) W_\theta(-j\omega) \varphi_{x,\theta}] d\omega; \quad (18)$$

$$S'_{q_i} = \frac{1}{J} \sum_{x; \theta=1}^{x_0} \int_0^{\omega_{\max}} \operatorname{Re} \{ [W_x(j\omega) W_\theta(-j\omega) \varphi_{x,\theta} \times \\ \times [S_{q_i}^{W_x}(j\omega) + S_{q_i}^{W_\theta}(-j\omega)]] \} d\omega; \quad (19)$$

$$S'_{q_i q_j} = \frac{1}{J} \sum_{x; \theta=1}^x \int_0^{\omega_{\max}} \operatorname{Re} \{ W_x(j\omega) W_\theta(-j\omega) \varphi_{x,\theta} \times \\ \times [S_{q_i q_j}^{W_x}(j\omega) + S_{q_i q_j}^{W_\theta}(-j\omega) + S_{q_i}^{W_x}(j\omega) S_{q_j}^{W_\theta}(-j\omega) + \\ + S_{q_j}^{W_x}(j\omega) S_{q_i}^{W_\theta}(-j\omega)] \} d\omega. \quad (20)$$

При этом, если  $x = \mu k$ ;  $\theta = \mu l$  и  $\varphi_{x,\theta} = \Psi_{kl}(j\omega)$ , то выражение (18)—(20) есть дисперсия  $\mu$ -й координаты системы и ее функции чувствительности первого и второго порядка.

Если  $x = \mu; \theta = \nu$  и  $\varphi_{x,\theta} = a_{\mu\nu}$ ,  $|G(j\omega)|^2 \frac{1}{2\pi}$ , то выражения (18)—(20) есть интегральная квадратичная оценка системы и ее функции чувствительности, т. е. для определения функций чувствительности показателей необходимо определить на ЦВМ передаточные функции системы и их функции чувствительности, а затем преобразовать соответствующие выражения по формулам (1), (3), (5), (18)—(20).

Для решения поставленной задачи целесообразно воспользоваться представлением исследуемой САУ в виде ее графа сигналов. В этом случае, как показано в [Л. 2], можно определить передаточную функцию графа относительно любых узлов на основе формулы свертывания.

Алгоритм, построенный на основе этой формулы, удовлетворяет требованиям универсальности и стандартности, а также позволяет представить любую передаточную функцию графа через числители и знаменатели передаточных функций его ветвей:

$$W_x(p) = \frac{W_x + [B_1(p), \dots, B_r(p), \dots, B_R(p)],}{W_x - [B_1(p), \dots, B_r(p), \dots, B_R(p)],} \rightarrow \\ \rightarrow \frac{A_1(p), \dots, A_r(p), \dots, A_q(p), \dots, A_R(p)]}{A_1(p), \dots, A_r(p), \dots, A_q(p), \dots, A_R(p)],} \quad (21)$$

где  $r, q = 1, 2, \dots; R$  — номера ветвей графа;  $B_r(p)$  и  $A_r(p)$  — соответственно числитель и знаменатель передаточной функции  $r$ -й ветви графа, представляющие собой полиномы от комплексного аргумента.

Можно показать, что числитель и знаменатель (21) линейны относительно  $B_r$ ,  $A_r$  и  $A_q$ .

Соответственно имеем:

$$S_{B_r}^{W_x} = \frac{[F_{x+}]/B_r}{F_{x+}} - \frac{[F_{x-}]/B_r}{F_{x-}}; \quad (22) \\ S_{B_r A_q}^{W_x} = \frac{[F_{x+}]/B_r A_q}{F_{x+}} - \frac{[F_{x-}]/B_r A_q}{F_{x-}} - \\ - \frac{\{[F_{x+}]/B_r\} \{[F_{x-}]/A_q\}}{F_{x+} F_{x-}} - \frac{\{[F_{x+}]/A_q\} \{[F_{x-}]/B_r\}}{F_{x+} F_{x-}} + \\ + 2 \frac{\{[F_{x+}]/B_r\} \{[F_{x-}]/A_q\}}{F_{x-} F_{x-}}, \quad (23)$$

где  $[F_{x+}]/B_r$ ;  $[F_{x-}]/B_r$ ;  $[F_{x+}]/B_r A_q$  — выражения  $F_{x+}$ ,  $F_{x-}$ , в которых оставлены только те члены, которые содержат соответственно  $B_r$ ,  $A_q$ , а также и  $B_r$  и  $A_q$ .

Для определения функций чувствительности первого порядка передаточных функций системы следует воспользоваться выражением, которое легко получается путем непосредственного дифференцирования:

$$S_{q_i}^{W_x}(p) = S_{B_r}^{W_x}(p) S_{q_i}^{B_r}(p) - S_{A_r}^{W_x}(p) S_{q_i}^{A_r}(p), \quad (24)$$

где  $S_{q_i}^{B_r}(p)$  и  $S_{q_i}^{A_r}(p)$  — функции чувствительности соответствующих полиномов по исследуемым параметрам.

Аналогичным образом могут быть получены выражения для функций чувствительности второго порядка.

Из вышеизложенного видно, что функции чувствительности передаточных функций системы могут быть выражены через числители и знаменатели передаточных функций исходных ветвей графа, а также через их функции чувствительности по исследуемым параметрам.

Определение на ЦВМ функций чувствительности передаточных функций системы в виде (22) и (23) путем операций над комплексными числами или многочленами от комплексной переменной не представляется возможным.

Поэтому является целесообразным развитие специальных способов преобразования информации в виде формальных многочленов [Л. 2]:

$$\pi = \sum_{\alpha=1}^l \prod_{\beta=1}^{l_{\alpha}} C_{\alpha\beta}, \quad (25)$$

где  $C_{\alpha\beta}$  — некоторые математические объекты произвольной природы, которые можно умножать и складывать.

Таковыми объектами, называемыми в дальнейшем элементами, являются, например, числители и знаменатели передаточных функций ветвей графа, а также функций чувствительности этих передаточных функций по исследуемым параметрам.

Каждый элемент  $C_{\alpha\beta}$  и знаки действия записываются с помощью символов. Запись каждого формального многочлена может рассматриваться как множество формальных одночленов  $\{\gamma_1; \gamma_2; \dots; \gamma_{\alpha}; \dots; \gamma_l\}$  и символов знаков действия. Одночлены считаются равными, если они содержат одни и те же символы независимо от последовательности их расположения. Для каждого элемента  $C_{\alpha\beta}$  существует элемент  $C_{\alpha\beta}$ , отличающийся символом знака действия. Вводится понятие формальной дроби, представляющей собой пару многочленов, имеющих соответственно значение числителя и знаменателя. Определяются также правила записи формальных дробей и операции над ними.

Используя вышеизложенное, можно на основе выражений (21)–(23) сформулировать правила определения с помощью ЦВМ искоемых функций чувствительности.

**Правило 1.** Функция чувствительности первого порядка формального многочлена  $\pi$  по символу  $C_{\alpha\beta}$  есть формальная дробь, знаменатель которой — сам многочлен  $\pi$ , а числитель — сумма всех формальных одночленов, входящих в  $\pi$  и содержащих символ  $C_{\alpha\beta}$ . Дадим определение записи функции чувствительности:

$$3[S_{C_{\alpha\beta}}^{\pi}] = \begin{cases} 3[\pi C_{\alpha\beta}]; \\ 3[\pi]. \end{cases} \quad (26)$$

При этом запись числителя формальной дроби получается путем вычеркивания из записи многочлена  $\pi$  всех одночленов, не содержащих символов  $C_{\alpha\beta}$ .

**Правило 2.** Функция чувствительности второго порядка формального многочлена есть формальная дробь, знаменатель которой есть сам многочлен  $\pi$ , а числитель — сумма всех одночленов, входящих в  $\pi$  и содержащих символы  $C_{\alpha\beta}$  и  $C_{\gamma\delta}$ :

$$3[S_{C_{\alpha\beta}, C_{\gamma\delta}}^{\pi}] = \begin{cases} 3[\pi C_{\alpha\beta}, C_{\gamma\delta}]; \\ 3[\pi]. \end{cases} \quad (27)$$

**Правило 3.** Функция чувствительности первого порядка формальной дроби  $W = \pi_+ / \pi_-$  есть формальная дробь, равная сумме двух формальных дробей; при этом первая дробь — функция чувствительности формального многочлена, соответствующая числителю формальной дроби, по которой определяется функция чувствительности, а вторая — функция чувствительности от формального многочлена, соответствующего знаменателю исходной формальной дроби, взятая с обратным знаком:

$$3[S_{C_{\alpha\beta}}^W] = 3[S_{C_{\alpha\beta}}^{\pi_+}] \oplus 3[\overline{S_{C_{\alpha\beta}}^{\pi_-}}], \quad (28)$$

где  $\oplus$  — символ формального сложения дробей.

**Правило 4.** Запись функции чувствительности формальной дроби второго порядка есть запись вида:

$$3[S_{C_{\alpha\beta}, C_{\gamma\delta}}^W] = 3[S_{C_{\alpha\beta}, C_{\gamma\delta}}^{\pi_+}] \oplus 3[\overline{S_{C_{\alpha\beta}, C_{\gamma\delta}}^{\pi_-}}] \oplus 3[\overline{S_{C_{\alpha\beta}}^{\pi_+}}] \otimes \\ \otimes 3[\overline{S_{C_{\gamma\delta}}^{\pi_-}}] \oplus 3[S_{C_{\gamma\delta}}^{\pi_+}] \otimes 3[\overline{S_{C_{\alpha\beta}}^{\pi_-}}] \oplus 3[\overline{S_{C_{\gamma\delta}}^{\pi_+}}] \otimes \\ \otimes 3[S_{C_{\alpha\beta}}^W] \oplus 3[\overline{S_{C_{\gamma\delta}}^W}] \otimes 3[S_{C_{\alpha\beta}}^W], \quad (29)$$

где  $\otimes$  — символ умножения формальных дробей.

Из выражений (26)–(29) следует, что представление информации указанным выше способом позволяет определить на ЦВМ не только передаточные функции системы, но и функции чувствительности этих передаточных функций на основе единого алгоритма путем применения введенных операций над формальными многочленами и формальными дробями.

Разработанный алгоритм определения показателей качества системы и их функций чувствительности реализован на ЦВМ «Минск-22» и может быть использован для анализа качества функционирования линеаризованных САУ практически любой степени сложности. Машинный алгоритм выполнен в виде системы стандартных подпрограмм и занимает около 5 000 ячеек памяти.

**Пример.** Рассмотрим САУ продольным движением самолета, принцип действия которой изложен в [Л. 3]. Пусть к системе приложен случайный возмущающий момент. Определим, как влияет на дисперсию угла тангажа самолета ( $D_0$ ) нестабильность следующих параметров автопилота: коэффициентов передачи гиросвертикали ( $k_a$ ), рулевого тракта ( $k_p$ ), обратной связи по углу положения рулей ( $k_\delta$ ) и обратной связи по произвольной углу тангажа ( $k_\delta$ ), а также постоянной времени рулевого тракта ( $T_m$ ).

Будем считать, что параметры автопилота линейно изменяются во времени, так как линейные случайные процессы в большинстве случаев описывают основные особенности процессов старения САУ [Л. 4].

Тогда имеем:

$$E_{q_i}(\tau) = \alpha_i + \beta_i(\tau), \quad (30)$$

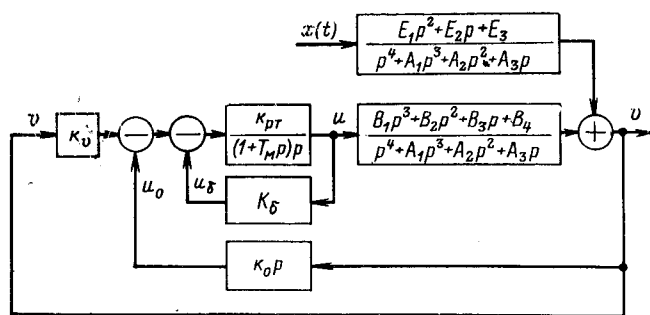
где  $\alpha_i$  и  $\beta_i$  — некоррелированные случайные величины, подчиняющиеся нормальному закону распределения. При этом  $\beta_i$  характеризует старение соответствующего параметра системы, а  $\alpha_i$  — производственный разброс исследуемого параметра.

Из (30) видно, что  $E_{q_i}(\tau)$  подчиняется нормальному закону распределения. Отсюда получим:

$$D[E_{q_i}(\tau)] = D[\alpha_i] + \tau^2 D[\beta_i]; \quad (31)$$

$$\mu_3[E_{q_i}(\tau)] = 0. \quad (32)$$

Будем считать, что математические ожидания коэффициентов  $\alpha_i$  и  $\beta_i$  не изменяются со временем. Тогда значения функций чувствительности исследуемого показателя не будут зависеть от  $\tau$ . Определим требуемые функции чувствительности с помощью разработанных стандартных алгоритмов. Для этого в качестве исходной информации введем в машину данные о структуре системы и значениях ее параметров в виде соответствующих линейных таблиц [Л. 2] (см. рисунок).



Список параметров, по которым ищутся функции чувствительности, также приведен в виде таблицы. Результаты расчетов функций чувствительности первого порядка на ЦВМ «Минск-22» представлены ниже:

$q_i$	$k_v$	$k_{p.r}$	$T_{p.r}$	$k_\delta$	$k_0$
$S_{q_i}^D$	-0,46	-0,062	0,026	0,51	0,36

Из приведенных данных видно, что старение только трех параметров автопилота существенно сказывается на дисперсию угла тангажа. Ввиду этого будем определять функции чувствительности второго порядка только по параметрам  $k_v$ ,  $k_\delta$  и  $k_0$ :

$q_i q_j$	$k_v k_v$	$k_\delta k_\delta$	$k_0 k_0$	$k_v k_\delta$	$k_v k_0$	$k_\delta k_0$
$S_{q_i q_j}^D$	0,84	-0,92	0,46	-0,26	0,51	-0,096

С помощью найденных функций чувствительности на основе описанного выше алгоритма были найдены значения математического ожидания, дисперсии и третьего центрального момента относительного отклонения дисперсии угла тангажа от его номинального значения, а также вероятности того, что это отклонение не превысит  $[E_{D_v}]_{\max}$ .

Ниже приведены значения среднего квадратического отклонения исследуемого показателя качества и вышеуказанной вероятности  $P[E_{D_v}(\tau) < (E_{D_v})_{\max}]$  при  $[E_{D_v}]_{\max} = 0,2$  для различных значений  $\tau$ :

$\tau \cdot 10^3, \text{ч}$	0	1	2	3	4	5	6	7	8
$\sigma[E_{D_v}]$	0,042	0,049	0,072	0,097	0,122	0,147	0,174	0,202	0,230
$P$	1	1	0,997	0,997	0,931	0,876	0,818	0,770	0,712

Из анализа полученных результатов следует, что наиболее жесткие требования необходимо предъявлять к параметрам  $k_\delta$ ,  $k_v$  и  $K_0$  данной системы. При этом рекомендуется производить регулировку этих параметров не реже, чем через 6—8 тыс. ч.

**Приложение.** Покажем, что функции чувствительности дисперсии обобщенных координат системы можно представить в виде (4) и (6). Так как функционал (2) можно дифференцировать под знаком интеграла, то имеем:

$$\frac{\partial J}{\partial q_i} = \sum_{k,l=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} \left[ \frac{\partial W_{\mu k}(j\omega)}{\partial q_i} W_{\mu l}(-j\omega) + \frac{\partial W_{\mu l}(-j\omega)}{\partial q_i} W_{\mu k}(j\omega) \right] \Psi_{kl}(j\omega) d\omega. \quad (\text{П-1})$$

Подставив в (П-1) выражение  $S_{q_i}^W(j\omega) = \frac{\partial W}{\partial q_i} \frac{q_i}{W(j\omega)}$ , после соответствующих преобразований получим:

$$\frac{\partial J}{\partial q_i} = \frac{1}{q_i} \sum_{k,l=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu l}}(-j\omega)] W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) d\omega. \quad (\text{П-2})$$

Выражение (П-2) можно записать в виде:

$$\frac{\partial J}{\partial q_i} = \frac{1}{2q_i} \sum_{k,l=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} \{ [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu l}}(-j\omega)] W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) + [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(-j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu l}}(j\omega)] W_{\mu k}(-j\omega) W_{\mu l}(j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) \} d\omega. \quad (\text{П-3})$$

Взаимные спектральные плотности  $\Psi_{kl}(j\omega)$  и  $\Psi_{lk}(j\omega)$  и многочлены в квадратных скобках являются комплексными сопряженными функциями. Следовательно, можно (П-3) записать в виде:

$$\frac{\partial J}{\partial q_i} = \frac{1}{q_i} \sum_{k,l=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} \text{Re} \{ [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu l}}(-j\omega)] W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) \} d\omega. \quad (\text{П-4})$$

Так как  $S_{q_i}^J = \frac{\partial J}{\partial q_i} \frac{q_i}{J}$ , то, подставив в  $S_{q_i}^J$  (П-4), получим выражение (4).

Для определения функции чувствительности второго порядка нужно продифференцировать (П-4) по параметру  $q_j$ ; подставив выражения функций чувствительности передаточных функций системы, получим:

$$\frac{\partial^2 J}{\partial q_i \partial q_j} = \frac{1}{q_i q_j} \sum_{k,l=1}^M \int_{-\infty}^{\infty} [S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) + S_{q_j}^{W_{\mu l}}(-j\omega) + S_{q_i}^{W_{\mu k}}(j\omega) S_{q_j}^{W_{\mu l}}(-j\omega) + S_{q_j}^{W_{\mu k}}(-j\omega) S_{q_i}^{W_{\mu l}}(j\omega)] W_{\mu k}(j\omega) W_{\mu l}(-j\omega) \Psi_{kl}(j\omega) d\omega. \quad (\text{П-5})$$

По аналогии с предыдущим можно показать, что подынтегральное выражение в (П-5) есть действительная функция аргумента  $\omega$ . Так как

$$S_{q_i q_j}^J = \frac{\partial^2 J}{\partial q_i \partial q_j} \frac{q_i q_j}{J}, \quad (\text{П-6})$$

то, подставив (П-5) в (П-6), после аналогичных описанным выше преобразований получим (6).

**Выводы.** 1. Применение теории чувствительности дает возможность связать вероятностные характеристики показателей качества исследуемой системы с числовыми характеристиками изменения параметров.

2. Введенная форма представления и преобразования информации позволяет с помощью ЦВМ определить показатели качества проектируемой САУ и их функции чувствительности по исследуемым параметрам.

3. На основе машинных методов анализа САУ можно выявить параметры, нестабильность которых наиболее существенно сказывается на качестве функционирования системы, и произвести обоснованный выбор допусков на эти параметры.

## ЛИТЕРАТУРА

- Васильев Д. В. и др., Анализ нелинейных систем автоматического управления со случайными параметрами на основе асимптотических оценок, «Электричество», 1970, № 8.
- Зубарев Ю. Я., Мельцер М. И. и Левинзон Ф. Ф., Алгоритмизация подготовки схем набора для АЦВМ, Вопросы радиоэлектроники, сер. УП, 1969, № 2.
- Васильев Д. В. и Чунч В. Г., Системы автоматического управления, изд-во «Высшая школа», 1967.
- Дружинин Г. В., Надежность систем автоматики, изд-во «Энергия», 1967.

[21.10.1971]



# Выбор параметров обмоток возбуждения генератора при использовании критического самовозбуждения в замкнутых системах Г—Д

Канд. техн. наук Ю. Я. ВУЛЬ

Трест «Энергоуголь» Министерства угольной промышленности СССР

и инж. Ю. В. СИМОНОВ

Московский энергетический институт

На экскаваторах-драглайнах все более широкое применение получает система управления полем генератора в системах Г—Д с использованием критических параметров цепи самовозбуждения [Л. 1—3]. Для выбора параметров обмоток возбуждения генератора в этих системах при питании независимой обмотки от магнитных усилителей (МУ) предложена методика, изложенная в [Л. 4]. Однако расчет по этой методике приводит к существенным ошибкам, так как основан на предположении, что для уменьшения мощности МУ в системах с критическим самовозбуждением необходимо максимальное увеличение интенсивности действия параллельной обмотки и что на величину необходимой мощности МУ не влияет относительное значение добавочного сопротивления в цепи самовозбуждения. Указанные положения справедливы только при определенных условиях в статическом режиме работы.

В этой статье, основанной на положениях [Л. 1—3], будет сделана попытка разработки методики рационального выбора параметров обмоток возбуждения генератора с точки зрения получения минимальной мощности магнитных усилителей и общих потерь на возбуждение.

Для решения поставленных задач запишем уравнения для цепей возбуждения генератора с самовозбуждением в предположении, что характеристика намагничивания генератора линейна, а потоками рассеяния и падением напряжения в якоре генератора можно пренебречь:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\omega_n}{r_n} U_{в.н} &= F_n + T_{в.н} \frac{dF}{dt}; \\ \frac{r_n}{r_n + r_d} \frac{\omega_n}{r_n} e_r &= F_n + \frac{r_n}{r_n + r_d} T_{в.п} \frac{dF}{dt}; \\ 0 &= F_{вм} + T_{вм} \frac{dF}{dt}, \end{aligned} \right\} (1)$$

где  $e_r$  — э. д. с. генератора, в;  $U_{в.н}$ ,  $\omega_n$ ,  $r_n$  — напряжение (в), число витков (на один полюс) и сопротивление (ом) независимой обмотки возбуждения;  $\omega_n$ ,  $r_n$  — число витков (на один полюс) и сопротивление (ом) параллельной обмотки возбуждения;  $r_d$  — добавочное сопротивление (ом) в цепи параллельной обмотки;  $F_n$ ,  $F_p$ ,  $F_{вм}$ ,  $F$  — н. с. независимой и параллельной обмоток, эквивалентная н. с. вихревых токов и суммарная н. с. возбуждения на один полюс, а;  $T_{в.н}$ ,  $T_{в.п}$ ,  $T_{вм}$  — постоянные времени независимой и параллельной обмоток и эквивалентная постоянная времени вихревых токов, сек.

Для генератора с критическим самовозбуждением из (1) получаем:

$$\frac{\omega_n}{r_n} U_{в.н} = T_{в\sum} \frac{dF}{dt}, \quad (2)$$

где  $T_{в\sum}$  — суммарная постоянная времени генератора, сек;

$$T_{в\sum} = T_{в.н} + k_d T_{в.п} + T_{вм}, \quad (3)$$

где

$$k_d = \frac{r_n}{r_n + r_d}.$$

Значения постоянных времени  $T_{в.н}$  и  $T_{в.п}$  можно получить из соотношения:

$$T_v = \frac{Q_v}{\rho l_{cp}} k_F, \text{ сек}, \quad (4)$$

где  $Q_v$  — площадь, занимаемая медью соответствующей обмотки (мм<sup>2</sup>) в сечении межполюсного пространства плоскостью, перпендикулярной оси вращения

якоря;  $\rho = 0,021 \frac{\text{ом} \cdot \text{мм}^2}{\text{м}}$  при 75°С — удельное сопротивление меди;  $l_{cp}$  — средняя длина витка обмотки возбуждения, м;  $k_F = \frac{\Phi}{F}$ , ом·сек — для линейной

части характеристики намагничивания;  $\Phi$  — магнитный поток одного полюса, в·сек.

Из (1) — (4) получаем выражение для н. с. независимой и параллельной обмоток в переходных процессах генератора с критическим самовозбуждением<sup>1</sup>:

$$\left. \begin{aligned} F_{н.дин} &= \left( k_d \frac{Q_n}{\rho l_{cp}} + \frac{1}{k_F} T_{вм} \right) \frac{d\Phi}{dt}; \\ F_{п.дин} &= F_{п.ст} + \left( \mp k_d \frac{Q_p}{\rho l_{cp}} \pm \frac{1}{k_F} t \right) \frac{d\Phi}{dt}. \end{aligned} \right\} (5)$$

Здесь  $F_{п.ст}$  — н. с. параллельной обмотки в статическом режиме, а.

Учитывая работу экскаватора в цикле, можно подсчитать эквивалентные по нагреву н. с.  $F_{в.н.э}$  и  $F_{в.п.э}$  и мощность потерь для каждой обмотки возбуждения.

Для независимой обмотки

$$\left. \begin{aligned} F_{в.н.э} &= \sqrt{F_{н.дин}^2 \frac{t_n}{T_n} + F_{н.ст}^2 \frac{t_y}{T_n}}, \text{ а}; \\ P_{в.н.э} &= 2p \frac{F_{в.н.э}^2}{Q_n} \rho l_{cp}, \text{ вт}, \end{aligned} \right\} (6)$$

где  $F_{н.ст}$  — н. с. независимой обмотки в статическом режиме, а.

Для параллельной обмотки

$$\left. \begin{aligned} F_{в.п.э} &= \sqrt{\left( \sum_{k=1}^m \int_0^{t_k} F_{п.дин}^2 dt \right) \frac{1}{T_p} + F_{п.ст}^2 \frac{t_y}{T_p}}, \text{ а} \\ P_{в.п.э} &= 2p \frac{F_{в.п.э}^2}{Q_p} \rho l_{cp}, \text{ вт}. \end{aligned} \right\} (7)$$

<sup>1</sup> Верхние знаки в (5) относятся к режиму нарастания э. д. с. генератора, нижние — к режиму уменьшения э. д. с.

В выражениях (6) и (7) время цикла

$$T_{\text{ц}} = t_y + t_{\text{п}} + t_0, \text{ сек}, \quad (8)$$

где  $t_y$  — время работы с установившейся скоростью в каждом цикле;  $t_0$  — время отсутствия сигнала управления в каждом цикле;  $t_{\text{п}}$  — время переходных процессов в каждом цикле;

$$t_{\text{п}} = \sum_{k=1}^m t_k,$$

где  $m$  — число переходных процессов в цикле;  $t_k$  — время каждого переходного процесса.

Для удобства сравнения мощности потерь в различных вариантах и для различных генераторов будем относить мощность потерь каждой обмотки к предельной по нагреву мощности  $P_{\Sigma \text{пред}}$  для суммарного сечения меди обмоток возбуждения  $Q_{\Sigma}$ , тогда из (6) и (7) получим:

$$\left. \begin{aligned} P'_{\text{в. н. э}} &= \frac{P_{\text{в. н. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{F_{\text{в. н. э}}^2}{F_{\text{н. п. ред}} F_{\Sigma \text{пред}}}; \\ P'_{\text{в. п. э}} &= \frac{P_{\text{в. п. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{F_{\text{в. п. э}}^2}{F_{\text{п. п. ред}} F_{\Sigma \text{пред}}} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

Здесь

$$F_{\Sigma \text{пред}} = \Delta_{\text{доп}} Q_{\Sigma}, \text{ а},$$

где  $\Delta_{\text{доп}}$  — предельно допустимая по нагреву плотность тока обмоток возбуждения,  $\text{а/мм}^2$ ;  $Q_{\Sigma}$  — суммарное сечение меди обмоток возбуждения,  $\text{мм}^2$ ;

$$Q_{\Sigma} = Q_{\text{н}} + Q_{\text{п}}.$$

Можно приближенно принять, что  $\Delta_{\text{доп}}$  одинакова для независимой и параллельной обмоток, тогда

$$\begin{aligned} F_{\text{н. пред}} &= \Delta_{\text{доп}} Q_{\text{н}}, \text{ а}, \\ F_{\text{п. пред}} &= \Delta_{\text{доп}} Q_{\text{п}}, \text{ а}. \end{aligned}$$

Относительная величина полных потерь мощности в цепи параллельной обмотки с учетом потерь в добавочном сопротивлении

$$P'_{\text{п. э}} = \frac{P_{\text{п. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{1}{k_{\text{д}}} \frac{P_{\text{в. п. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}}.$$

Относительная величина суммарных потерь мощности в обмотках возбуждения

$$P'_{\text{в. э}} = \frac{P_{\text{в. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{P_{\text{в. п. э}} + P_{\text{в. н. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}}.$$

Относительную величину полных потерь мощности в цепи независимой обмотки возбуждения с учетом потерь в балластных сопротивлениях можно оценить по соотношению:

$$P'_{\text{н. э}} = \frac{P_{\text{н. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{1}{\eta_{\text{сх}}} \frac{P_{\text{в. н. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}},$$

где  $\eta_{\text{сх}}$  — к. п. д. двухтактной схемы питания обмотки независимого возбуждения генератора от магнитных усилителей;  $\eta_{\text{сх}} \approx 0,3-0,5$  и зависит от величины балластных сопротивлений.

Относительная величина суммарных потерь мощности в цепях возбуждения

$$P'_{\text{э}} = \frac{P_{\text{э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{P_{\text{н. э}} + P_{\text{п. э}}}{P_{\Sigma \text{пред}}}.$$

Необходимую мощность магнитного усилителя следует определять по средней мощности независи-

мого возбуждения  $S_{\text{в. н. ср}}$  с учетом работы в цикле:

$$S_{\text{в. н. ср}} = S_{\text{в. н. дин}} \frac{t_{\text{п}}}{T_{\text{ц}}} + P_{\text{в. н. ст}} \frac{t_y}{T_{\text{ц}}}, \quad (10)$$

где  $P_{\text{в. н. ст}}$  — мощность независимого возбуждения в статическом режиме,  $\text{вт}$ ;  $S_{\text{в. н. дин}}$  — полная мощность независимого возбуждения в переходных процессах,  $\text{ва}$ .

Соотношение для определения  $S_{\text{в. н. дин}}$  получим из (1) — (5):

$$\begin{aligned} S_{\text{в. н. дин}} &= 2pk_{\text{д}} \frac{Q_{\text{н}}}{\rho_{\text{ср}}} \left(1 + k_{\text{д}} \frac{Q_{\text{п}}}{Q_{\text{н}}}\right) \left(\frac{d\Phi}{dt}\right)^2 + \\ &+ 2pT_{\text{вт}} \frac{1}{k_{\text{ф}}} \left(1 + 2k_{\text{д}} \frac{Q_{\text{п}}}{Q_{\text{н}}} + T_{\text{вт}} \frac{1}{k_{\text{ф}}} \frac{\rho_{\text{ср}}}{Q_{\text{н}}}\right) \left(\frac{d\Phi}{dt}\right)^2, \text{ вт}. \end{aligned} \quad (11)$$

Мощность  $S_{\text{в. н. ср}}$  также отнесём к предельной по нагреву мощности  $P_{\Sigma \text{пред}}$

$$S'_{\text{в. н. ср}} = \frac{S_{\text{в. н. ср}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{S_{\text{в. н. дин}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} \frac{t_{\text{п}}}{T_{\text{ц}}} + \frac{P_{\text{в. н. ст}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} \frac{t_y}{T_{\text{ц}}}.$$

Мощность МУ в относительных единицах

$$S'_{\text{МУ}} = \frac{S_{\text{МУ}}}{P_{\Sigma \text{пред}}} = \frac{1}{\eta} \frac{S_{\text{в. н. ср}}}{P_{\Sigma \text{пред}}}, \quad (12)$$

где  $\eta = \eta_{\text{сх}} \eta_{\text{МУ}}$ ;  $\eta_{\text{МУ}}$  — к. п. д. одноконтного магнитного усилителя с внутренней обратной связью;  $\eta_{\text{МУ}} = 0,9$ .

По приведенным выше уравнениям на рис. 1 построены зависимости  $P'_{\text{в. н. э}}$ ,  $P'_{\text{в. п. э}}$ ,  $P'_{\text{в. э}}$ ,  $P'_{\text{э}}$  и  $S'_{\text{МУ}}$  от соотношения сечений меди  $\frac{Q_{\text{п}}}{Q_{\Sigma}}$ . На рис. 2 по тем же соотношениям построены зависимости  $P'_{\text{в. э}}$ ,  $P'_{\text{э}}$  и  $S'_{\text{МУ}}$  от коэффициента  $k_{\text{д}} = \frac{r_{\text{п}}}{r_{\text{п}} + r_{\text{н}}}$  [см. (3)].

На рис. 1,а и 2,а зависимости построены для генераторов типа ПЭ174-7К 1450 кВт, используемых в схемах главных приводов экскаватора ЭШ 15/90А; на рис. 1,б и 2,б — для генераторов типа ПЭ170-5К 1000 кВт экскаваторов ЭШ 10/70А.

Из кривых рис. 2 следует, что величина необходимой мощности МУ прямо пропорциональна значению  $k_{\text{д}}$ , поэтому с целью снижения необходимой мощности МУ кратность добавочного сопротивления  $r_{\text{д}}$  в цепи параллельной обмотки следует выбирать возможно большей, т. е. значение  $k_{\text{д}}$  возможно меньшим. Однако при малых  $k_{\text{д}}$  резко возрастают суммарные потери  $P'_{\text{э}}$ . Наиболее целесообразно выбирать  $k_{\text{д}}$  в пределах 0,3—0,4. Действительно, при возрастании  $k_{\text{д}}$  от 0,2 до 0,3 (см., например, рис. 2,б) суммарные потери снижаются в 1,3 раза, а необходимая мощность МУ возрастает на 13%; при изменении же  $k_{\text{д}}$  от 0,4 до 0,5 суммарные потери снижаются на 7%, а необходимая мощность МУ возрастает на 15%.

Из кривых рис. 1 следует, что возможный диапазон значений  $\frac{Q_{\text{п}}}{Q_{\Sigma}}$  лежит в пределах 35—45% от общего полезного сечения меди  $Q_{\Sigma}$ . Действительно, при этих значениях  $Q_{\text{п}}/Q_{\Sigma}$  имеет место минимум суммарных потерь в обмотках возбуждения. Кроме того, взаимное расположение кривых  $P'_{\text{в. н. э}}$  и  $P'_{\text{н. пред}}$

а также  $P'_{в.п.э}$  и  $P'_{п.пред}$  показывает, что при указанных значениях отношения  $Q_n/Q_\Sigma$  имеет место или приблизительно одинаковый запас по нагреву для обеих обмоток (для ЭШ 10/70А — см. рис. 1,б) или нагрев равен предельному (для ЭШ 15/90А — см. рис. 1,а). При значениях  $Q_n/Q_\Sigma$  более 0,45 потери в независимой обмотке уменьшаются очень незначительно, а темп снижения необходимой мощности МУ существенно замедляется и сопровождается резким увеличением потерь в параллельной обмотке.

Таким образом, из анализа кривых рис. 1 можно сделать вывод, что наиболее целесообразно выбирать значение  $Q_n/Q_\Sigma$  близким к 0,4.

Для получения полной методики расчета обмоток возбуждения следует выяснить способ определения параметров обмоток, непосредственно не влияющих на нагрев — в частности, чисел витков обмоток.

Из (2) непосредственно следует, что напряжение, приходящееся на один виток независимой обмотки, можно определить по формуле:

$$U_w = \frac{U_{в.н}}{2p\omega_n} = \left(1 + k_d \frac{Q_n}{Q_\Sigma} + \frac{T_{вм}}{T_{в.н}}\right) \frac{d\Phi}{dt}, \text{ в.} \quad (13)$$

Из (13) видно, что величина  $U_w$  в значительной степени определяет быстродействие при заданных  $k_d$  и соотношении  $Q_n/Q_\Sigma$ , поэтому число витков независимой обмотки следует определять по выражению:

$$\omega_n = \frac{U_c}{2pU_w}, \quad (14)$$

где  $U_c$  — напряжение питания МУ (в), которое можно приближенно принять равным выходному напряжению МУ.

Для генератора с критическим самовозбуждением значение параметра  $k_d$  жестко связано при заданной величине сечения меди параллельной обмотки  $Q_\Sigma$  с числом витков обмотки  $\omega_n$  соотношением:

$$\omega_n = k_d k_\Gamma \frac{Q_n}{2p\rho l_{ср}}, \quad (15)$$

где  $k_\Gamma = \frac{e_\Gamma}{F}$ , ом — для линейной части характеристики намагничивания.

Исходя из изложенного, можно предложить следующую схему расчета обмоток возбуждения генераторов с критическим самовозбуждением для замкнутых систем Г—Д экскаваторных приводов.

1. При известном общем полезном сечении меди обмоток возбуждения выбираются значения  $Q_n/Q_\Sigma$  и  $k_d$  в соответствии с кривыми рис. 1 и 2.

2. По (13) для заданного быстродействия  $d\Phi/dt$  определяется значение  $U_w$  при принятых значениях  $Q_n/Q_\Sigma$ ,  $Q_\Sigma/Q_\Sigma$ ,  $k_d$  и приближенном значении постоянной времени вихревых токов  $T_{вм}$  для данной мощности генератора [Л. 2].

3. По (14) определяется число витков независимой обмотки  $\omega_n$  при заданном значении напряжения сети  $U_c$ .

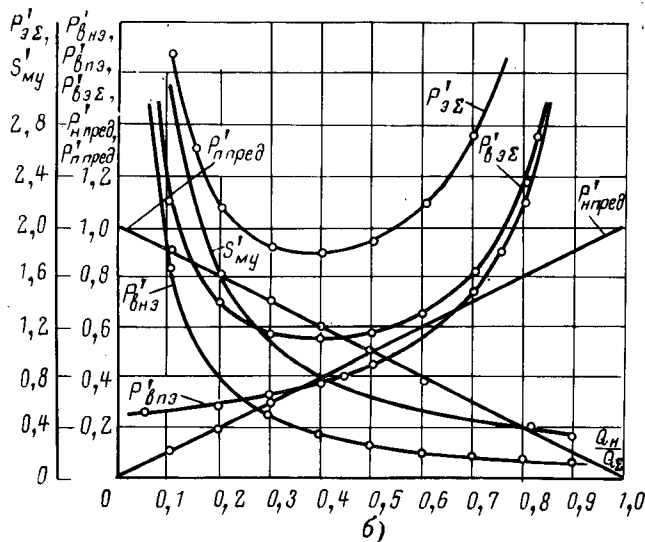
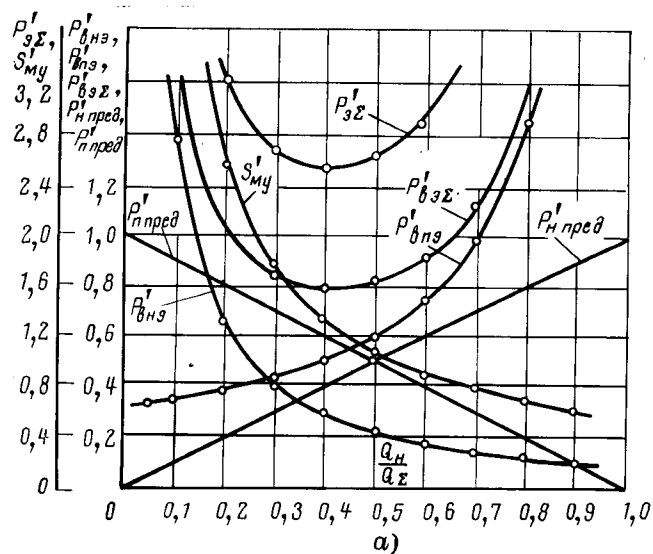


Рис. 1. Зависимость относительных значений потерь в обмотках и ценах возбуждения генераторов и мощности магнитных усилителей от относительного значения поперечного сечения меди независимой обмотки.

а — для генератора типа ПЭ174—7К (1,450 кВт) [экскаватора ЭШ15/90А;  $\frac{d\Phi/dt}{dt} = \frac{1}{1,5}$ ;  $k_d = 0,3$ ; б — для генератора типа ПЭ170—5К (1 000 кВт) экскаватора ЭШ10/70А  $\frac{d\Phi/dt}{dt} = \frac{1}{1,5}$ ;  $k_d = 0,3$ .

4. Определяется сечение проводника независимой обмотки  $q_n = \frac{Q_n}{\omega_n}$ .

5. По (15) определяется число витков параллельной обмотки  $\omega_\Sigma$ .

6. Определяется сечение проводника параллельной обмотки.

Далее следует провести расчет для проверки нагрева обмоток возбуждения путем определения значений  $F_{в.н.э}$  и  $F_{в.п.э}$  по соотношениям (6)—(8). Значения  $F_{в.н.э}$  и  $F_{в.п.э}$  должны быть соответственно меньше предельно допустимых по нагреву величин н. с. обмоток  $F_{н.пред}$  и  $F_{п.пред}$ .

При неизвестной величине общего полезного сечения меди обмоток возбуждения  $Q_\Sigma$  можно по извест-



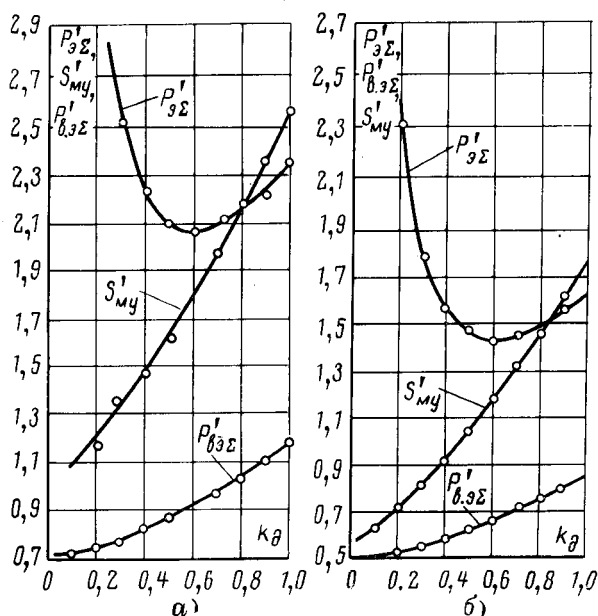


Рис. 2. Зависимость относительных значений потерь в обмотках и цепях возбуждения генераторов и мощности магнитных усилителей от относительного значения сопротивления параллельной обмотки возбуждения генератора.

а — для генератора типа ПЭ174-7К (1450 кВт) экскаватора ЭШ15/90А;  $\frac{d\Phi/\Phi_n}{dt} = \frac{1}{1,5}$ ;  $\frac{Q_n}{Q_{\Sigma}} = 0,4$ ; б — для генератора типа ПЭ170-5К (1000 кВт)

экскаватора ЭШ10/70А;  $\frac{d\Phi/\Phi_n}{dt} = \frac{1}{1,5}$ ;  $\frac{Q_n}{Q_{\Sigma}} = 0,4$ .

ной суммарной н. с. статического режима  $F_{\Sigma ст} = F_{н.ст} + F_{п.ст}$  приближенно оценить предельно допустимую по нагреву суммарную н. с.  $F_{\Sigma пред}$ , имея в виду, что значение н. с.  $F_{\Sigma пред}$  обычно на 10—20% больше н. с.  $F_{\Sigma ст}$ . Далее можно приближенно определить  $Q_{\Sigma}$ , исходя из допустимой плотности тока  $\Delta_{доп}$  ( $Q_{\Sigma} = \frac{(1,1 \div 1,2) F_{\Sigma ст}}{\Delta_{доп}}$ ), после чего можно производить расчет по изложенной выше методике.

**Пример расчета.** Исходные данные: генератор ПЭ174-7К, 1450 кВт, используемый в схеме главных приводов экскаватора ЭШ 15/90А;

$$Q_{\Sigma} = 4000 \text{ мм}^2; \Delta_{доп} = 2 \text{ а/мм}^2; T_{вм} = 1,1 \text{ сек};$$

$$\Phi_n = 10,5 \cdot 10^{-2} \text{ в} \cdot \text{сек}; 2p = 8; \frac{d\Phi}{dt} = \frac{10,5}{1,5} 10^{-2} = 7 \cdot 10^{-2} \text{ в};$$

$$k_F = 0,2 \cdot 10^{-4} \text{ ом} \cdot \text{сек}; k_r = 0,148 \text{ ом}; l_{ср} = 1,5 \text{ м};$$

$F_{н.ст} = 2250 \text{ а}; F_{п.ст} = 5250 \text{ а}$  (из условий критических параметров цепи самовозбуждения);  $T_{п} = 63 \text{ сек}; t_y = 40 \text{ сек}; t_{п} = 9 \text{ сек}; t_0 = 14 \text{ сек}$ .

1. В соответствии с кривыми рис. 1 и 2 выбираем значение  $\frac{Q_n}{Q_{\Sigma}} = 0,4$ , а значение  $k_d = 0,3$ .

2. По (13)

$$U_w = \left(1 + 0,3 \cdot 1,5 + \frac{1,1}{1,02}\right) \cdot 7 \cdot 10^{-2} = 0,177 \text{ в/виток};$$

$$T_{в.н} = \frac{1600}{2,1 \cdot 10^{-2} \cdot 0,2 \cdot 10^{-4}} = 1,02 \text{ сек}.$$

3. Число витков независимой обмотки согласно (14) при напряжении питания усилителей 220 в:

$$w_n = \frac{220}{8,0 \cdot 177} = 155 \text{ витков},$$

принимаем  $w_n = 160$  витков.

4. Сечение проводника независимой обмотки

$$q_n = \frac{1600}{160} = 10 \text{ мм}^2.$$

5. Число витков параллельной обмотки при  $k_d = 0,3$  согласно (15)

$$w_{п} = 0,3 \cdot 0,148 \frac{52400}{8,2 \cdot 1,10^{-2} \cdot 1,5} = 423 \text{ витка};$$

принимаем  $w_{п} = 420$  витков.

6. Сечение проводника параллельной обмотки

$$q_{п} = \frac{2400}{420} = 5,7 \text{ мм}^2.$$

7. Эквивалентная по нагреву н. с. независимой обмотки

$$F_{н.н.э} = \sqrt{\left[ \left( 0,3 \frac{2400}{2,1 \cdot 10^{-2} \cdot 1,5} + \frac{1,1}{0,2 \cdot 10^{-4}} \right) \times \right. \\ \left. \times 7 \cdot 10^{-2} \right]^2 \frac{9}{63} + (2250)^2 \frac{40}{63}} = 2730 \text{ а}.$$

8. Эквивалентный ток независимой обмотки

$$I_{н.н.э} = \frac{2730}{160} = 17,1 \text{ а}.$$

9. Плотность тока независимой обмотки

$$\Delta_{н.н.э} = \frac{17,1}{10} = 1,71 \text{ а/мм}^2 < 2 \text{ а/мм}^2.$$

10. Эквивалентная по нагреву н. с. параллельной обмотки

$$F_{п.п.э} = 4380 \text{ а}.$$

11. Эквивалентный ток параллельной обмотки

$$I_{п.п.э} = \frac{4380}{420} = 10,4 \text{ а}.$$

12. Плотность тока параллельной обмотки

$$\Delta_{п.п.э} = \frac{10,4}{5,7} = 1,83 \text{ а/мм}^2 < 2 \text{ а/мм}^2.$$

Далее выбираем магнитные усилители для питания независимой обмотки возбуждения генератора, соединенной в мостовую схему.

1. Ток одноконтного магнитного усилителя с учетом ПВ=50% и схемы соединения [Л. 1]

$$I_{МУ} = 2,1 \cdot 17,1 \cdot \sqrt{0,5} = 25,4 \text{ а}.$$

2. Напряжение питания МУ  $U_c = 220 \text{ в}$ .

Выбираем трехфазный магнитный усилитель с данными, удовлетворяющими расчету: УМЗП.32.45.25. Номинальное напряжение питания 220 в, номинальный ток на выходе выпрямителя 30,5 а.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Ключев В. И., Особенности использования магнитных усилителей для управления полем генераторов в электроприводах экскаваторов, Доклад на IV Всесоюзном совещании по автоматизированному электроприводу, 1964, изд-во «Энергия».
2. Яковлев В. И. и др., Использование системы Г—Д с критическим самовозбуждением на мощных экскаваторах — драглайнах, Труды МЭИ, вып. LXXI, 1969, ч. 1.
3. Ключев В. И., Использование критического самовозбуждения генератора в замкнутых системах генератор — двигатель, «Электричество», 1961, № 6.
4. Базилевский В. Г., Выбор рациональных параметров возбуждения генератора от магнитных усилителей в реверсивном электроприводе по системе Г—Д, Изв. вузов, «Горный журнал», 1967, № 7.

[8.2.1971]



# Формирование разгона асинхронных двигателей с помощью бесконтактных тиристорных коммутаторов

Канд. техн. наук А. М. МЕЙСТЕЛЬ и инж. Ф. Н. ГЕЛЬМАН

Москва

Существующие способы формирования разгона электроприводов с асинхронными двигателями (контакторный, дроссельный и конденсаторный) не всегда удовлетворяют требованиям современных автоматизированных рабочих машин.

Возможности формирования кривых разгона значительно расширяются при тиристорном управлении. В [Л. 1] описан способ устранения знакопеременных моментов и формирования разгона с помощью динамических фазовращателей. Представляет интерес формирование разгона путем детерминированного фазирования, т. е. путем подключения обмоток статора к зажимам сети с определенными значениями фазового угла по отношению к напряжению.

**Теоретические предпосылки.** В [Л. 1] предложен способ упрощенного представления электромеханических переходных процессов в асинхронном двигателе, согласно которому момент на валу двигателя в любом специальном режиме является суммой трех составляющих, создаваемых вращающимся полем, качающимся и импульсным процессом переключения.

При использовании бесконтактных тиристорных коммутаторов возникновение указанных факторов может быть случайным и управляемым.

Поскольку аналитические выражения для моментов в этих случаях оказываются достаточно громоздкими, особенно для случая протекания по обмоткам статора несимметричной трехфазной системы переменных токов, представляет интерес качественное описание качающихся полей с помощью годографа обобщенного вектора суммарного потокоцепления машины. Метод впервые изложен в [Л. 2], а его плодотворность для оценки знакопеременных моментов при несинусоидальном питании показана в [Л. 3—5].

Для случая одновременного существования в обмотках машины трехфазных систем переменных токов разной частоты годограф поля представляет собой замкнутую кривую с местами самопересечения — петлями. Каждая петля соответствует двойному изменению направления вращения поля и, следовательно, — двухкратному изменению знака момента. Иными словами, количество петель  $n_{\pi}$  соответствует частоте знакопеременной составляющей момента  $f_{\pi}$  и не зависит от значений модулей составляемых векторов. Частота  $f_{\pi}$  находится в следующем соотношении с частотами суммируемых полей  $f_1$  и  $f_2$ :

$$(f_1 > f_2) \\ f_{\pi} = n_{\pi} = \frac{f_1 \pm f_2}{f_2},$$

причем положительный знак соответствует встречно вращающимся векторам, а отрицательный — согласно вращающимся. На рис. 1 показаны годографы, соответствующие протеканию по обмоткам статора двух систем переменных токов с частотами  $f_1$  и  $f_2$ .

Случай существования в двигателе постоянного  $F = (f_1 = 0)$  и вращающегося  $F_{\sim} (f_2 \neq 0)$  полей отражен на рис. 2. В случае протекания по обмоткам двигателя трехфазных систем переменных и апериодических токов для получения годографа вектора поля машины необходимо предварительно суммировать потоки от апериодических токов, протекающих в отдельных обмотках. Аналитические выражения для параметров годографа в общем случае приведены в приложении.

Анализируя указанные процессы, следует учитывать характерные особенности, связанные с протеканием по обмоткам статора симметричной системы постоянных и апериодических токов или переменных токов нулевой последовательности. В этих случаях, как показано в [Л. 1], первые гармоники н. с. взаимно уничтожаются, а третьи гармоники н. с. суммируются, и в двигателе возникают: неподвижный в пространстве и постоянный по величине поток; апериодический поток или пульсирующий однофазный поток с числом полюсов, втрое превышающим паспортное значение.

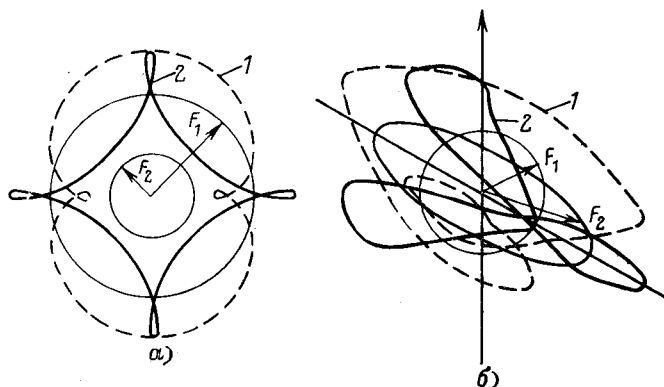


Рис. 1. Годографы обобщенного вектора суммарного потокоцепления (1 — согласное; 2 — встречное вращение). а —  $f_1 = 3f_2$ ; б — симметричная система токов частоты  $f_1$  и несимметричная частоты  $f_2$  при  $f_2 > f_1$ .

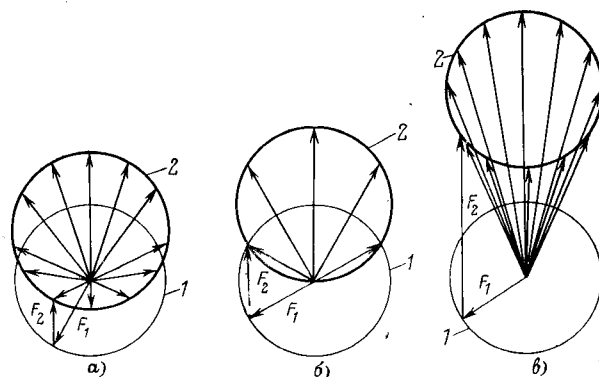


Рис. 2. Годографы обобщенного вектора при  $f_1 \neq 0$  и  $f_2 = 0$ . а —  $F_{\sim} > F_{\pm}$ ; б —  $F_{\sim} = F_{\pm}$ ; в —  $F_{\sim} < F_{\pm}$ .

**Анализ разгона при различных случаях подключения обмоток статора к питающей сети.** Рассмотрим процессы при одновременном подключении обмоток статора к сети (здесь и в дальнейшем предполагается, что коммутационные элементы установлены последовательно с каждой обмоткой статора. В этом случае по каждой обмотке протекает сумма аperiodического тока и тока косинусоидального (переменной амплитуды). Сумма косинусоидальных токов представляет собой суммарный вектор тока, определяющий возникновение кругового вращающегося поля. Сумма потоков от аperiodических токов определяет собой на основании вышесказанного характер изменения и значения знакопеременных моментов. Аналитические выражения для аperiodических потоков отдельных фаз статора  $\Phi_{ci}$  записывается в зоне линейности следующим образом:

$$\Phi_{ci} = \Phi_{c.m} e^{-\frac{t}{T}} \cos \left[ \varphi + (i-1) \frac{2\pi}{3} \right], \quad (1)$$

где  $\Phi_{c.m}$  — амплитуда потока;  $\varphi$  — угол подключения;  $T$  — постоянная времени схемы замещения для фазы обмотки статора;  $i$  — номер фазы статора.

Суммируя выражения (1) для трех фаз, после выполнения необходимых преобразований получаем:

$$\Phi_{\Sigma a} = 1,5 \Phi_{c.m} e^{-\frac{t}{T}} e^{-i\varphi}, \quad (2)$$

причем угол подключения  $\varphi$  при одновременном включении коммутационных элементов определяет собой только пространственный угол оси этого аperiodического магнитного потока. Это значит, что в рассматриваемом случае амплитуда и характер изменения знакопеременной составляющей момента не зависит от угла включения  $\varphi$ . Таким образом, вывод об инвариантности ударных моментов относительно  $\varphi$  получен более простым и наглядным способом, чем в [Л. 6]. При неодновременном подключении обмоток к сети в общем случае могут протекать:

неравные по значению и неодинаковые во времени возникновения периодические составляющие

токов (синусоидальные с изменяющейся амплитудой), создающие вращающееся поле;

неравные по значению и неодинаковые по времени возникновения аperiodические составляющие токов, создающие аperiodически изменяющееся неподвижное в пространстве поле.

Взаимодействие этих полей определяет собой существование в машине качающегося поля, т. е. приводит к возникновению знакопеременной составляющей пускового момента.

Условием устранения знакопеременных моментов является равенство аperiodических составляющих токов в обмотках (в частном случае, равенство их нулю). Определим, при каких углах включения это условие обеспечивается. Если угол подключения первой фазы  $\varphi_1$ , а угол подключения второй фазы  $\varphi_2$ , то такое условие имеет следующую аналитическую форму:

$$\cos \varphi_1 e^{-\frac{\varphi_1}{T}} = \cos \varphi_2, \quad (3)$$

причем

$$\varphi_2 = \varphi_1 + \frac{2\pi}{3} + \Delta, \quad (4)$$

где  $\Delta$  — сдвиг по фазе включения второй обмотки статора относительно фазы включения первой.

Условия (3) и (4) отражают равенство начального значения аperiodической составляющей тока второй фазы и значения аperiodической составляющей тока первой фазы в момент подключения второй фазы. Из (3) и (4) определяется зависимость  $\Delta = f(\varphi_1)$ , по которой могут быть получены условия подавления знакопеременных моментов. Частный случай такого условия:  $\varphi_1 = 90^\circ$  и  $\Delta = 0$ ; аperiodические составляющие токов во всех трех фазах равны нулю. При других значениях  $\varphi_1$  и  $\Delta$  знакопеременные моменты устраняются, а импульсные шаговые моменты в самом начале процесса остаются.

Уравнение (3) является трансцендентным; решение его для некоторых параметров, полученное на ЦВМ «Урал-2», представлено на рис. 3 для различных значений  $T$ .

Из принципиально бесконечного числа решений для  $\Delta$  на графиках приводятся первые два, представляющие практический интерес. Результаты расчета хорошо совпадают с графиками, полученными авторами путем обработки осциллограмм из [Л. 7], а также с характеристиками из [Л. 8 и 9].

**Экспериментальная проверка полученных условий.** Принципиальная схема управления тиристорным коммутатором, обеспечивающая режим детерминированного фазирования, показана на рис. 4 (для одной фазы А).

Каждый из тириستоров бесконтактного тиристорного пускателя, например, построенного на трех встречно-параллельных тиристорных элементах [Л. 1], подключается в требуемый момент времени.

Работа системы управления синхронизирована с сетью. Схема состоит из трех задатчиков: задатчика начальной фазы (ЗНФ), состоящего из фазовращателя (ФВ) и элементов 1ИЛИ—НЕ и 2ИЛИ—НЕ; задатчика нулевой фазы (ЗОФ) — элемент 3ИЛИ—НЕ, задатчика фазы  $180^\circ$  (З180Ф) — элемент 4ИЛИ—НЕ; двух узлов памяти — элементы 1Тр и 2Тр; трех узлов совпадения — элементы 1И,

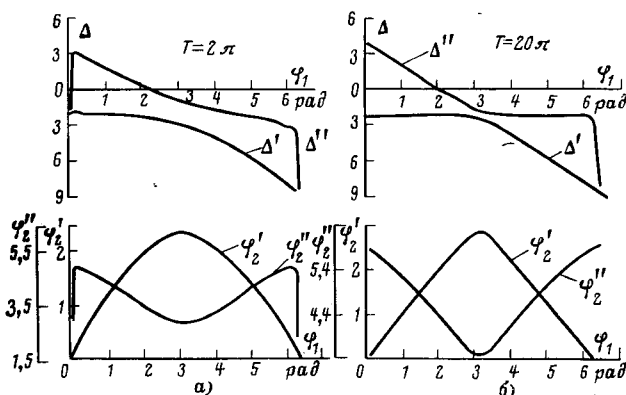
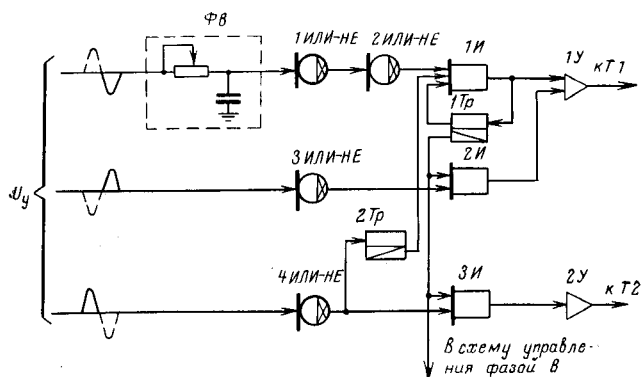


Рис. 3. Соотношения между углами включения первой и второй обмоток статора, обеспечивающие равенство аperiodических составляющих токов при различных значениях  $T$ , полученные на ЦВМ.

$\Delta'$  — сдвиг по фазе времени подключения второй обмотки относительно первой в первый период;  $\Delta''$  — то же во второй период;  $\varphi_1'$  — угол включения второй обмотки;  $\varphi_2'$  — то же через период.



Угловая скорость суммарного вектора равна производной угла по времени:

$$\omega_{\Sigma} = \frac{d\varphi_{\Sigma}}{dt} = \frac{d}{dt} \arctg \frac{\sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \sin \omega_n t}{\sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \cos \omega_n t} =$$

$$= \frac{\left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \omega_n \cos \omega_n t \right) \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \cos \omega_n t \right) + \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \cos \omega_n t \right)^2 + \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \omega_n \sin \omega_n t \right) \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \sin \omega_n t \right) + \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \sin \omega_n t \right)^2}{\left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \cos \omega_n t \right)^2 + \left( \sum_{n=1}^k |\bar{F}_n| \sin \omega_n t \right)^2}. \quad (\text{П-3})$$

Для характерного случая суммирования постоянного по значению и неподвижного в пространстве вектора с постоянным по величине, но вращающимся с постоянной угловой скоростью вектором, т. е.  $F_1, \omega_1; F_2, \omega_2=0$ . Амплитуда суммарного вектора в функции времени записывается в соответствии с (1):

$$|\bar{F}_{\Sigma}| = \sqrt{F_1^2 + F_2^2 + 2F_1^2 \cos \omega_1 t}.$$

Угловая скорость суммарного вектора в функции времени записывается в соответствии с (3):

$$\omega_{\Sigma} = \frac{d\varphi_{\Sigma}}{dt} = \frac{\omega_1 \left( 1 + \frac{F_2}{F_1} \cos \omega_1 t \right)}{\left( \cos \omega_1 t + \frac{F_2}{F_1} \right)^2 + \sin^2 \omega_1 t}.$$

Если  $F_1 \neq F_2$ , то знаменатель никогда не равен нулю, а если  $F_1 = F_2$ , то, кроме случая неопределенности при  $\varphi = \pi$ , знаменатель также никогда не равен нулю. Если суммарный вектор совершает знакопеременное движение (по [Л. 1] — «качающееся поле»), то его угловая скорость в некоторых точках будет равна нулю. Поскольку знаменатель никогда не равен нулю, надо определить, когда будет равен нулю чис-

литель, т. е.

$$\omega_1 \left( 1 + \frac{F_2}{F_1} \cos \omega_1 t \right) = 0$$

или так как  $\omega_1 \neq 0$  (по условию), то

$$1 + \frac{F_2}{F_1} \cos \omega_1 t = 0,$$

откуда

$$\cos \omega_1 t = -\frac{F_1}{F_2}.$$

Уравнение удовлетворяется только при  $F_2 \geq F_1$ .

Угол поворота суммарного вектора в функции времени можно записать в соответствии с (2):

$$\varphi_{\Sigma} = \arctg \frac{F_1 \sin \omega_1 t}{F_1 \cos \omega_1 t + F_2}.$$

Угол качания

$$\varphi_{\kappa} = 2 \left| \arccos \left( -\frac{F_1}{F_2} \right) \right|.$$

На наибольший угол качания, равный  $\pm 90^\circ$ , суммарный вектор поворачивается при  $F_1 = F_2$ .

## ЛИТЕРАТУРА

1. Петров И. И. и Мейстель А. М., Специальные режимы работы асинхронного электропривода, изд-во «Энергия», 1968.
2. Фельдбаум А. А., Устройство для автоматического регулирования напряжения генератора переменного тока, Авторское свидетельство № 51097 от 31 мая 1937 г.
3. Ристхейн Э. М., Применение метода векторных диаграмм для исследования переходных процессов в линейных цепях переменного тока, Изв. вузов, «Электромеханика», 1963, № 64.
4. Stepina J., Betriebsverhalten der vom Wechselrichter gespeisten Asynchronmaschine, «E und M», 1966, Nb. 5.
5. Racz J., Betrachtungen zu Oberweffnenproblemen an Asynchronmotoren bei Stromrichterspeisung.
6. Соколов М. М., Масандилов Л. Б. и Шинянский А. В., Исследование электромагнитных процессов в асинхронных двигателях, «Электричество», 1965, № 12.
7. Blohm J. W., Overgangverschijnselen van de asynchrone draaistroommachine, «De Ingenieur», vol. 72, 1960, Nb. 25.
8. Blom J. F., The influence of the switch on the transients of the three-phase induction machine, «De Ingenieur» Elektrotechnik, 1963, Nb. 16.
9. Wood W., Flynn F., Shanmugasandaram A., Transient torques in induction motors, due to switching of the supply, «Proc. IEE», v. 112, 1965, Nb. 7.

[25.2.1971]



УДК 621.314.572

## Способы симметрирования трехфазной системы напряжений на выходе автономного инвертора при несимметрии параметров нагрузки и инвертора

Инж. Г. Г. АДАМИЯ и канд. техн. наук В. А. ЧВАНОВ

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Способность трехфазного источника обеспечивать симметрию напряжений в несимметричных режимах является его существенной положительной характеристикой. При использовании в качестве такого источника трехфазного автономного инвертора возникает две задачи:

1) обеспечение коммутационной устойчивости инвертора в несимметричных режимах;

2) придание инвертору свойств, исключающих появление несимметрии напряжений в несимметричных режимах.

В статье рассмотрены методы решения этих задач.

На рис. 1 показана схема автономного инвертора с комбинированным возбуждением [Л. 1 и 2]. Для компенсации изменения входного напряжения инвертора  $U_d$  служит автоматический регулятор напряжения (АРН), поддерживающий неизменным среднее арифметическое значений трех напряжений (линейных и фазных) на выходе инвертора. Углы записания каждого вентиля инвертора  $\delta$  задаются системой управления таким образом, что как в симметричных, так и в несимметричных режимах они равны между собой. Компенсация реактивной мощности осуществляется реактивно-

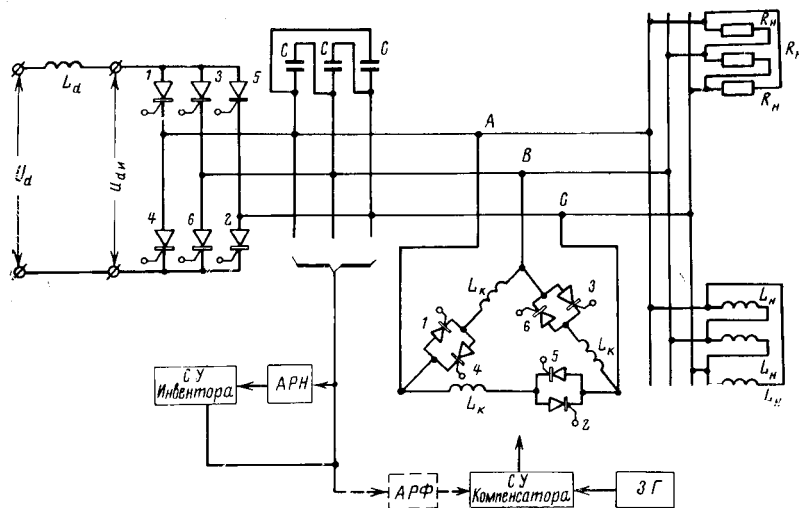


Рис. 1. Схема автономного инвертора тока с комбинированным возбуждением.

вентильным устройством, содержащим встречно-параллельные вентили и линейные реакторы.

На рис. 2 приведены векторная диаграмма выходных напряжений в несимметричном режиме (рис. 2,а) и диаграммы, поясняющие работу инвертора с комбинированным возбуждением в несимметричном режиме (рис. 2,б и в).

По теореме синусов

$$\frac{U_{abm}}{\sin \lambda_1} = \frac{U_{bcm}}{\sin \lambda_3} = \frac{U_{cam}}{\sin \lambda_2} = A. \quad (1)$$

Кроме того,

$$\lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 = \pi. \quad (2)$$

Найдем среднее значение противо-э. д. с. инвертора. Из рис. 2,б и в следует, что

$$U_d = \frac{1}{\pi} \left[ \int_0^{\lambda_1} U_{abm} \sin(\omega t + \lambda_3 - \delta) d\omega t + \int_0^{\lambda_2} U_{cam} \sin(\omega t + \lambda_1 - \delta) d\omega t + \int_0^{\lambda_3} U_{bcm} \sin(\omega t + \lambda_2 - \delta) d\omega t \right]. \quad (3)$$

Вычислив интеграл (3) и используя (1) и (2), имеем:

$$U_d = \frac{A}{\pi} \{ [\cos(\lambda_3 - \delta) + \cos(\lambda_2 + \delta)] \sin \lambda_1 + [\cos(\lambda_1 - \delta) + \cos(\lambda_3 + \delta)] \sin \lambda_2 + [\cos(\lambda_2 - \delta) + \cos(\lambda_1 + \delta)] \sin \lambda_3 \}. \quad (4)$$

Выделив составляющие при  $\cos \delta$  и  $\sin \delta$  выражения (4), установим, что коэффициент при  $\sin \delta$  равен нулю. Выражение (4) принимает вид:

$$U_d = \frac{A}{\pi} \cos \delta (\cos \lambda_3 \sin \lambda_1 + \cos \lambda_2 \sin \lambda_1 + \cos \lambda_1 \sin \lambda_2 + \cos \lambda_3 \sin \lambda_2 + \cos \lambda_2 \sin \lambda_3 + \cos \lambda_1 \sin \lambda_3). \quad (5)$$

Отсюда после несложных преобразований с учетом (1) и (2) получим:

$$U_d = \frac{\cos \delta}{\pi} (U_{abm} + U_{bcm} + U_{cam}) \quad (6)$$

или

$$U_{\text{пер}} = \frac{\pi U_d}{3 \cos \delta}, \quad (7)$$

где

$$U_{\text{пер}} = \frac{U_{abm} + U_{bcm} + U_{cam}}{3},$$

т. е. как в симметричных, так и в несимметричных режимах величина средних арифметических значений напряжений на

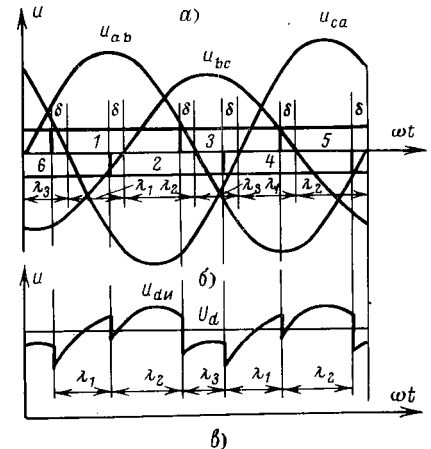
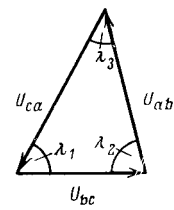


Рис. 2. Несимметричный режим инвертора.

а — векторная диаграмма линейных напряжений на выходе инвертора; б — кривые линейных напряжений на выходе инвертора и токов противо-э. д. с. инвертора.

выходе инвертора определяется лишь величиной входного напряжения  $U_d$  и углом записания вентилей инвертора  $\delta$ .

Изменение симметричного режима работы инвертора (изменение  $U_d$  или нагрузки) приводит к симметричному изменению положения векторов напряжений на выходе инвертора [Л. 1 и 2]. При несимметричном изменении нагрузки сдвиг векторов отдельных фаз происходит на различные углы. Несимметрия параметров силовой схемы инвертора, систем управления и регулирования также приводит к появлению несимметричной системы напряжений на выходе инвертора.

Для получения симметричной трехфазной системы напряжений необходимо добиться равенства линейных напряжений на выходе инвертора. Поскольку последние образуют замкнутую систему векторов (рис. 2), то симметрия линейных напряжений может быть достигнута либо выравниванием их амплитуд, либо выравниванием углов между векторами. Регулирующими органами могут быть системы управления (СУ) инвертора и компенсатора. В первом случае симметрирующий автоматический регулятор асимметрирует управление инвертора так, что углы запираания вентилей инвертора становятся различными. Во втором случае симметрирующий регулятор асимметрирует управление вентилями компенсатора.

В зависимости от сочетания регулируемой величины и регулирующего органа можно выделить четыре способа симметрирования трехфазной системы напряжения на выходе инвертора:

Способ	Регулируемая величина	Регулирующий орган
1	Амплитуда напряжения	СУ инвертора
2	Фаза напряжения	СУ инвертора
3	Амплитуда напряжения	СУ компенсатора
4	Фаза напряжения	СУ компенсатора

Первый и второй способы имеют тот недостаток, что при несимметрии нагрузки или параметров инвертора система напряжений на выходе инвертора может быть симметричной только при несимметричной системе углов запираания вентилей инвертора. Это означает, что некоторые из углов  $\delta$  могут оказаться меньше, чем в симметричных режимах. Чтобы не

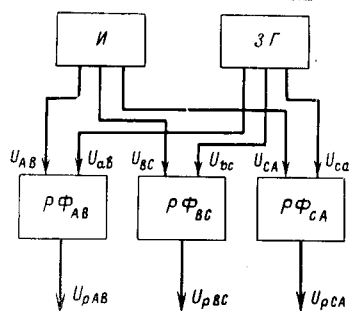


Рис. 3. Принципиальная схема автоматического регулятора фазы.

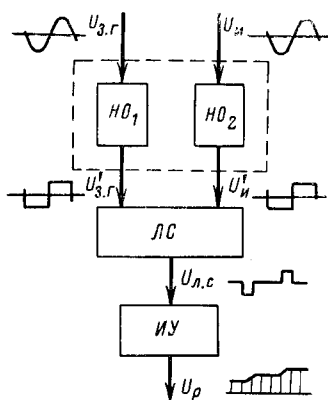


Рис. 4. Блок-схема автоматического регулятора фазы.

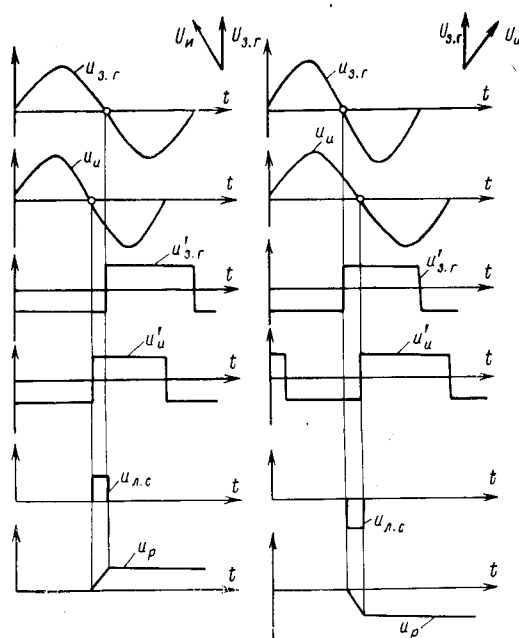


Рис. 5. Диаграмма работы элементов автоматического регулятора фазы.

произошло опрокидывание инвертора по этой причине, необходимо увеличить углы в симметричном режиме. Выполнение этого условия потребует увеличения установленной мощности оборудования инвертора, что снижает его технико-экономические показатели.

Недостатком третьего способа является появление многоконтурной системы автоматического регулирования напряжения (регулятор среднего арифметического значений напряжений АРН и симметрирующий регулятор).

Четвертый способ состоит в том, что симметрирование выходных напряжений инвертора осуществляется симметрированием углов между векторами линейных напряжений. Симметрирующий регулятор, следовательно, должен иметь чувствительный элемент фазы выходных напряжений и не должен быть чувствителен к их амплитудам. Такой регулятор можно назвать автоматическим регулятором фазы (АРФ). Действие АРФ заключается в том, что при несимметричной нагрузке или несимметрии параметров схемы инвертора производится такое асимметрирование режима работы отдельных фаз компенсатора (пофазное регулирование), что трехфазная система выходных напряжений инвертора становится симметричной. Поскольку согласно (7) среднее арифметическое значение трех напряжений инвертора определяется только величиной входного напряжения и углом  $\delta$  и не зависит от фаз выходных напряжений, симметрирующий регу-

лятор не воздействует на величину среднего арифметического значений напряжений инвертора. Тем самым исключается его воздействие на автоматический регулятор напряжения АРН. В свою очередь, АРН, имеющий чувствительный элемент среднего арифметического значений трех линейных (фазных) напряжений, не чувствителен к фазам выходных напряжений и регулирует величину среднего арифметического значения. Таким образом, взаимодействие между АРН и АРФ отсутствует.

На рис. 3 представлен один из возможных вариантов выполнения АРФ. Фазы выходных напряжений инвертора сравниваются с соответствующими фазами напряжений задающего генератора, которые являются опорными. В случае

Таблица 1

Опыты без АРФ

№ опытов	$U_{a' \text{ в}}$	$U_{an' \text{ в}}$	$I_{a' \text{ а}}$	$U_{ab' \text{ в}}$	$U_{bc' \text{ в}}$	$U_{ca' \text{ в}}$	$I_{na' \text{ а}}$	$I_{nb' \text{ а}}$	$I_{nc' \text{ а}}$	$U_{п \text{ ср' в}}$	$a_{н' \%}$	$\delta_{н' \text{ град}}$	Примечание
1	190	189	5,6	144	143,5	142,5	0	0	0	143,3	0,7	12	Исходный режим
2	188	185	10,8	152	116	166	0	11,25	11,25	144	20,3	17	Конечный режим
3	181	178	21,3	143	143	142	15,51	15,75	15,51	142,6	1,16	22	Исходный режим
4	188	185	10,8	152	116	166	0	11,25	11,25	144	20,3	17	Конечный режим
5	90	89	10	137	140	135	0	0	0	137,3	1,9	61	Исходный режим
6	84	80	22,6	134	120	156	0	11,75	11,75	137	15,9	64	Конечный режим
7	93	88	37,3	136	136	132	14,25	15,1	14,87	134,6	1,58	61	Исходный режим
8	105	102	18,4	138	118	158	0	11,25	11,25	138	17,31	57	Конечный режим

Таблица 2

Опыты с АРФ

№ опытов	$U_{a' \text{ в}}$	$U_{an' \text{ в}}$	$I_{a' \text{ а}}$	$U_{ab' \text{ в}}$	$U_{bc' \text{ в}}$	$U_{ca' \text{ в}}$	$I_{na' \text{ а}}$	$I_{nb' \text{ а}}$	$I_{nc' \text{ а}}$	$\delta_{н' \text{ град}}$	$U_{п \text{ ср' в}}$	$a_{н' \%}$	Примечание
1	190	189	5,85	147	145	146	0	0	0	18	147	0,45	Исходный режим
2	186	184	13,6	144	144	146	0	13,75	13,75	21	145,8	1,32	Конечный режим
3	180	177	22,2	145	144	144	15,75	16	15,75	26	144	0,25	Исходный режим
4	186	184	13,6	144	144	146	0	13,75	13,75	21	145,8	1,32	Конечный режим
5	90	87,5	10,4	138	136,5	135	0	0	0	62	138,3	1,2	Исходный режим
6	82	77	26	135	134	136	0	12,75	12,75	65	136	0,97	Конечный режим
7	90	85	38,6	136,5	136	133,5	14,5	14,62	14,75	65	135,1	1,33	Исходный режим
8	100	97	22	135,5	136,5	137,5	0	13	13	58	136,5	1,02	Конечный режим

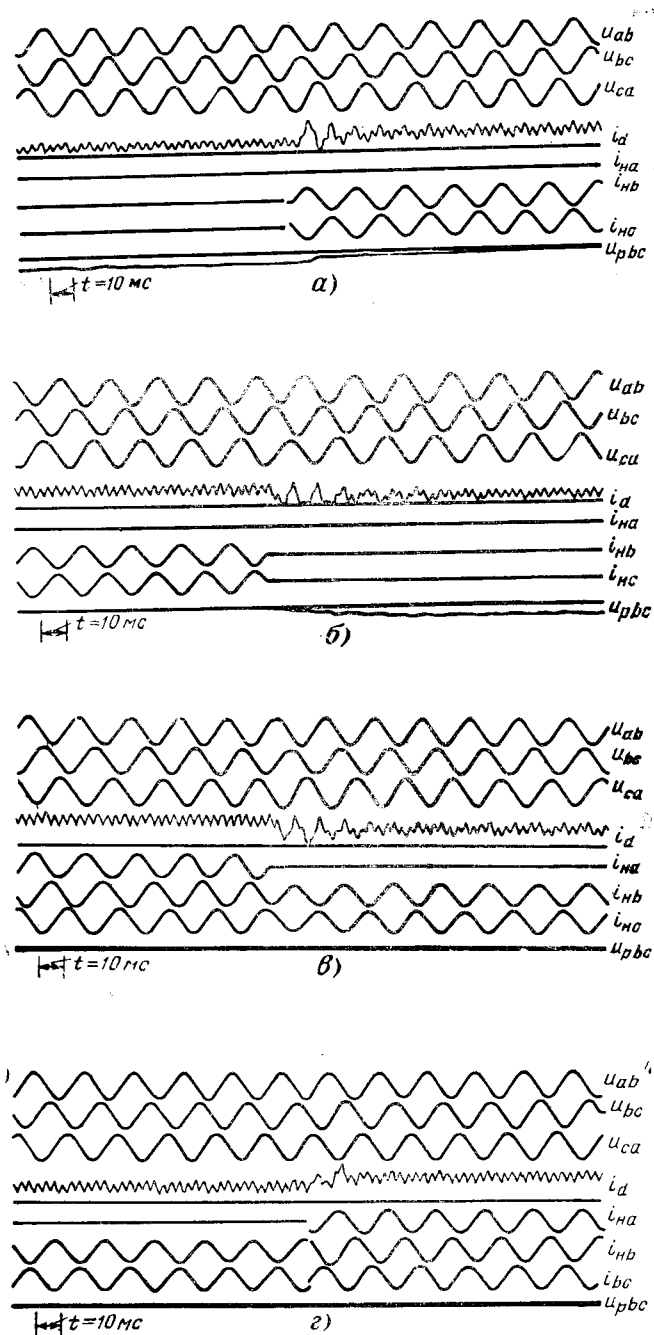


Рис. 6. Осциллограммы переходных процессов.  
а — наброс несимметричной нагрузки; б — сброс несимметричной нагрузки; в — обрыв фазы А при 100%-ной нагрузке; г — восстановление фазы А при 100%-ной нагрузке.

Обозначения на осциллограммах:  $U_{ab}$ ,  $U_{bc}$ ,  $U_{ca}$  — линейные напряжения на выходе инвертора;  $i_a$  — входной ток инвертора;  $i_{na}$ ,  $i_{nb}$ ,  $i_{nc}$  — фазовые токи нагрузки;  $U_{pbc}$  — напряжение на выходе автоматического регулятора ВС.

их рассогласования автоматический регулятор выдает на вход СУ компенсатора напряжение, полярность и величина которого таковы, что устраняется фазовое рассогласование соответствующих векторов. Величина рассогласования определяется временными интервалами между переходами через нуль линейных напряжений на выходе инвертора и задающего генератора. Для обеспечения большего быстродействия, уменьшения зоны нечувствительности и влияния формы кривой

вой выходного напряжения инвертора на работу автоматического регулятора фазы замеряются оба перехода через нуль кривых напряжений.

Блок-схема регулятора одной из фаз показана на рис. 4. Регулятор содержит три узла: 1) нуль-органы (НО) формируют прямоугольные импульсы длительностью  $180^\circ$ , фронты которых соответствуют переходам через нуль кривой контролируемого и опорного напряжений; 2) логическая схема (ЛС) выдает сигнал, длительность и полярность которого определяется величиной и знаком рассогласования напряжений (например,  $U_{ab}$  и  $U_{ab}$ ); 3) интегрирующий узел (ИУ) формирует напряжение пропорциональное углу фазового рассогласования (по величине и знаку).

На рис. 5 показаны кривые напряжений и токов в схеме для двух возможных случаев фазового рассогласования напряжений инвертора и задающего генератора.

Экспериментальная проверка описанной схемы автоматического регулятора фазы проведена на лабораторной установке инвертора рис. 1 мощностью 3,3 кват. Параметры установки следующие:  $L_d = 5,7$  мГн;  $C = 560$  мкФ;  $L_n = 14,7$  мГн;  $L_n = 80$  мГн;  $R_n = 20$  Ом;  $f = 50$  Гц.

Результаты экспериментов сведены в табл. 1 и 2. Оценка эффективности работы АРФ может быть проведена по значениям коэффициентов несимметрии выходных напряжений инвертора, определяемых отношениями действующих значений напряжений обратной и прямой последовательностей:

$$a = \frac{U_2}{U_1}. \text{ Из табл. 1 видно, что при 100\% несимметрии нагрузки (обрыв фазы А при 100\% нагрузке) без АРФ коэффициент несимметрии выходных напряжений может быть значительным, } a_n > 20\%.$$

Наличие автоматического регулятора фазы (табл. 2) приводит к тому, что в несимметричных режимах работы инвертора коэффициент несимметрии практически не превышает 1,5%.

На рис. 6 приведены осциллограммы переходных процессов при подключении к инвертору, работающему на холостом ходу, 100% нагрузки при оборванной фазе А (рис. 6,а), отключение 100% несимметричной нагрузки от инвертора (рис. 6,б), обрыв фазы А инвертора, работающего на 100% симметричную нагрузку (рис. 6,в и восстановление 100% симметричной нагрузки инвертора, работающего с оборванной фазой А (рис. 6,г). Из приведенных осциллограмм видно, что длительность переходных процессов не превышает 2—3 периодов, причем величина всплесков и провалов напряжений в переходном процессе не превосходит 10—12%.

Полученные результаты характеризуют высокие статические и динамические качества инвертора с описанной схемой автоматического регулятора фазы.

**Выводы.** 1. Различное сочетание регулируемых величин и регулирующих органов позволяет выделить четыре способа симметрирования трехфазной системы напряжений на выходе инвертора.

2. Способ симметрирования, основанный на регулировании фазных углов векторов линейных напряжений путем воздействия на систему управления компенсатора является наилучшим, поскольку исключается взаимное влияние автоматических регуляторов напряжения (АРН) и фазы (АРФ) и не требуется увеличение установленной мощности элементов силовой схемы инвертора.

3. Описанная система автоматического регулирования обеспечивает высокие качества инвертора как по симметрии выходных напряжений в статических режимах, так и по динамике протекания переходных процессов.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Чванов В. А., Регулирование выходного напряжения и частоты автономных инверторов тока, сб. «Силовые полупроводниковые приборы и установки», Информстандартэлектрo, 1967.
2. Чванов В. А., Анализ способов возбуждения и регулирования автономных инверторов, сб. «Некоторые вопросы производства и применения средств силовой преобразовательной техники в народном хозяйстве», ч. 1, Информэлектрo, 1970.

[11.3.1971]



# Выключатели на большие токи с повышенной рабочей температурой контактов

Канд. техн. наук Ю. А. ИСАКОВ  
Свердловск

В настоящее время созданы генераторные выключатели с номинальным током 12 кА при напряжении 20 кВ. В стадии разработки находятся выключатели на 24 и 36 кА. К 1975 г. потребуются генераторные выключатели с номинальным током 50 кА. Для установок низкого напряжения необходимы аппараты с еще большими номинальными токами.

Создание выключателей на столь большие токи представляет собой сложную техническую задачу. При ее решении обычными способами габариты и масса выключателей получаются чрезмерно большими, а их технические характеристики неприемлемыми. Это привело к необходимости применения искусственного охлаждения.

Одним из наиболее эффективных оказался способ водяного охлаждения. В нашей стране на основе комплекса научно-исследовательских работ<sup>1</sup> созданы выключатели низкого напряжения с водяным охлаждением на номинальный ток до 50 кА. Однако недостатки, присущие водяному охлаждению, не позволяют использовать его повсеместно. Учитывая это обстоятельство, на заводе «Уралэлектротяжмаш» им. В. И. Ленина в 1961 г. был избран иной путь повышения номинального тока выключателей, позволивший отказаться от водяного охлаждения.

Было предложено на главных контактах быстродействующих автоматических выключателей типа ВАБ, имевших серебряные напайки, допустить рабочую температуру 200—250 °С, что значительно превышало действовавшие нормы нагрева контактов. Такую же температуру предлагалось допустить на всем подвижном контакте и прилегающих к нему частях контактной системы. Предполагалось, что повышение рабочей температуры подвижного контакта до 200 °С позволит отказаться от водяного охлаждения и резко снизить массу подвижного контакта, что особенно важно для быстродействующих выключателей.

В связи с этим предложением в НИИ завода «Уралэлектротяжмаш» было проведено исследование работы серебряных контактов и контактных систем выключателей различных конструкций при температурах, значительно превышающих нормы действовавших государственных стандартов на выключатели низкого и высокого напряжения.

Основная цель работы состояла в определении возможности создания выключателей на большие токи без водяного охлаждения с повышенной температурой контактов и пересмотре норм нагрева контактных систем выключателей. В настоящее время можно сказать, что эта цель достигнута. На основе результатов исследований заводом разработаны и изготавливаются две серии быстродействующих автоматических выключателей типов ВАБ-42 и ВАБ-43 на номинальный ток до 12 кА при номи-

нальном напряжении 1050 В с естественным воздушным охлаждением (см. рисунок).

С учетом результатов данного исследования разработан ГОСТ 8024-69 «Аппараты переменного тока высокого напряжения. Нормы нагрева при длительной работе и методы испытаний» и ГОСТ 2585-69 «Выключатели автоматические быстродействующие постоянного тока. Общие технические условия». В этих стандартах нормы нагрева контактов существенно увеличены.

Анализ особенностей работы токопровода выключателей на большие токи при повышении его рабочей температуры до 200 °С показал, что при этом существенно изменяются условия работы токопровода. На основании анализа процессов, характеризующих работу контактных систем при номинальном токе и токах короткого замыкания, сделаны выводы о том, что повышение рабочей температуры серебряных контактов до 200 °С:

1) дает возможность при прочих равных условиях увеличить номинальный ток выключателя в 2—2,5 раза;

2) может привести к увеличению площади касания и повышению электродинамической устойчивости контактов;

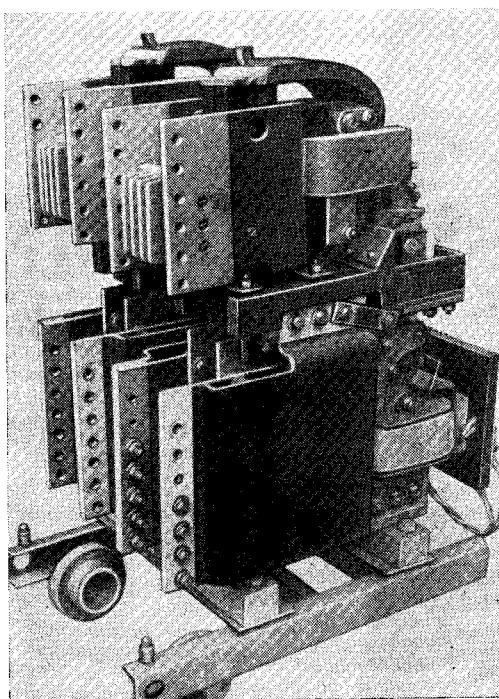
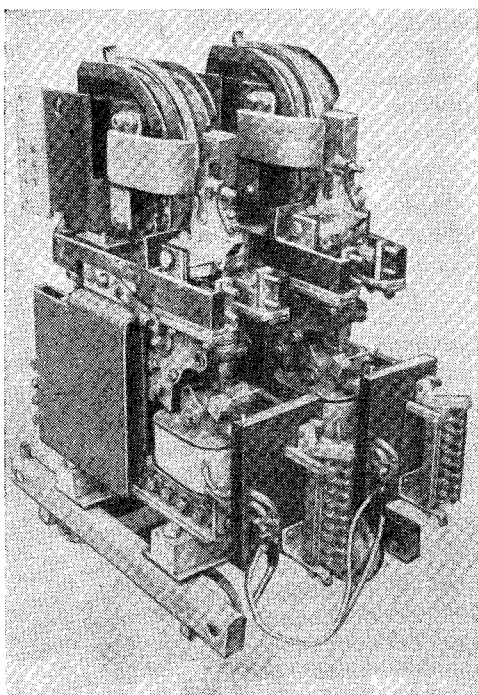
3) снижает электротермическую устойчивость контактной системы.

При экспериментальном исследовании ставилась задача изучить на реальных образцах выключателей возможность повышения рабочей температуры серебряных контактов и прилегающих к ним частей до 200—250 °С. Для этого необходимо было проверить поведение токопровода выключателей при номинальном токе, кратковременных перегрузках по току и токах короткого замыкания. Изучались устойчивость переходного сопротивления, сваривание контактов, их трение, износ и механическая стойкость при повышенных рабочих температурах.

Опыты проводились на пяти специально разработанных образцах выключателей типа ВАБ, на выключателе типа МГГ-10 и на специально подготовленных отдельных контактных соединениях, облицованных серебром.

Вначале исследованию подвергались два опытных образца выключателей типа ВАБ на номинальный ток 12,5 кА с водяным охлаждением (выключатели В1 и В2), затем были испытаны выключатели с естественным воздушным охлаждением на номинальный ток 12,5 кА (выключатели В3 и В4) на 7 кА (В5). Все выключатели типа ВАБ были сделаны по одной конструктивной схеме. В их токовой цепи имеется один разрыв. Главные контакты торцевого типа защищены от обгорания дугогасительным контактом. На главном контакте выключателя В4 было две контактные точки, у всех остальных выключателей — по одной. Подвижные контакты поворотного типа вращаются на оси. Токосъем с подвижного контакта осуществляется через шарнирный контакт скользящего типа. Неподвижные

<sup>1</sup> Брон О. Б., Электрические аппараты с водяным охлаждением, изд-во «Энергия», 1967.



а)

б)

Полус выключателя типа ВАВ-42 на номинальный ток 12 000 а со снятыми дугогасительными камерами.

а — вид со стороны контактов; б — вид со стороны выводов.

контакты главного контура представляют собой массивную медную деталь, к которой у выключателей ВЗ—В5 крепится пакет шин-выводов. Выводы, являющиеся одновременно радиаторами, отводящими тепло, выполнены из вертикально расположенных медных шин. Неподвижный и подвижный контакты имеют напайки из чистого серебра толщиной 2 мм. Все остальные контактные поверхности гальванически покрыты слоем серебра толщиной 20 мкм. Неконтактирующие поверхности неподвижных частей окрашены в черный цвет.

**Нагрев выключателей при номинальном токе и перегрузках.** Для изучения нагрева выключателей при номинальном токе было проведено более 50 испытаний опытных образцов выключателей типа ВАБ различных конструкций. Работа главных контактов, имевших контактное нажатие от 25 до 100 кгс, была проверена при температурах площадки касания до 720 °С. На шарнирных контактах температура была в пределах от 100 до 230 °С.

У болтовых контактных соединений, посеребренных гальваническим путем, температура нагрева не превышала 120 °С. Типичное распределение превышения температуры по длине токопровода выключателя ВЗ при токе 12,5 ка было следующим: площадка касания контактов 270 °С, подвижный контакт 230 °С, выводы — не более 60 °С. Отсюда видно, что конструкция выводов-радиаторов обеспечивала отвод всего тепла, выделяющегося в выключателе.

На зачищенных контактах после включения тока наблюдались кратковременные резкие скачки падения напряжения и соответственно температуры площадки касания. При повторном протекании тока через остывшие, но не размыкавшиеся контакты,

скачки появлялись снова, но значительно меньшей величины и после трех-четырех опытов уже не обнаруживались. Несмотря на значительные пики температуры, достигавшие 540 °С, следов повреждения контактной поверхности после размыкания не было. Скачкообразное изменение температуры площадки касания объясняется ее пластическими деформациями.

Проведены тепловые испытания пяти контактных соединений торцевого типа, имевших контактное нажатие 25 кгс. Испытания продолжались 50 дней. Каждый день контакты находились под током в течение 8 ч. Остальное время суток они находились без тока, оставаясь в замкнутом состоянии. Температура нагрева контактов была в пределах от 140 до 250 °С.

При всех указанных опытах ни разу не наблюдалось увеличения переходного сопротивления контактов. Наоборот, во всех случаях переходное сопротивление контактов в течение испытаний постепенно снижалось, причем наиболее резко — у наиболее нагретых контактов.

При кратковременных перегрузках выключателя В5 током  $1,25I_{ном}$  в течение 15 мин, током  $1,5I_{ном}$  в течение 2 мин и током  $2I_{ном}$  в течение 10 сек температура нагрева подвижного контакта повышалась соответственно от 186 до 252 °С, от 188 до 284 °С и от 180 до 320 °С. При последующем отключении выключателя никаких повреждений контактов или их сваривания не обнаружено. Это дает основание считать, что кратковременные перегрузки такого характера не опасны для контактов и самого выключателя.

Для проверки работы контактов при еще более высокой температуре у выключателя В4 один из двух

имеющихся подвижных контактов был отключен, и весь ток 12,5 ка проходил только по одному контакту. Во время этого опыта температура вблизи контактной точки у подвижного контакта повышалась до 540 °С, а падение напряжения на нем — до 184 мВ. Температура площадки касания, рассчитанная по падению напряжения, достигала 720 °С. После опыта, продолжавшегося 6 ч, сила, необходимая для размыкания сварившихся контактов, была всегда 10 кгс.

Изложенные результаты позволили сделать вывод о том, что переходное сопротивление серебряных контактов при повышенной рабочей температуре уменьшается, что приводит к соответствующему снижению нагрева аппарата. Уменьшение сопротивления объясняется разложением окислов серебра и увеличением площадки касания вследствие пластических деформаций при высокой температуре. Сваривание контактов выключателей в длительных режимах наблюдалось при температуре контактов выше 250 °С.

**Сваривание контактов.** Изучение работы серебряных контактов при длительном воздействии температур выше 300 °С проводилось на выключателях и, кроме того, на специальной установке, позволявшей определить силу, требуемую для размыкания сварившихся контактов и необходимую для этого величину энергии. Контакты в опытах на установке нагревались в течение двух часов при контактной нагрузке 25 кгс.

Установлено, что нагрев серебряных контактов до температуры выше 300 °С, но ниже температуры плавления серебра вызывает их тепловое сваривание. Сила и энергия разрыва сварившихся контактов зависит от температуры, длительности нагрева, контактного давления и др.

В данной работе экспериментально найдена зависимость силы и энергии разрыва контактов от температуры сваривания. У контактов, сварившихся при температурах до 500 °С, сила и энергия разрыва значительно меньше, чем при сваривании электрической дугой.

Для определения силы и энергии разрыва контактов, сварившихся дугой, по ним пропускаться в течение 10 сек ток, под действием которого в первый момент происходил разрыв контактов и между ними возникала дуга, сваривавшая контакты. Энергия, необходимая для разрыва контактов, сварившихся дугой, оказалась равной 400 кг·мм, что в 10 раз превышает энергию разрыва контактов, сварившихся при температуре 500 °С.

Для проверки работы выключателей при сваривании контактов на выключателе В4 были проведены опыты, в которых контакты при токе 12,5 ка искусственно сваривались путем ослабления нажатия на главный контакт до возникновения дуги. Эти опыты показали, что привод данного выключателя успешно размыкает сварившиеся контакты даже в том случае, когда сила, необходимая для разрыва сварки, равна 200 кгс. Контакты после размыкания оставались пригодными к дальнейшей работе. Их поверхность была лишь шероховатой.

На основании изложенного сделан вывод о том, что в некоторых случаях, в особенности у выключателей с торцевыми контактами, можно в определен-

ной мере допустить тепловое сваривание контактов без ущерба для надежной работы аппарата.

**Механическая стойкость токопровода.** Снижение механической прочности токоведущих частей является одним из основных препятствий к повышению их рабочей температуры. Это обстоятельство учитывалось при конструировании исследуемых образцов. Сечение меди выбиралось таким, чтобы механические напряжения были достаточно малы. В выключателях В4 и В5, подвергавшихся испытаниям на механическую стойкость, сила нажатия на главный контакт была 25 кгс, на дугогасительном контакте — 12,5 кгс. Под действием этих сил в медной пластине подвижного контакта возникают напряжения до 18 кгс/см<sup>2</sup>. На ось действует сила до 60 кгс, создающая расчетное удельное давление на ось 2 кгс/см<sup>2</sup>. Поскольку предел прочности для меди при температурах 300—400 °С равен 1500—1400 кгс/см<sup>2</sup>, можно утверждать, что принятые напряжения весьма малы.

Проверка механической стойкости осуществлялась многократными включениями — отключениями (ВО) выключателей, нагретых номинальным током до установившейся температуры. На опытных образцах выключателей было сделано в общей сложности около 3500 операций ВО. При этих испытаниях температура нагрева была: на главных контактах 180—220 °С, на пластине подвижного контакта 130—180 °С, на трущихся поверхностях шарнирного контакта 100—120 °С.

В соответствии со стандартом выключатели типа ВАБ должны выдержать 2000 операций ВО без тока. Нами проводились испытания с номинальным током, что позволяло поддерживать температуру токопровода на уровне установившейся температуры при тепловом испытании.

Шарнирные контакты испытанных выключателей имели серебряное покрытие толщиной 20 мкм. При включении и отключении это покрытие, кроме трения, подвергается и некоторому искрению, поскольку контакт скользящий. У выключателя В4 серебряное покрытие после 400 циклов ВО повреждалось от искрения до обнажения меди. Поврежденное место было заново посеребрено. Шарнирный контакт был зашунтирован гибкой связью сечением 10 мм<sup>2</sup>, а затем вновь произведено 1000 циклов ВО с током 12,5 ка. На разобранном после этого выключателе заметных деформаций контактных частей, а также повреждений покрытия шарнирного контакта не обнаружено. Отсюда сделан вывод, что шарнирный контакт испытанной конструкции, во избежание обгорания, необходимо шунтировать гибкой связью.

На выключателе В5, спроектированном с учетом результатов испытания выключателя В4, после 2000 циклов ВО не наблюдалось износа или деформаций деталей, ухудшающих работу выключателя. Величины деформаций серебряных накладок на главных контактах были несколько больше, чем при обычных рабочих температурах, но оставались в допустимых пределах. Следов меди на шарнирном контакте не обнаружено, хотя серебряное покрытие заметно стерлось.

На основании изложенного можно утверждать, что у выключателей, сконструированных с учетом

особенностей работы при высокой температуре главных контактов, можно избежать деформаций и износа, снижающих надежность работы аппарата.

**Контакты при токах короткого замыкания.** Вначале были проведены опыты, в которых серебряные контакты нагревались номинальным током до температуры 200—300 °С, выдерживались при этой температуре в течение двух часов, после чего подвергались воздействию пятисекундного тока короткого замыкания.

На торцевых контактах, сжимаемых силой 25 кгс, при исходной температуре 163—246 °С и температурах в конце опыта до 450 °С сваривания контактов не обнаруживалось. При исходной температуре 256—330 °С и конечной до 443—520 °С наблюдалось незначительное сваривание. Сила, необходимая для размыкания сварившихся контактов, была в пределах 0,5—13 кгс.

На скользящих контактах выключателя МГГ-10 при температурах выше 140 °С наблюдалось значительное увеличение трения.

Проведенные опыты выявили необходимость измерять температуру площадки касания контактов. Для этого было разработано специальное устройство, с помощью которого были проведены необходимые измерения при испытаниях контактов на электродинамическую и электротермическую устойчивость. Опыты с измерением температуры площадки касания позволили установить следующее. Температура площадки касания  $\theta_k$  практически безынерционно следует за изменением тока. Во время прохождения первого (ударного) пика тока короткого замыкания происходит резкий скачок температуры площадки касания, вплоть до температуры плавления. Вследствие этого размеры площадки сразу увеличиваются, и температура ее в последующих полупериодах превышает среднюю температуру  $\theta_{cp}$  контакта всего на 40—70 °С. Превышение температуры площадки касания  $\Delta\theta_k$  над  $\theta_{cp}$  после первого пика до конца опыта изменяется очень мало.

Сваривание замкнутых контактов вследствие повышения  $\theta_k$  при токах короткого замыкания может происходить либо во время протекания первого полупериода тока, либо после некоторого времени протекания тока короткого замыкания, когда сильно увеличивается  $\theta_{cp}$  и связанная с ней  $\theta_k$ .

При испытании «холодных» контактов на электродинамическую устойчивость установлено, что их сваривание от воздействия ударного тока начинается при температуре площадки касания около 700 °С. Сваривание контактов при испытаниях на электротермическую устойчивость наступало при  $\theta_k$  выше 400 °С.

У выключателей на номинальный ток 2000 а и выше сечение контактных частей определяется номинальным током, и по термической устойчивости у них обычно имеется большой запас. Проведенные расчеты показали, что у этих выключателей температура токопровода под действием тока электротермической устойчивости возрастает всего на несколько десятков градусов. Учитывая это обстоятельство, сделано заключение о том, что у выключателей с повышенной рабочей температурой контактов термическая устойчивость токопровода может быть

обеспечена без особых затруднений. Основное внимание должно быть уделено надежной работе размыкаемых контактов.

Другой путь, облегчающий решение вопроса термической устойчивости выключателей, заключается в ограничении времени протекания через аппарат предельных токов короткого замыкания.

На основании полученных данных можно утверждать, что для надежной работы при токах короткого замыкания серебряных контактов, нагретых номинальным током до 200 °С, необходимо, чтобы температура площадки касания при ударном токе не превосходила 650—700 °С, а к концу протекания тока термической устойчивости она была бы не выше 400 °С. Эти условия нетрудно выполнить соответствующим выбором контактного давления и сечения контактных частей.

**Рекомендации.** Результаты проведенного исследования дают основание сделать вывод о том, что длительный нагрев серебряных контактов и прилегающих к ним частей до температуры 200 °С и кратковременные повышения температуры площадки касания контактов под действием тока короткого замыкания не опасны для контактов и самого выключателя, если он выполнен надлежащим образом. Поэтому для создания аппаратов высокого и низкого напряжения на номинальные токи до 25 ка с естественным воздушным охлаждением возможно и целесообразно использовать токопровод с серебряными контактами, допускающий высокую температуру на контактах и прилегающих к ним частях.

Рекомендации по конструированию контактных систем с повышенной рабочей температурой:

1. При номинальном токе средней температуры главных контактов из серебра следует ограничить 200 °С.

2. В качестве коммутающих следует применять торцевые (стыковые) контакты.

3. Следует избегать скользящих контактов. В случае, если это невозможно, на трущихся частях следует допускать невысокие удельные давления и использовать материалы с малым коэффициентом трения (типа серебро-графит) или же принимать конструктивные решения, уменьшающие трение, например, путем использования гибких связей, мостиковых контактов и т. д.

4. Выводы выключателей и контактирующие поверхности подводящих шин рекомендуется серебрить.

5. Контактные узлы не должны содержать изоляционных деталей из материалов с низкой нагревостойкостью.

6. Медные токоведущие части должны быть защищены от коррозии.

7. Контактные пружины и механизм выключателя следует защищать от воздействия высокой температуры.

8. Общая поверхность охлаждения аппарата должна обеспечивать отвод повышенного количества тепла, выделяющегося в контактных узлах.

9. Опасности недопустимых деформаций токоведущих частей, нагреваемых до высокой температуры, можно избежать одним из следующих способов:

а) механические напряжения в нагреваемых ча-

# Циркулирующие токи в многоходовых винтовых обмотках трансформаторов

Инж. Р. С. БАБИС

Запорожье

С ростом мощности трансформаторов все более широкое применение находят многоходовые винтовые обмотки НН. В качестве хода может быть использован ряд обычных параллельных обмоточных проводов прямоугольного сечения, ряд подразделенных или транспонированных проводов [Л. 1 и 2]. Вследствие различного положения ходов по отношению к полю рассеяния в них индуцируются разные по величине э. д. с., что при параллельном соединении ходов приводит к неравномерному распределению токов по ходам, т. е. к возникновению циркулирующих (уравнительных) токов. По отношению к осевой (продольной) составляющей индукции поля рассеяния известны способы расчета и ограничения э. д. с. и циркулирующих токов [Л. 3 и 4]. При этом следует только учитывать отличие числа проводов в осевом направлении от числа витков и дополнительные э. д. с. в многослойных обмотках в местах транспозиций. По отношению к поперечному полю рассеяния требуется специальное рассмотрение.

В трансформаторах мощностью порядка сотен мегавольт — ампер радиальная (поперечная) составляющая индукции поля рассеяния относительно велика (порядка 0,1 тл) и даже, казалось бы, не очень большая разница в положении ходов приводит к появлению значительной э. д. с. Для обмоток НН таких трансформаторов характерно относительно малое число витков, большое суммарное сечение проводников хода и, как следствие, малое сопротивление контуров циркулирующих токов. С ростом мощности оба фактора действуют в сторону увеличения циркулирующих токов, и необходимость расчета и ограничения токов и обусловленных ими потерь становится все более настоятельной.

**Постановка задачи. Допущения.** Известные методы расчета циркулирующих токов в катушечных об-

мотках [Л. 3 и 5] здесь неприменимы. Для винтовых обмоток известны методы расчета токов от осевой составляющей поля рассеяния при следующих допущениях [Л. 3 и 4]:

1. Осевая составляющая индукции поля рассеяния, как правило, принимается неизменной по всей высоте и по окружности обмотки (поле плоскопараллельное, с осевой симметрией).

2. На транспозиционных участках (частях витков, в которых выполняются перекладки проводов) не создаются э. д. с. от поля рассеяния и, следовательно, э. д. с. на участках между транспозициями не зависят от конструкции транспозиции и определяются только координатами ветвей (проводов) в радиальном направлении.

3. Учитываются только активные сопротивления, принимаемые одинаковыми для всех ветвей.

4. Не учитываются неравномерность магнитного поля и распределения циркулирующих токов по сечению каждого из проводов и вихревые токи, замыкающиеся в пределах каждого провода. При этом для расчета э. д. с. провода заменяются тонкими нитями, расположенными в серединах сечений проводов.

При расчете циркулирующих токов от поперечного поля рассеяния необходимо учитывать ряд особенностей:

1) изменение радиальной составляющей индукции по высоте;

2) изменение индукции по окружности вследствие «схода» винта и влияния ярма;

3) электродвижущие силы на транспозиционных участках от продольного поля рассеяния;

4) зависимость э. д. с. каждого слоя двухслойной обмотки от конструкции транспозиции;

5) индуктивные сопротивления контуров циркулирующих токов.

стях не должны превышать допустимых напряжений для данного материала при соответствующей температуре;

б) нагреваемая деталь может быть выполнена таким образом, чтобы она была только проводником тока, а механические нагрузки воспринимались другими конструктивными элементами;

в) части токопровода могут быть выполнены из сплавов, сохраняющих механическую прочность при высоких температурах, например, из хромистой меди, кадмиевой бронзы и т. п.

10. Массы контактов и скорости их замыкания следует подбирать такими, чтобы не было ударов, чрезмерно разбивающих контакты при включении.

**Заключение.** Выключатели с повышенной рабочей температурой контактов типов ВАБ-42 и ВАБ-43, выполненные по указанным рекоменда-

циям, в течение трех лет успешно эксплуатируются на ряде объектов у нас в стране и за рубежом. Допущение рабочей температуры 180 °С на главных контактах выключателя типа ВАБ-42 на номинальный ток 12 кА позволило, при прочих равных условиях, снизить расход меди на изготовление аппарата примерно в 2 раза. У выключателя типа ВАБ-43 на номинальный ток 6 кА благодаря резкому уменьшению массы подвижных частей полное время отключения удалось снизить до 0,015 сек. Таким образом повышение рабочей температуры контактов дало значительный экономический эффект.

Полученные результаты дают основание рекомендовать повышенную рабочую температуру контактов для более широкого использования в аппаратах высокого и низкого напряжения.

[18.5.1971]



Таким образом, из допущений, принимаемых для расчета токов от продольного поля рассеяния, здесь может быть принято только последнее о замене проводов тонкими нитями.

**Основные уравнения.** Реальную систему токов можно рассматривать как сумму двух систем — рабочего тока, равномерно распределяющегося по параллельным ветвям, и циркулирующих токов, замыкающихся в контурах, образованных этими ветвями. Циркулирующие токи можно определить по уравнениям многообмоточного трансформатора с числом обмоток  $n$  [Л. 6 и 7], рассматривая каждый ход как отдельную обмотку, пренебрегая ветвью намагничивающего тока и учитывая, что напряжения на всех обмотках одинаковы<sup>1</sup>:

$$\left. \begin{aligned} 0 &= \dot{\mathcal{E}}_1 - \dot{\mathcal{E}}_2 + I_2 Z_{k12} + \dots + I_m Z_{k1m} + \dots + I_n Z_{k1n}; \\ 0 &= \dot{\mathcal{E}}_1 - \dot{\mathcal{E}}_n + I_2 Z_{k1n} + \dots + I_m Z_{k1m} + \dots + I_n Z_{k1n}; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\sum_{m=1}^n I_m = 0, \quad (2)$$

где  $\dot{\mathcal{E}}_m$ ;  $\dot{\mathcal{E}}_n$  — э. д. с. ходов  $m$  и  $n$  от поля рассеяния при равномерном распределении тока;  $I_m$ ,  $I_n$  — циркулирующие токи этих ходов;  $Z_{k1m}$  — сопротивление короткого замыкания ходов 1 и  $m$ ;  $Z_{1mn} = 0,5 (Z_{k1m} + Z_{k1n} - Z_{kmn})$ .

Вместо  $\dot{\mathcal{E}}_m$  удобнее пользоваться величиной  $\dot{E}_m$ :

$$\dot{E}_m = \dot{\mathcal{E}}_m - \frac{1}{n} \sum_{m=1}^n \dot{\mathcal{E}}_m = \dot{\mathcal{E}}_m - \dot{\mathcal{E}}_{cp}, \quad (3)$$

где  $\dot{\mathcal{E}}_{cp}$  — средняя э. д. с. всех ходов, причем  $\dot{E}_1 = -\dot{E}_m = \dot{\mathcal{E}}_1 - \dot{\mathcal{E}}_m$ .

При равенстве сопротивлений короткого замыкания всех пар ходов ( $Z_k$ ) циркулирующий ток хода  $m$  равен:

$$I_m = \frac{\dot{E}_m}{0,5 Z_k}. \quad (4)$$

Используя (4), можно приближенно оценить величину  $I_m$  до решения системы (1).

В общем случае индуктивные сопротивления короткого замыкания разных пар ходов неодинаковы и для числа ходов более четырех решение по системе уравнений (1) громоздко и целесообразно только при использовании ЦВМ. Однако ввиду равенства диаметров всех ходов и очень слабого влияния ярма сопротивления короткого замыкания одинаково удаленных друг от друга ходов равны, например:

$$Z_{k12} = Z_{k23} = Z_{km(m+1)}; \quad Z_{k13} = Z_{k24} = Z_{km(m+2)}.$$

Тогда, если в каждой паре ходов, симметрично расположенных относительно середины витка, действуют одинаковые по величине э. д. с., токи в этих ходах также равны:

при  $\dot{E}_m = \pm \dot{E}_{(n-m+1)}$  соответственно  $I_m = \pm I_{(n-m+1)}$ .

<sup>1</sup> Система единиц СИ. Подразумеваются действующие значения синусоидально изменяющихся во времени величин (напряжений, э. д. с., токов, потоков, индукций).

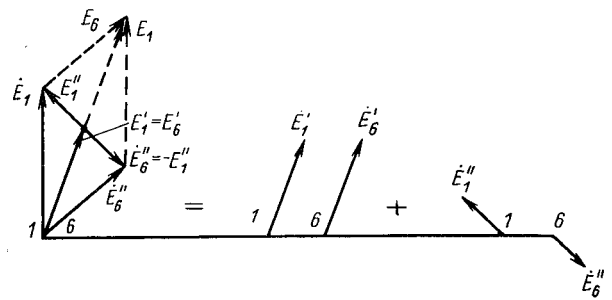


Рис. 1. Разложение пары э. д. с. на две симметричные системы для ходов с номерами 1 и 6 при  $n=6$ .

Благодаря этому разложение произвольной системы э. д. с. на две симметричные дает возможность существенно упростить расчет.

Заданные э. д. с. двух ходов, симметрично расположенных относительно середины витка, например  $\dot{E}_m$  и  $\dot{E}_{(n-m+1)}$  представим в виде суммы и разности двух э. д. с., обозначенных индексами «штрих» и «два штриха» (рис. 1):

$$\begin{aligned} \dot{E}_m &= \dot{E}'_m + \dot{E}''_m; \quad \dot{E}_{(n-m+1)} = \dot{E}'_{(n-m+1)} + \\ &+ \dot{E}''_{(n-m+1)} = \dot{E}'_m - \dot{E}''_m, \end{aligned} \quad (5)$$

причем

$$\begin{aligned} \dot{E}'_m &= \dot{E}'_{(n-m+1)} = 0,5 (\dot{E}_m + \dot{E}_{(n-m+1)}); \\ \dot{E}''_m &= -\dot{E}''_{(n-m+1)} = 0,5 (\dot{E}_m - \dot{E}_{(n-m+1)}). \end{aligned} \quad (6)$$

Также разложим э. д. с. остальных пар ходов и определим циркулирующие токи отдельно от систем э. д. с. с индексом «штрих» и «два штриха», например  $I'_m$  и  $I''_m$ . Тогда суммарный ток равен их сумме:  $I_m = I'_m + I''_m$ .

Из симметрии сопротивлений короткого замыкания и э. д. с. каждой из систем следует:

$$I'_m = I'_{(n-m+1)}; \quad I''_m = -I''_{(n-m+1)}.$$

Как видно, число неизвестных в каждой из систем стало вдвое меньше, что существенно упрощает расчет, хотя его нужно повторить дважды.

Из системы (1) следует, что для расчета циркулирующих токов нужно знать сопротивления короткого замыкания и э. д. с. Расчет сопротивлений рассмотрен в [Л. 8].

**Расчет э. д. с.** Рассмотрим расчет э. д. с. по картине реального поля рассеяния. Возьмем один слой многоходовой винтовой обмотки, имеющей  $n$  ходов,  $w$  витков, высоту  $H$ , расстояние между серединами соседних ходов  $h$ , средний диаметр  $D$  (рис. 2, а и б), с выводом начал и концов всех ходов на одних образующих (что близко соответствует конструктивному исполнению обмоток). Пусть для каждой из равномерно расположенных по окружности образующих (например, четырех) определены эпюры радиальной составляющей индукции поля рассеяния посредине радиального размера обмотки (рис. 2, в). Сначала находим  $\dot{B}_{mq}$  — значения радиальной индукции посредине между ходами  $m$  и  $m+1$  для витка  $q$  на образующей  $s$  (всего образующих  $t$ ). Принимая, что на участках между соседними образующими индукция меняется линейно, получаем среднее значение индукции каждого витка  $\dot{B}_{mq}$  и



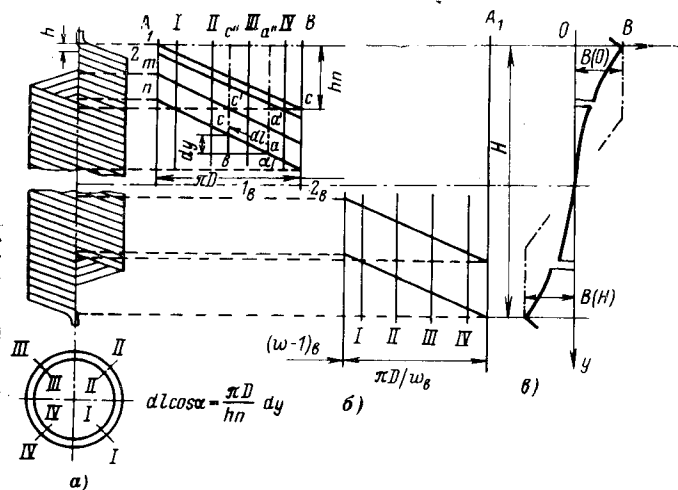


Рис. 2. Эскиз (а), развертка обмотки (б) и эпюра поперечной составляющей индукции поля рассеяния на одной из образующих (с).

$1_B$ ;  $2_B$ ;  $(\omega-1)_B$  — номера витков; I, II, III, IV — номера образующих.

$\Phi_{m(m+1)}$  — поток в контуре между ходами  $m$  и  $(m+1)$ :

$$\dot{B}_{mq} = \frac{1}{t} \sum_{s=1}^t \dot{B}_{mq_s}; \quad \Phi_{m(m+1)} = \pi D h \sum_{q=1}^w \dot{B}_{mq}; \quad (7)$$

затем определяем поток между ходами  $I$  и  $m$ :

$$\dot{\Phi}_{1m} = \dot{\Phi}_{12} + \dot{\Phi}_{23} + \dots + \dot{\Phi}_{(m-1)m} \quad (8)$$

и э. д. с. хода  $m$  от поперечного поля рассеяния

$$\dot{\mathcal{E}}_m = -j\omega \dot{\Phi}_{1m} + \dot{\mathcal{E}}_1, \quad (9)$$

где  $\omega$  — угловая частота колебаний;  $\dot{\mathcal{E}}_1$  — э. д. с. в первом ходе, которая может быть принята равной нулю, как не влияющая на разность э. д. с. между ходами.

Описанный метод расчета требует большого объема вычислений и на его основе нельзя сделать вы-

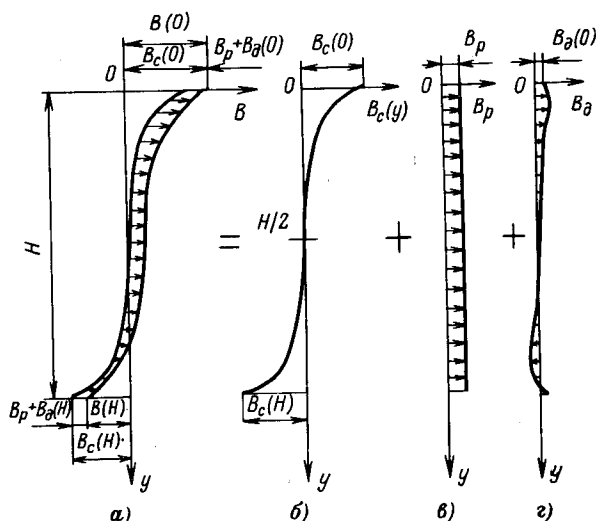


Рис. 3. Разделение эпюры индукции поперечного поля рассеяния на отдельные составляющие.

а — эпюра индукции поля рассеяния; б — эпюра симметричной составляющей индукции; в — эпюра равномерного поля; г — эпюра дополнительного поля. Направление осей  $B$  и  $y$  принято аналогично рис. 2.

водов общего характера. При одинаковой фазе индукции во всех точках поля рассеяния расчет может быть существенно упрощен за счет разделения радиального поля на симметричное и равномерное поля.

Представим реальное (суммарное) поле как сумму трех полей:

$$B(y) = B_c(y) + B_p + B_d(y), \quad (10)$$

где  $B(y)$  — радиальная составляющая индукции реального поля рассеяния в точке  $y$ ;  $B_c(y)$  — индукция симметричного поля (рис. 3, а и б);

$$B_c(y) = -B_c(H-y) = 0,5 [B(y) - B(H-y)]; \\ B_c(H/2) = 0, \quad (11)$$

где  $B_p = \frac{1}{H} \int_0^H B(y) dy$  — индукция равномерного поля (рис. 3, в);  $B_d$  — индукция дополнительного поля (рис. 3, г),

$$\int_0^H B_d(y) dy = 0; \quad \int_0^H B_c(y) dy = 0. \quad (12)$$

Обычно поле  $B_d(y)$  во много раз слабее  $B(y)$  или  $B_c(y)$  и им можно пренебречь, тем более, что суммарный поток между крайними ходами, наиболее важный для циркулирующих токов, учитывается при этом точно.

Для расчета э. д. с. от симметричного поля рассеяния плавную кривую индукции представим в виде ломаной, заменив участки кривой на протяжении каждого витка прямыми линиями. Например, на рис. 4 представлена в масштабе такая кривая для обмотки НН трансформатора типа ТДЦ—400000/500; как видно, ломаная линия практически совпадает с кривой даже у торцов обмотки, т. е. в зоне наибольшей кривизны.

Учитывая, что по отношению к нижнему торцу обмотки ход с номером  $m$  занимает положение  $(n-m+1)$  и находится в поле другого знака, суммируя попарно по всей обмотке потоки равноудаленных от середины витков, получим:

$$\Phi_{m(m+1)} = \pi D h \frac{n-2m}{n} [(B_1 - B_2) + (B_2 - B_3) + \\ + \dots + (B_q - B_{q+1}) + \dots + B_{w_{12}}] = \pi D h B_c \frac{n-2m}{n}, \quad (13)$$

где  $B_1 = B_c$  — симметричная составляющая индукция между первым витком и воображаемым витком,



Рис. 4. Представление кривой поперечного поля рассеяния в виде ломаной линии.

$B_1$  — индукция в начале первого витка;  $B_2$  — второго;  $-B_1$  — индукция в конце последнего витка;  $-B_2$  — предпоследнего;  $1_B$ ,  $\omega_B$  — номера витков.

помещенным над первым (практически на торце обмотки);  $B_q$  и  $B_{q+1}$  — индукция в начале витков  $q$  и  $(q+1)$  соответственно;  $B_{w/2}$  — индукция в середине обмотки  $B_{w/2} = B_c(H/2) = 0$ .

Из (8), (9) и (13) получим э. д. с. хода  $m$  от симметричного поля:

$$E_{cm} = \mathcal{E}_{cm} - \mathcal{E}_{ср.с} = -j\omega\pi DhB_c \frac{1}{n} [(m-1)(n-m) - \frac{n^2 - 3n + 2}{6}] \quad (14)$$

Как видно, величина э. д. с. от симметричного поля рассеяния практически зависит только от значения индукции на торце обмотки и для вычисления  $E_{cm}$  достаточно определить среднее значение  $B_c$  по торцу обмотки.

Электродвижущая сила хода  $m$  от равномерного поля рассеяния

$$E_{pm} = \mathcal{E}_{pm} - \mathcal{E}_{ср.р} = -j\omega\pi Dh\omega B_p \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right] \quad (15)$$

Таблица 1

Сводка выражений э. д. с. для различных исполнений обмоток

Вид обмотки	Электродвижущая сила					
	$E_{cm}$		$E_{pm}$		$E_{ym}$	
Однослойная (рис. 2)	$K_c \left[ (m-1)(n-m) - \frac{n^2-3n+2}{6} \right]$		$K_p \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$			
Двухслойная без транспозиции (рис. 5,а)	*)	$2K_c \left[ (m-1)(n-m) - \frac{n^2-3n+2}{6} \right]$		$2K_p \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$		
	**)	I слой	II слой	I слой	II слой	
		$K_{cI} \left[ (m-1)(n-m) - \frac{n^2-3n+2}{6} \right]$	$K_{cII} \left[ (m-1)(n-m) - \frac{n^2-3n+2}{6} \right]$	$K_{pI} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$	$K_{pII} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$	
Двухслойная с общей транспозицией (рис. 5,б)	*)	$K_c \left[ (m-1)(n-m) - \frac{n^2-3n+2}{6} \right]$		0		
	**)	I слой	II слой	I слой	II слой	$K_y \frac{1}{n} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$
		$K_{cI} \left( m - \frac{m^2}{2} - \frac{1}{2} - \frac{3n-2n^2-1}{12} \right)$	$K_{cII} \left( mn - \frac{m^2}{2} - n + \frac{1}{2} - \frac{4n^2-9n+5}{12} \right)$	$K_{pI} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$	$K_{pII} \left[ (n-m) - \frac{n-1}{2} \right]$	$-\frac{n-1}{2} \right]$
Двухслойная с групповой транспозицией (рис. 5,в), причем $n$ — четное	*) $m \leq n/2$	$K_c \left( 2m + \frac{nm}{2} - 2m^2 - \frac{n}{2} - \frac{16-n^2-6n}{24} \right)$		$K_p \left( 2m - \frac{n}{2} - 1 \right)$		$K_y \left( -\frac{1}{4} \right)$
	*) $m > n/2$	$E_{cm} = E_{cm'}$		$E_{pm} = E_{pm'}$		$E_{ym} = -E_{ym'}$
		I слой	II слой	I слой	II слой	
	**) $m \leq n/2$	$K_{cI} \left( m + \frac{mn}{2} - m^2 - \frac{n}{2} - \frac{8-3n-2n^2}{24} \right)$	$K_{cII} \left( m - m^2 - \frac{n^2-3n+8}{24} \right)$	$K_{pI} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$	$K_{pII} \left( m - \frac{1}{2} \right)$	$K_y \left( -\frac{1}{4} \right)$
	**) $m > n/2$	$K_{cI} \left( m + mn - m^2 - \frac{n}{2} - \frac{3}{8}n^2 - \frac{8-3n-2n^2}{24} \right)$	$K_{cII} \left( m + \frac{3}{2}mn - m^2 - n - \frac{3}{8}n^2 - \frac{n^2-3n+8}{24} \right)$	$K_{pI} \left[ (m-1) - \frac{n-1}{2} \right]$	$K_{pII} \left( m - n - \frac{1}{2} \right)$	$E_{ym} = -E_{ym'}$

Примечания: \*) Для случая одинаковых индукций и диаметров слоев.

\*\*) Для случая  $B_I \neq B_{II}$ ;  $D_I \neq D_{II}$ ;  $m' = m + n/2$ ;  $K_c = -j\omega\pi DB_c \frac{h}{n}$ ;  $K_{cI} = -j\omega\pi D_I B_{cI} \frac{h}{n}$ ;  $K_{cII} = -j\omega\pi D_{II} B_{cII} \frac{h}{n}$ ;  $K_p = -j\omega\pi Dh\omega B_p$ ;  $K_{pI} = -j\omega\pi D_I h\omega B_{pI}$ ;  $K_{pII} = -j\omega\pi D_{II} h\omega B_{pII}$ ;  $K_y = -j\omega\pi D_{ср} a B_y$ .



Для учета «схода» винта в приведенных выше зависимостях и в дальнейшем под  $B_c$  и  $B_p$  понимаются средние индукции по всем образующим:

$$B_c = \frac{1}{t} \sum_{s=1}^t 0,5 (B_{s1} - B_{s2}); B_p = \frac{1}{t} \sum_{s=1}^t B_{ps}, \quad (16)$$

где  $B_{s1}$  и  $B_{s2}$  — радиальная составляющая индукции реального поля рассеяния на образующей с номером  $s$  у верхней и нижней торцов обмотки соответственно;  $B_{ps}$  — среднее значение индукции на образующей  $s$ .

Отметим, что  $B_p$  появляется только при взаимном смещении обмоток по высоте или отсутствии симметрии верхней и нижней половин обмоток. Соотношения величин  $B_p$  и  $B_c$  в зависимости от смещения обмоток (которым следует задаться, руководствуясь технологическими факторами) и их размеров можно заранее определить с помощью ЦВМ.

Рассмотрим расчет э. д. с. при несимметричной конструкции слоя. Формулы (13) и (14) получены при условии симметрии обмотки относительно середины ее высоты и вывода всех ходов в одном поле. Однако, например, в двухслойных обмотках при транспозициях (рис. 5, б и в) указанные условия в пределах слоя нарушаются, изменяется расположение ходов по отношению друг к другу и к торцу обмотки, и уравнения (13) и (14) непосредственно

не могут быть использованы. Однако полученные результаты могут быть использованы для вывода более общих зависимостей.

Как и ранее, результирующее поле разложим по нескольким образующим на симметричную ( $B_c(y)$ ) и равномерную ( $B_p$ ) составляющие, и по (16) определим их средние значения. Таким образом, несимметрия поля и обмотки учтется величиной  $B_p$ . Электродвижущая сила от равномерного поля ( $E_p$ ) определяется по (15); при этом в (15) следует подставлять действительное число витков, которое может оказаться не целым. При транспозициях, когда числа витков разных ходов одного слоя могут отличаться друг от друга на долю витка, с достаточной точностью можно принять для всех ходов  $w$  по среднему ходу.

Для определения э. д. с. от симметричного поля рассмотрим поток в контуре из реального хода и встречно с ним включенной воображаемой обмоткой из бесконечно тонкого провода, содержащей  $w$  витков и расположенной у одного из торцов реальной обмотки (линия  $AA_1$  на рис. 2, б и 5). Поток в контуре между элементом длины  $dl$  хода  $m$  с координатой  $y$ , воображаемой обмоткой и вертикальными образующими  $a'a''$  и  $c'c''$  (рис. 2) равен:

$$d\Phi_{cm} = dl \cos \alpha \int_0^y B_c(y) dy. \quad (17)$$

Значения э. д. с., циркулирующих токов потерь в обмотке НН трансформатора ТДЦ-400000/500 при  $B_{cI}=B_{cII}=0,1$  тл

Вид транспозиции	Характеристика	Обмотки номинальной высоты						Обмотка НН выше на 20 мм					
								Индук					
		$B_{0I}=B_{0II}=0$						$B_{pI}=0; B_{pII}=-2,5 \cdot 10^{-3} \text{ тл}$					
								Номер					
		1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	5	6
Без транспозиции	$E_{cm}, \text{ в}$	-2,16	0,44	1,72	1,72	0,44	-2,16	-2,16	0,44	1,72	1,72	0,44	-2,16
	$E_{pm}, \text{ в}$	0	0	0	0	0	0	3	1,8	0,6	-0,6	-1,8	-3
	$E_{ym}, \text{ в}$	-2,16	0,44	1,72	1,72	0,44	-2,16	0,84	2,24	2,32	1,12	-1,36	-5,16
	$I_m, \%$	12,2	2,5	9,8	9,8	2,5	12,2	4,8	12,7	13,3	6,3	7,8	29,2
	$P_{max}, \%$	118					118						145
	$P_{cp}, \%$	0,84						2,2					
Общая транспозиция	$E_{cm}, \text{ в}$	-1,08	0,22	0,86	0,86	0,22	-1,08	-1,08	0,22	0,86	0,86	0,22	-1,08
	$E_{pm}, \text{ в}$	0	0	0	0	0	0	-3	-1,8	-0,6	0,6	1,8	3
	$E_{ym}, \text{ в}$	2,12	1,27	0,43	-0,43	-1,27	-2,12	2,12	1,27	0,43	-0,43	-1,27	-2,12
	$E_m, \text{ в}$	1,04	1,49	1,29	0,43	-1,05	-3,2	-1,96	-0,31	0,69	1,03	0,75	-0,2
	$I_m, \%$	5,4	8,4	7,3	2,4	5,9	18	11	1,8	3,9	5,8	4,2	1,2
	$P_{max}, \%$						127	116					
	$P_{cp}, \%$	0,9						0,32					
	$E_{cm}, \text{ в}$	0,76	0,44	-1,2	0,76	0,44	-1,2	0,76	0,44	-1,2	0,76	0,44	-1,2
	$E_{pm}, \text{ в}$	0	0	0	0	0	0	-0,6	-1,8	-3	+3	+1,8	+0,6
Групповая транспозиция	$E_{ym}, \text{ в}$	1,28	1,28	1,28	-1,28	-1,28	-1,28	1,28	1,28	1,28	-1,28	-1,28	-1,28
	$E_m, \text{ в}$	2,04	1,72	0,08	-0,52	-0,84	-2,48	1,44	-0,08	-2,92	2,48	0,96	-1,88
	$I_m, \%$	9,2	6,9	0,5	2,2	3	12	7,3	0,5	15,3	13,1	4,6	9,9
	$P_{max}, \%$						118			122			
	$P_{cp}, \%$	0,5						0,97					

Примечания:  $P_{max}, \%$  — суммарные потери в процентах от омических наиболее нагруженного хода.  $P_{cp}, \%$  — средние потери от циркулирующих токов

Интегрируя (17) по  $y$  по всей длине хода  $m$  и учитывая подобие треугольников  $abc$  и  $ABC$  (рис. 2), получим потокосцепление хода  $m$ :

$$\Psi_{cm} = \frac{\pi D}{hn} \int_{y'_m}^{y''_m} dy \int_0^y B_c(y) dy, \quad (18)$$

где  $y'_m$  и  $y''_m$  — значения  $y$  начала и конца хода  $m$  (рис. 5).

Поток рассеяния между ходами  $I$  и  $m$ :

$$\Phi_{Im} = \Psi_{cm} - \Psi_{Im}. \quad (19)$$

В соответствии с ранее полученными выводами величина э. д. с. от симметричной составляющей поля рассеяния не зависит от характера изменения индукции по высоте обмотки, а только от ее значения на торце у крайних ходов. Для упрощения решения примем, что эюра симметричного поля имеет вид, показанный на рис. 2, в штрихпунктиром, т. е. в верхней части обмотки  $B_c(y) = B_c$ , а в нижней  $B_c(y) = -B_c$ . Поскольку в качестве  $B_c$  принято среднее значение, можно полагать, что это значение  $B_c$  имеет место для всех образующих. Для принятых условий потокосцепления всех ходов в зоне от  $y = hn$  до  $y = H - hn$  одинаковы и для определения их разности достаточно интегрировать не по всей длине хода, а только в пределах первого и послед-

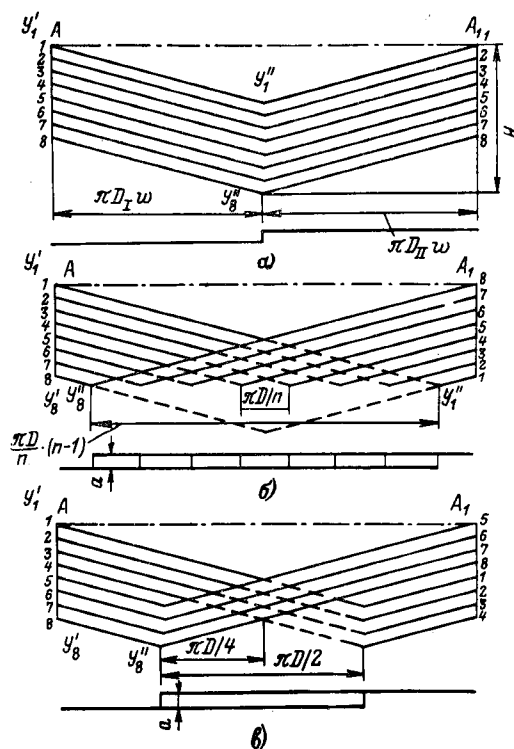


Рис. 5. Развертка двухслойной обмотки с числом ходов 8.  
а — без транспозиций; б — общая транспозиция; в — групповая транспозиция ( $n$  — четное); г — расстояние между серединами слоев.

Таблица 2

$$B_y = -0,08 \text{ тл}$$

Обмотка ВН выше на 20 мм

ция

$$B_{PI} = 1 \cdot 10^{-3} \text{ тл}, \quad B_{PII} = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ тл}$$

хода

1	2	3	4	5	6
-2,16	0,44	1,72	1,72	0,44	-2,16
-4	-2,5	-0,8	+0,8	+2,5	4
-6,16	-2,06	0,92	2,52	2,94	1,84
35	11,7	5,2	14,4	16,7	10,3
156					
3,5					
-1,08	0,22	0,86	0,86	0,22	-1,08
1,9	1,14	0,38	-0,38	-1,14	-1,9
2,12	1,27	0,43	-0,43	-1,27	-2,12
2,94	2,63	1,67	0,05	-2,19	-5,1
16,5	15	9,4	0,3	12,4	29
					145
2,5					
0,76	0,44	-1,2	0,76	0,44	-1,2
-0,5	1,14	2,78	-2,78	-1,14	+0,5
1,28	1,28	1,28	-1,28	-1,28	-1,28
1,54	2,86	2,86	-3,3	-1,98	-1,98
6,3	11,6	14,4	16,7	8	9
			126		
1,2					

в процентах от омических.

него витков. Учитывая, что в симметричном поле

$$\int_0^H B_c(y) dy = 0, \text{ получим:}$$

$$\int_0^y B_c(y) dy = - \int_y^H B_c(y) dy = \int_H^y B_c(y) dy, \quad (20)$$

т. е. в симметричном поле начало отсчета для потокосцеплений можно менять, принимая за него верхний или нижний торцы обмотки.

Исключая из (19) зону от  $y = hn$  до  $y = H - hn$ , получим:

$$\mathcal{E}_{cm} = -j\omega\Psi_{cm} = \frac{j\omega\pi DB_c}{hn} \left[ \int_{y'_m}^{hn} y dy + \int_{H-hn}^{y''_m} (H-y) dy \right]. \quad (21)$$

Для двухслойной обмотки

$$\mathcal{E}_{cm} = \mathcal{E}_{cmI} + \mathcal{E}_{cmII} = -j\omega\Psi_{cm}, \quad (22)$$

где  $I$  и  $II$  — индексы, относящиеся к первому и второму слоям.

Теперь остается для частных случаев подставить в (21) значения  $y'_m$  и  $y''_m$  с учетом их изменения по слоям при транспозициях. При решении (21) рекомендуется опустить члены, не зависящие от  $m$ , в частности, при подстановке конкретного значения  $y''_m$  исключается  $H$ . Результаты решения (21) и (22) приведены в табл. 1.

**Транспозиции.** Основным средством борьбы с циркулирующими токами являются транспозиции. Од-

нако, например, общая транспозиция ходов в середине высоты обмотки, ликвидируя циркулирующие токи от равномерного поля, приводит к резкому увеличению токов от симметричного поля (из-за изменения знака поля по высоте обмотки). Отметим, что при  $n=2$  будет  $E_c=0$ . Применением транспозиций между торцами и серединой обмотки можно уменьшить циркулирующие токи, однако транспозиции в пределах одного слоя практически невозможны по конструктивным соображениям.

В двухслойных многоходовых винтовых обмотках при переходе из слоя в слой можно легко выполнить любую транспозицию и уменьшить циркулирующие токи как от равномерного, так и от симметричного поля.

На участках транспозиций в контурах, сцепленных с продольной составляющей индукции поля рассеяния  $B_y$  (ширина контура см. рис. 5, б и в), возникает э. д. с.  $E_y$  от этого поля. Заметим, что в схемах с двойными концентрическими обмотками ВН в месте транспозиции переходит через нуль и  $E_y$  можно не учитывать.

Суммарная э. д. с. хода  $m$ :

$$E_m = E_{cm} + E_{pm} + E_{ym}. \quad (23)$$

Сводка выражений э. д. с. для различных исполнений обмоток дана в табл. 1. Полученные на основе формулы (21) результаты полностью совпадают с (13)—(15). Полученные зависимости можно распространить на случай любого числа слоев.

Для правильного определения суммарных потерь и потерь в наиболее нагруженной ветви (которые, как показано в [Л. 5], могут быть значительно больше средних) особое внимание следует обращать на направления (знаки) составляющих э. д. с. по отношению друг к другу и к току нагрузки. Для определения направлений э. д. с. и циркулирующих токов могут быть предложены следующие правила:

1) нумерация ходов для всех составляющих э. д. с. одинакова (например, сверху от начала внутреннего слоя виток № 1);

2) ток нагрузки принимается положительным;

3) симметричная составляющая индукции  $B_c$  в начале хода (у витка № 1) принимается положительной, если ее знак определяется собственными ампервитками рассматриваемой обмотки и отрицательной, если знак  $B_c$  определяется ампервитками обмоток, имеющими противоположный знак по сравнению с рассматриваемой;

4) индукция продольного поля  $B_y$  совпадает по знаку с индукцией поперечного поля в месте транспозиции, если в направлении от внутреннего к наружному диаметру  $B_y$  увеличивается по абсолютной величине. При уменьшении абсолютной величины  $B_y$  знаки  $B_y$  и  $B_c$  противоположны.

Проведем сравнение транспозиций для случая, когда разницей диаметров и индукций по слоям можно пренебречь и принять  $B_I = B_{II}$ ,  $D_I = D_{II}$  (табл. 1).

При групповой транспозиции максимальная э. д. с. от симметричного поля в 2—1,6 раза меньше, а от равномерного поля — в 3—2 раза меньше, чем при отсутствии транспозиции (соответственно при  $n = (4 \div \infty)$ ). При общей транспозиции, по сравнению со случаем отсутствия транспозиции, э. д. с. от сим-

метричного поля уменьшается в 2 раза. По отношению к равномерному полю транспозиция совершенна. По сравнению с групповой транспозицией э. д. с. от продольного поля в 1,5—2 раза больше (соответственно при  $n = 4 \div \infty$ ). Такая транспозиция предпочтительна при большой несимметрии поперечного поля и в схемах с двойной концентрической обмоткой ВН.

При отсутствии симметрии по слоям совершенство транспозиции нарушается и преимущество того или иного вида транспозиции может быть установлено лишь конкретными расчетами с учетом возможного смещения обмоток по высоте.

В табл. 2 представлены результаты расчета трансформатора мощностью 400 Мва, напряжением 500 кВ с шестиходовой винтовой обмоткой НН, расположенной у стержня. Как видно, с учетом возможных смещений обмоток наиболее предпочтительной в данном случае оказалась групповая транспозиция. Для сопоставления расчетных и измеренных величин приведем токи (в относительных единицах к номинальному) для наиболее характерных ходов, т. е. с максимальным ( $I_{\max}$ ) и минимальным ( $I_{\min}$ ) значениями суммарного тока:  $I_{\max} = 1,1$ ;  $I_{\min} = 0,935$  (расчет) и  $I_{\max} = 1,11$ ;  $I_{\min} = 0,95$  (опыт). Измерения производились клещами типа Ц—30, при этом высота обмотки НН на 10 мм превышала номинальную, что учитывалось в расчетах. Сравнение показывает вполне приемлемую точность для практических расчетов.

**Выводы.** 1. В многоходовых винтовых обмотках мощных трансформаторов могут иметь место значительные циркулирующие токи, обусловленные радиальной составляющей поля рассеяния, а в двухслойных обмотках с транспозициями — и осевой составляющей индукции в месте перехода из слоя в слой.

2. В схемах с двойной концентрической обмоткой ВН, а также при наличии большой несимметрии поперечного поля рассеяния целесообразно применение общей транспозиции между слоями обмотки НН. В общем случае преимущество того или иного вида транспозиции устанавливается конкретными расчетами с учетом возможного смещения обмоток по высоте.

3. При тепловом расчете необходимо учитывать, что потери в одной из параллельных ветвей могут значительно превышать средние.

4. Предложенный инженерный метод расчета циркулирующих токов, основанный на разделении реальных полей и системы э. д. с. на симметричные составляющие, обеспечивает достаточную точность при небольшой трудоемкости и позволяет выбирать наиболее предпочтительные схемы транспозиций.

5. Разложение поля и системы э. д. с. на симметричные составляющие позволило сделать расчет относительно наглядным и получить общие рекомендации. Такое разложение может быть полезно не только в рассматриваемом случае.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Мирзабекян Ж. М., Состояние разработки и внедрение транспонированных проводов в отечественном трансформаторостроении, ВНИИЭМ, 1966.

# Эксплуатационные измерения частичных разрядов в силовых трансформаторах

Канд. техн. наук П. М. СВИ

Москва

Несколько случаев повреждений, связанных с процессами частичных (ползущих) разрядов в главной изоляции силовых трансформаторов [Л. 1], а также необходимость обеспечения высоких показателей надежности трансформаторов<sup>1</sup> высших классов напряжения вызвали интерес к эксплуатационным методам контроля изоляции, обнаруживающим частичные разряды (ч. р.).

Известные методы профилактического контроля изоляции не выявляют развития дефектов, вызванных ч. р., поэтому возникла необходимость в разработке нового метода испытаний. Поскольку измерение ч. р. в принципе можно вести и при рабочем напряжении без вывода трансформатора из эксплуатации, этот метод контроля также дает возможность снижения трудоемкости профилактики, что само по себе достаточно важно.

Здесь приводятся результаты первого этапа исследований, проведенных для разработки методики и приборов эксплуатационного контроля изоляции трансформаторов по ч. р. Целью работ первого этапа было определение возможности и способов обнаружения ч. р. при эксплуатационных измерениях, а также оценка уровней помех и выявляемых разрядов. Исследовались способы контроля под рабочим напряжением, без вывода трансформатора из эксплуатации<sup>2</sup>.

Методика измерений ч. р. в лабораторных и заводских условиях уже в достаточной мере определена [Л. 2 и 7], однако непосредственное применение этой методики в условиях эксплуатации оказалось невозможным.

Основная проблема при измерении ч. р. в условиях эксплуатации — устранение помех. В действующих высоковольтных установках всегда имеется два вида основных источников помех: коронные разряды на ошиновке и вводах и высокочастотные устройства (связь, релейная защита, мощные местные радиостанции). Иногда встречаются и другие источники импульсных помех (разряды с незазем-

ленных конструктивных элементов, помехи от системы возбуждения генераторов и т. п.).

Подавление помех от высокочастотных устройств возможно методами частотной селекции (соответствующим выбором средней частоты  $f_0$  настройки усилителя и полосы  $\Delta f$  частот пропускания). Однако выбор этих параметров ограничивается требованием обеспечения малого затухания импульса ч. р. при распространении его внутри трансформатора от места дефекта до места установки датчика.

При измерениях так называемым узкополосным методом ( $\Delta f \ll f_0$ ) легко обеспечивается отстройка от высокочастотных устройств; определяющим в этом случае является требование обеспечения малого затухания импульсов ч. р.

Измерения<sup>3</sup> на ряде мощных силовых трансформаторов 330—550 кВ, а также данные [Л. 3] показали возможность выбора такой частоты  $f_0$ , при которой величина затухания импульса ч. р. остается в приемлемых пределах. Однако ввиду практической сложности такого выбора для массовых эксплуатационных измерений узкополосным методом было установлено несколько фиксированных частот (областей) настройки прибора. Хотя такое упрощение и снижает точность определения величины кажущегося заряда ч. р., все же при использовании датчика, установленного в нейтрали трансформатора, выявляемость дефекта, как будет показано ниже, не ухудшается.

Использование узкополосного метода для массовых эксплуатационных измерений целесообразно также из-за возможности применения простых измерительных приборов — дефектоскопов [Л. 4]. При этом упрощается организация контроля, ибо отсутствует необходимость в оборудовании объекта стационарными датчиками, а сам процесс измерения с помощью индуктивного датчика-щупа, поднесимого к шине заземления нейтрали, занимает несколько минут.

В таком виде узкополосный метод позволяет фиксировать лишь сам факт появления разрядов, превышающих уровень помех, и его следует рассматривать как экспресс-метод качественного кон-

<sup>1</sup> В тексте упоминаются лишь трансформаторы, однако изложенное в равной мере относится и к автотрансформаторам.

<sup>2</sup> Работа проводилась ОРГРЭС совместно со службами изоляции Латглавэнерго, Донбассэнерго, Киевэнерго и ряда других систем.

<sup>3</sup> В работе, кроме автора, принимали участие также инженеры ОРГРЭС О. В. Баромыкин, П. П. Макеенко, А. В. Прохоров.

2. Шифрин Л. Н. и Калинин А. П., Технический уровень основных материалов и комплектующих изделий, применяемых в трансформаторостроении, ВНИИЭМ, 1966.

3. Лейтес Л. В., Добавочные потери, «Энергетика за рубежом, трансформаторы», Госэнергоиздат, вып. 5, 1960.

4. Гельперин В. Б., Добавочные потери в обмотках трансформаторов от несовершенства транспозиций, «Вестник электропромышленности», 1954, № 5.

5. Лейтес Л. В., Токи в параллельных ветвях обмоток трансформаторов и реакторов, «Электричество», 1966, № 2.

6. Петров Г. Н., Трансформаторы, Госэнергоиздат, 1934.

7. Лейтес Л. В., Эквивалентные схемы многообмоточных трансформаторов и их применение, изд-во «Информстандартэлектро», 1968.

8. Бабис Р. С. и Лейтес Л. В., Расчет сопротивления короткого замыкания пары ходов многоходовой винтовой обмотки трансформатора, сб. «Электротехническая промышленность», Аппараты высокого напряжения, трансформаторы, силовые конденсаторы, вып. 10, 1971.



троля. Для количественных измерений необходим выбор соответствующей частоты настройки прибора или применение широкополосного метода.

При измерениях широкополосным методом основной проблемой является подавление помех от высокочастотных устройств, использующих для передачи информации провода линии передачи. Измерения показали возможность такого выбора полосы пропускания широкополосного измерительного прибора, которая удовлетворяла бы требованиям малого затухания импульса ч. р. и низкого уровня помех от высокочастотных устройств. Широкополосный способ измерений наиболее приемлем для специальных испытаний, где требуется повышенная точность, а также для стационарных приборов—сигнализаторов. При этом датчик, как правило, должен устанавливаться на выводах ВН (в цепи заземления ПИН и т. п.).

При помехах от короны правильным выбором места установки датчиков и параметров усилителя можно лишь только несколько улучшить отношение сигнала к помехе (под сигналом подразумевается импульс, вызванный ч. р.); полностью устранить помехи от короны нельзя.

Прибор для эксплуатационных измерений ч. р. должен обеспечить возможность выделения (селекции) импульсов ч. р. из всей совокупности измеряемых импульсов.

Наиболее простым способом является селекция по уровню, т. е. установление браковочного норматива, заведомо превышающего возможный уровень помех. Для определения одной из наиболее важных характеристик процесса ч. р. — кажущегося заряда — необходимо измерение пикового (квазипикового) значения импульсов. При этом селекцией по уровню является селекция по амплитуде, а наименьший выявляемый кажущийся заряд ч. р.

$$q_0 = k_{с.п} k_{п} \frac{\gamma_{п}}{\gamma_{с}} q_{п}, \quad (1)$$

где  $q_0$  — кажущийся заряд ч. р. (в месте дефекта);  $q_{п}$  — расчетный уровень помех (кажущийся заряд эквивалентного импульса);  $k_{п}$  — коэффициент, учитывающий наибольшее возможное изменение уровня помех;  $k_{с.п}$  — отношение сигнала к помехе, обеспечивающее необходимую селективность;  $\gamma_{с}$  — коэффициент передачи импульсов ч. р. от места дефекта к месту установки датчика;  $\gamma_{п}$  — коэффициент передачи импульсов помех от ввода к месту установки датчика.

При установке датчика на выводе ВН  $\gamma_{с} \leq \gamma_{п}$ , а при установке датчика на шине заземления нейтрали  $\gamma_{с} \geq \gamma_{п}$ . С учетом (1) из этого следует, что датчик, установленный на нейтрали, обеспечивает более высокую помехоустойчивость, чем датчик, установленный на вводе.

Сказанное справедливо лишь в случае, когда определяющими являются помехи от короны на выводах ВН и ошиновке, распространяющиеся вдоль обмотки (как и импульсы ч. р.). Практически это означает, что при установке датчика на нейтрали необходима проверка того, что затухание импульса, приложенного к вводу, при выбранных параметрах усилителя имеет приемлемую величину. Такая проверка производится при градуировке всей измерительной схемы. В ряде случаев также необходимо

принять меры по снижению уровня импульсных помех от других элементов схемы (например, от ионного возбуждения блочного генератора или от разрядов в элементах токопровода стороны НН и т. п.).

Для оценки величины  $q_0$ , выявляемой при рассматриваемом методе селекции, необходимо установить значения  $q_{п}$  и  $k_{п}$ .

Высокочастотные помехи от короны на ВЛ исследованы достаточно полно [Л. 5 и 6]. Уровень помех зависит как от напряженности электрического поля на поверхности проводов, так и от погодных условий. Длительная регистрация уровня помех выявила, что возможные в течение года его изменения достигают  $\pm 18$  дБ (т. е. почти в 8 раз превышают среднее значение). Необходимые данные о помехах в распределительных устройствах отсутствуют, и поэтому была проведена оценка их уровня на подстанциях 330 кВ.

Измерялось наибольшее значение кажущегося заряда импульсов помех, приведенное к вводу ВН трансформатора. Измерения уровня помех проводились в летние месяцы, в сухую погоду. На основании примерно 30 измерений, проведенных в распредустройстве 330 кВ одной мощной ГЭС, средний расчетный кажущийся заряд помех может быть оценен величиной  $q_{п} = 1 \cdot 10^{-8}$  к; при этом отмечены изменения уровня помех почти на порядок (коэффициент  $k_{п} \approx 10$ ). Контрольные измерения на одной понижающей подстанции дали аналогичные результаты. Полученные величины были приняты для дальнейших оценок, поскольку достаточно точно совпали с результатами измерения помех на линиях.

Во избежание ложной браковки при контроле по наибольшему уровню сигнала необходимо иметь достаточную величину отношения сигнала к помехе. Приняв  $k_{с.п} = 10$ , из (1) получим, что рассматриваемым методом селекции могут быть обнаружены ч. р. с кажущимся зарядом  $q_0 \geq 10^{-6}$  к (принято  $\gamma_{с} \approx \gamma_{п}$ ).

Как известно, ч. р. с уровнем  $q_0 > 10^{-7} \div 10^{-6}$  к являются критическими и быстро разрушают твердую изоляцию. Следовательно метод селекции по уровню не может всегда обеспечить своевременного обнаружения опасных ч. р. Необходимо применить методы селекции сигнала, требующие меньших величин отношения сигнала к помехе или в меньшей степени зависящие от уровня помех.

Информацию о различиях последовательности импульсов сигнала (ч. р.) и помех (корона) может дать анализ распределения амплитуд (зарядов) импульсов, средняя частота их следования, а также распределение импульсов во времени.

Одним из наиболее простых способов селекции является измерение отношения сигнала к помехе ( $k_{с.п}$ ). В основу его положен принцип контроля за изменением наибольшего уровня импульсов во времени.

За короткое время измерения (минуты) уровень помех от короны (квазипиковое значение) не меняется по величине более чем на 30—40% (при хорошей погоде). Изменение показаний прибора, превышающее это значение, свидетельствует о наличии серий импульсов нестабильных ч. р.

Этот способ просто реализуется в переносных приборах. В стационарно устанавливаемых прибо-

рах, а также при специальных измерениях более целесообразно временное разделение сигналов, относящихся к разным фазам контролируемого объекта, и последующее их сравнение. Таким устройством можно обнаружить не только кратковременные серии импульсов ч. р., но и разряды, стабильно протекающие в одной из фаз объекта.

Проводя измерения при временной селекции лишь в те отрезки времени, когда наиболее вероятны ч. р. и низки помехи, можно существенно понизить уровень помех на выходе прибора.

Способы селекции по средней частоте следования импульсов и по распределению их амплитуд основаны на обнаружении отклонения этих характеристик измеряемой последовательности импульсов от статистически установленных аналогичных характеристик последовательности импульсов помех от короны. Наиболее простой приборной реализацией в этом случае является измерение средней частоты следования импульсов с амплитудами, превышающими 60% от максимальной ( $F_{06}$ ). При равенстве уровней разрядов на всех трех фазах объекта (помехи от короны) частота следования измеряемых импульсов будет кратна 150 импульс/сек. При наличии в одной из фаз ч. р. с уровнем, превышающим уровень помех, измеряемая частота следования импульсов существенно изменится (обычно в сторону снижения до 25—100 импульс/сек).

Рассмотренные способы селекции (кроме амплитудного) основаны на относительных измерениях, и поэтому не требуют отстройки от наибольшего уровня помех. Наличие ч. р. в этом случае может быть обнаружено при сравнительно небольшом превышении уровня разрядов над уровнем помех ( $k_{с.п} > 1,5—2$ ). Поскольку уровень помех от короны во времени существенно меняется, то, выбрав соответствующие условия для проведения измерений, мож-

но существенно повысить чувствительность метода. Из (1) следует, что при расчетном уровне помех наименьший обнаруживаемый уровень ч. р.  $q_0 = 2 \cdot 10^{-8}$  к (принято  $k_{п} = 1$ ;  $k_{с.п} = 2$  и  $\gamma_c = \gamma_{п}$ ).

При измерениях в эксплуатационных условиях с применением специальных приборов и соответствующей методики контроля можно рассчитывать на обнаружение критических (разрушающих) ч. р. в изоляции трансформатора. А поскольку разряды такой интенсивности безусловно опасны для изоляции, критерием браковки следует избрать не какой-либо конкретный уровень ч. р., а сам факт их обнаружения при наличии помех от короны. Это и определило возможность применения упрощенного узкополосного метода измерений.

Для накопления достаточного количества эксплуатационных данных ряд энергосистем страны организовал массовый контроль установленных мощных силовых трансформаторов с регулярным измерением уровня ч. р. Измерения велись по описанной методике с помощью специальных дефектоскопов, разработанных ОРГРЭС или изготовленных на базе измерителя радиопомех типа ИП-12-2М.

Контролировались в основном те типы трансформаторов (первых выпусков), в изоляции которых уже наблюдались повреждения, связанные с частичными (ползущими) разрядами. Кроме того, ОРГРЭС обследовал ряд мощных трансформаторов после выделения газа из них; при этом измерение ч. р. проводилось по расширенной программе.

Результаты измерений, при которых были обнаружены ч. р. в трансформаторах, приведены в таблице.

В двух случаях ч. р. не были связаны с дефектами главной изоляции трансформаторов; это были разряды вдоль цилиндра в баке кабельного вывода (трансформатор № 1) и разряды в поломанной изо-

Прибор и место установки датчика	Частота $f_0$ , МГц	Средний уровень помех $q_{п}$ , к	Браковочные критерии		Время между обнаружением ч. р. и выводом в ремонт	Данные контроля другими методами
			$k_{с.п}$	$F_{06}$		
Д-9, нейтраль	2,0 6,5	—	4,5—45 1,4—1,9	50	3 месяца	В норме
Д-9, нейтраль	2,0 6,0	—	5,9 3,3	25—100	19 месяцев	В норме
Д-10, нейтраль ПИН-330	1,9 5,0	$5 \cdot 10^{-9}$	1,3—1,7 2,3	25	24 ч*	Повышен $\lg \delta$ зоны повреждения
Д-9, нейтраль	1,9 6,5	—	1,6 1,2	25	1 месяц	В норме
Д-12, ПИН-330, ПИН-220	0,5—2,0	$3 \cdot 10^{-9}$	5,5—10 $10^3$	—	100 мин* 4 мин	В норме
Д-9, нейтраль	1,9 6,5	—	до 100 до 70	—	2 месяца	Поломка вала переключателя
ИП-12-2М (переделан) нейтраль	1,2 11,5	—	1,25 3,0	—	5 дней**	Повышен $\lg \delta$ зоны повреждения

Примечания. \* Контроль трансформатора после газовыделения.

\*\* Измерено после обнаружения повышенных значений  $\lg \delta$ . В тех случаях, где не указан уровень помех, проводились лишь относительные измерения (без градуировки схемы).

ляционной тяге (трансформатор № 6). В остальных трансформаторах при вскрытии были найдены следы частичных (ползущих) разрядов на твердой изоляции.

Следует отметить, что только в двух (из пяти) случаях дефект был обнаружен также и при измерении диэлектрических потерь. Это еще раз подтверждает вывод о недостаточной эффективности набора применяемых методов контроля изоляции трансформаторов [Л. 1].

Как следует из таблицы, даже при упрощенной методике контроля без выбора оптимальной частоты настройки прибора, в изоляции четырех трансформаторов были обнаружены ч. р. еще до того, как развитие дефекта привело к необходимости ремонта. Таким образом, подтверждено, что обнаружение ч. р. может являться прогнозирующим фактором, позволяющим своевременно обнаружить развитие дефектов изоляции и тем самым ограничить объем повреждений и исключить аварийный выход оборудования из работы.

Вопрос о связи уровня ч. р. со скоростью развития дефекта изоляции трансформатора и опасностью этого дефекта исследован еще недостаточно. Однако тот факт, что продолжительность наблюдения ч. р. составляла сравнительно небольшой срок (месяцы), а при вскрытии обследованных трансформаторов были обнаружены серьезные повреждения, указывает на необходимость частых измерений. Даже при упрощенной методике это усложняет профилактику трансформаторов и увеличивает трудозатраты на ее проведение.

Поскольку контроль методом частичных разрядов необходим лишь для сравнительно небольшого количества трансформаторов высших классов напряжения со сниженным уровнем изоляции, а также для новых типов, эксплуатационная надежность которых еще не определена, представляется целесообразным оснащение этих трансформаторов устройствами для непрерывного контроля — сигнализаторами частичных разрядов. Кроме того, измерение ч. р., по-видимому, должно явиться одним из обязательных испытаний трансформаторов при выяснении причин газовой выделенности.

По мере накопления опыта и проведения необходимых испытаний методика эксплуатационного контроля изоляции трансформаторов по ч. р. будет видоизменяться и дополняться. Однако уже сейчас ясно, что контроль изоляции этим способом при условии правильного его применения позволяет повысить эффективность профилактики мощных силовых трансформаторов высших классов напряжения. Кроме того, и это представляется особо важным, данные, полученные при анализе случаев разрушения изоляции, своевременно выявленных эксплуатационными измерениями ч. р., позволяют улучшить конструкцию трансформаторов и повысить их надежность.

**Выводы.** 1. Для повышения эффективности профилактики мощных силовых трансформаторов высших классов напряжения целесообразно проводить контроль их изоляции методом частичных разрядов.

2. При соответствующем выборе описанных методов селекции в эксплуатационных условиях можно обнаружить ч. р. критической интенсивности.

3. Эксплуатационные измерения позволили выявить ч. р. в изоляции ряда мощных трансформаторов до обнаружения дефектов другими методами.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Воскресенский В. Ф., Некоторые итоги опыта профилактических испытаний электрооборудования, «Электрические станции», 1967, № 6.
2. Рекомендации по измерениям частичных разрядов в силовых трансформаторах, «Электротехника», 1967, № 9.
3. Вдовико В. П., Электрорезонансный метод обнаружения частичных разрядов в изоляции силовых высоковольтных трансформаторов, сб. «Ионизационное старение, коронистость и методы испытаний высоковольтной изоляции», ЦИНТИ, 1963.
4. Сви П. М., Контроль высоковольтной изоляции методом частичных разрядов, Госэнергоиздат (БТИ ОРГРЭС), 1962.
5. Кафиева К. Я., Помехи от короны на проводах линий электропередачи, Госэнергоиздат, 1963.
6. Mather R. J., Bailey B. M., Radio interference from high — voltage lines, Part II, «IEEE Trans. on Power Appar. and Syst.», 1963, № 68.
7. Гуринов В. В. и др., Частичные разряды в изоляции высоковольтных трансформаторов, «Электричество», 1971, № 3.

[13.10.1971]



## Расчет переходных процессов в электрических цепях при импульсном воздействии методом средних параметров

А. А. БЕДЕРСОН и О. Н. МЕЛЬНИКОВ

Свердловск

Имеется большой класс схем, в которых выходной величиной являются выпрямленные или сглаженные сигналы, а входными величинами — импульсные сигналы, причем пульсации на выходе практически отсутствуют. Кроме того, для ряда схем, пропускающих переменную составляющую, представляет интерес переходный процесс по среднему значению сигнала. Подобного рода задачи встречаются при рассмотрении схем демодуляторов,

логарифмических и линейных частотомеров, измерителей относительной разности частот и т. д.

Однако на сегодня не существует общего метода нахождения переходного процесса (по среднему значению) в таких схемах. Известные методы строгого решения переходного процесса (метод прилавокки, метод разностных уравнений, метод наложения и др.) требуют решения задачи для каждого отдельного импульса и последующего суммирова-



ния реакций. Решение в общем виде удается получить только тогда, когда можно найти аналитическое выражение в виде суммирующегося ряда [Л. 1 и 2]. Кроме того, эти вычисления, в особенности, в тех случаях, когда не удается получить решение в общем виде, оказываются очень громоздкими.

Для частного случая переходного процесса в  $RC$ -двухполюсниках, включенных через вентиль к источнику переменного напряжения, в [Л. 3 и 4] рассмотрены приближенные методы, позволяющие получить дифференциальные уравнения, описывающие переходный процесс по средним значениям.

В статье рассматривается более общий метод составления дифференциальных уравнений переходного процесса в электрических цепях по среднему значению сигнала в тех случаях, когда длительность переходного процесса больше нескольких периодов следования импульсов.

Метод основан на записи среднего за период значения выбранного параметра (напряжения, тока, заряда и т. д.) и его приращения в этом периоде, что принципиально определяет дискретный ряд точек, через которые проходит огибающая по средним значениям. Записав дифференциальные соотношения между средним значением и его приращением, т. е. рассматривая точку произвольного периода принадлежащей непрерывной функции, а не дискретному ряду, получаем дифференциальное уравнение переходного процесса по средним значениям. При этом естественно теряется информация о деталях процесса, но, во-первых, эта информация часто не нужна, а во-вторых, основные параметры импульсной части процесса, такие как амплитуда переменной составляющей, могут быть получены отдельно и достаточно просто. Исключение деталей процесса существенно упрощает вычисления, которые ограничиваются по существу рассмотрением одного периода, и позволяет получить решение в общем виде.

Решением переходного процесса по среднему значению выбранного параметра  $h$  является функция:

$$h_{cp}(t) = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} h(t) dt. \quad (1)$$

Однако при импульсном напряжении вид функции  $h(t)$  не определен в интервале от 0 до  $T$ .

По процессу, происходящему внутри одного произвольного периода  $T_i$ , можно определить среднее значение параметра и его приращение за период:

$$h_{cpi} = \frac{1}{T} \int_0^T h(t, h_{0i}) dt = \varphi(h_{0i}, T); \quad (2)$$

$$\Delta h_{cpi} = \frac{\partial h_{cpi}}{\partial h_{0i}} \Delta h_{0i} = g(h_{0i}, T), \quad (3)$$

где  $h_{0i}$  — значение параметра в начале  $i$ -го периода;  $\Delta h_{0i} = h_{0(i+1)} - h_{0i}$  — приращение начального значения параметра  $h$  за период.

Из (2) и (3), исключая начальное значение  $h_{0i}$ , получаем:

$$\Delta h_{cp} = f(h_{cp}). \quad (4)$$

Для большинства цепей, в которых параметр  $h$  мало меняется внутри периода (постоянная времени цепи больше нескольких периодов следования импульсов), можно записать выражение для среднего значения параметра  $h$ , составив дифференциальные уравнения для мгновенных значений  $h$  внутри периода. Заменяя в этих уравнениях мгновенные значения на средние, а производные выразив через приращения мгновенных значений, получаем:

$$h_{cpi} = \Psi_h(\Delta h_{ih}, T). \quad (5)$$

Приращение среднего значения параметра определяется через приращения мгновенных значений внутри периода:

$$\Delta h_{cpi} = \sum_k \Delta h_{ik}. \quad (6)$$

Из (5) и (6), исключая  $\Delta h_{ih}$ , получаем выражение (4).

Рассматривая приращение  $\Delta h_{cp}$  для переходного процесса как дифференциал, т. е.

$$\Delta h_{cp}(t) = T \frac{dh_{cp}(t)}{dt}, \quad (7)$$

получаем дифференциальное уравнение переходного процесса для параметра  $h$ :

$$F(h_{cp}, h'_{cp}) = 0. \quad (8)$$

В (7) и (8)  $\Delta h_{cp}(t)$  и  $h_{cp}(t)$  рассматриваются как непрерывные функции времени.

Если выбранный средний параметр  $h$  связан дифференциальным уравнением:

$$h_{cp} = \Phi(q, q', \dots, q^{(n)}) \quad (9)$$

с параметром  $q$ , являющимся требуемым неизвестным переходного процесса, то, используя (8) и (9), получаем окончательно дифференциальное уравнение переходного процесса для средних значений параметра  $q$ :

$$\Omega(q_{cp}, q'_{cp}, \dots, q^{(n)}_{cp}) = 0. \quad (10)$$

Решение полученного уравнения дает переходный процесс по средним значениям, в котором уже отсутствуют детали процесса, происходящие внутри периода.

Для пояснения существа метода рассмотрим его применение на простейших примерах.

**Пример 1.** Определим переходный процесс в  $RLC$ -цепи, приведенной на рис. 1, а и содержащей ключ, работающий с частотой  $f=1/T$  и со скважностью  $1/\alpha$ . На рис. 1, б приведена диаграмма замыкания ключа  $B$  (кривая 1) и ток в цепи (кривая 2).

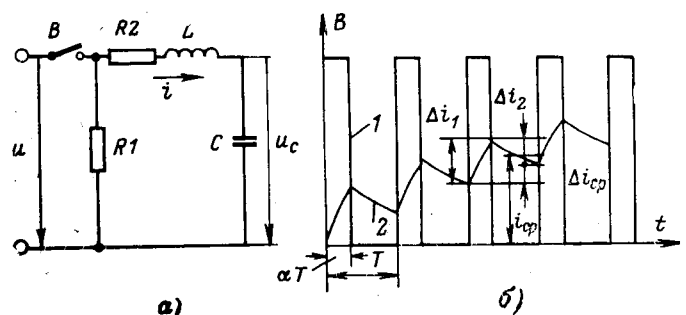


Рис. 1.



Примем следующие допущения:

$$\tau_L = \frac{L}{R_1 + R_2} > T \text{ и } \tau_C = R_2 C > \tau_L.$$

Выберем в качестве среднего параметра ток, протекающий в цепи, и запишем дифференциальные уравнения цепи внутри одного периода. Положительные направления токов и напряжений в цепи показаны на рис. 1.

Поскольку  $\tau_C > \tau_L > T$  можно считать, что к  $RL$ -цепи внутри одного периода приложено постоянное напряжение  $u - u_C$  на время  $\alpha T$  и  $-u_C$  на время  $(1-\alpha)T$ .

Тогда имеем: при замыкании ключа

$$u - u_C = L \frac{di_1}{dt} + i_1 R_2; \quad (11)$$

при размыкании ключа

$$-u_C = L \frac{di_2}{dt} + i_2 (R_1 + R_2). \quad (12)$$

Учитывая, что ток и напряжение внутри периода меняются мало ( $\tau_L$  и  $\tau_C > T$ ), запишем уравнения (11) и (12) для средних значений:

$$\left. \begin{aligned} L \frac{di_1}{dt} &= u - u_{Ccp} - i_{cp} R_2; \\ L \frac{di_2}{dt} &= -u_{Ccp} - i_{cp} (R_1 + R_2). \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Следует обратить внимание, что в выражениях (13) стоят производные мгновенных значений тока, а не средних.

Заменим производные  $\frac{di}{dt}$  через приращения тока внутри периода:

$$\frac{di_1}{dt} = \frac{\Delta i_1}{\alpha T}; \quad \frac{di_2}{dt} = \frac{\Delta i_2}{(1-\alpha)T}. \quad (14)$$

Приращение среднего тока определим как сумму приращений мгновенных значений за период:

$$\Delta i_{cp} = \Delta i_1 + \Delta i_2. \quad (15)$$

Используя (13) — (15), получаем:

$$\Delta i_{cp} = \frac{\alpha T}{L} u - \frac{T}{L} u_{Ccp} - \frac{T [R_2 + (1-\alpha) R_1]}{L} i_{cp}. \quad (16)$$

Записывая

$$\Delta i_{cp} = T \frac{di_{cp}}{dt}, \quad u_{Ccp} = \frac{1}{C} \int i_{cp} dt, \quad (17)$$

получаем дифференциальное уравнение переходного процесса:

$$\frac{d^2 i_{cp}}{dt^2} + \frac{R_2 + (1-\alpha) R_1}{L} \frac{di_{cp}}{dt} + \frac{1}{LC} i_{cp} = \frac{\alpha}{L} \frac{du}{dt}. \quad (18)$$

При включении напряжения  $u$  на вход цепи решение уравнения (18) получим в виде:

$$i_{cp} = C \alpha u \frac{p_1 p_2}{p_1 - p_2} (e^{p_1 t} - e^{p_2 t}), \quad (19)$$

где  $p_1$  и  $p_2$  — корни характеристического уравнения.

При рассмотрении данного примера предполагалось, что цепь апериодическая, т. е.  $R_2 + (1-\alpha) R_1 > 2 \sqrt{L/C}$ .

**Пример 2.** Рассмотрим переходный процесс в цепи частотомера, приведенный на рис. 2, а, при произ-

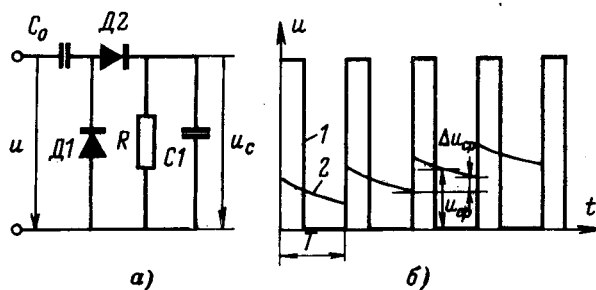


Рис. 2.

вольных начальных условиях, учитывая, что выходное напряжение мало меняется внутри одного периода ( $RC_1 \gg T$ ). На рис. 2, б приведены кривые входного (1) и выходного (2) напряжений. Выберем в качестве среднего параметра заряд  $q_{cp}$ , который получает конденсатор  $C_1$  за период  $T$ :

$$q_{cp} = q_3 - q_p = (u - u_C) C_0 - \frac{u_C}{R} T, \quad (20)$$

где  $q_3$  — заряд, получаемый конденсатором  $C_1$  за период  $T$ ;  $q_p$  — заряд, отдаваемый конденсатором  $C_1$  за период  $T$ ;  $u_C$  — среднее значение напряжения на конденсаторе  $C_1$ .

Средний заряд  $q_{cp}$  вызывает приращение напряжения на конденсаторе:

$$\Delta u_C = \frac{q_{cp}}{C_1}. \quad (21)$$

Согласно (7) имеем:

$$q_{cp} = C_1 \Delta u_C = C_1 \frac{du_C}{dt} T. \quad (22)$$

Подставляя (20) в (22), получаем дифференциальное уравнение переходного процесса:

$$\frac{du_C}{dt} + \frac{1 + RC_0 f}{RC_1} u_C = \frac{RC_0 f}{RC_1} u. \quad (23)$$

При включении импульсного напряжения постоянной частоты на вход частотомера решение уравнения (23) получим в виде:

$$u_C = u \frac{RC_0 f}{1 + RC_0 f} \left( 1 - e^{-\frac{1 + RC_0 f}{RC_1} t} \right). \quad (24)$$

При скачкообразном изменении частоты на величину  $\Delta f$  получаем решение в отклонениях:

$$\Delta u_C = (u - u_C) \frac{RC_0 \Delta f}{1 + RC_0 (f + \Delta f)} \left[ 1 - e^{-\frac{1 + RC_0 (f + \Delta f)}{RC_1} t} \right]. \quad (25)$$

Как следует из (24) и (25), эквивалентная постоянная времени частотомера зависит от частоты  $f$ .

Для сопоставления результатов расчетов предлагаемым методом и методом припасовки был проведен расчет  $RLC$ -цепи, приведенной на рис. 1, с параметрами:  $u = 1$  в;  $\alpha = 0,1$ ;  $R_1 = R_2 = 1$  ом;  $L = 1$  гн;  $C = 5$  ф.

На рис. 3 приведены графики средних значений тока при переходном процессе, рассчитанные методом припасовки (кривая 1 при  $T = 0,5$  сек и кривая

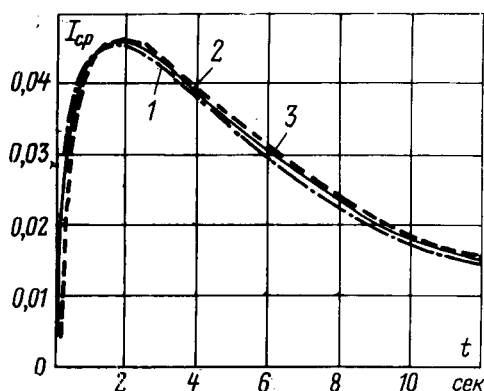


Рис. 3.

2 при  $T=0,1$  сек) и методом средних параметров (кривая 3).

Расхождение кривых 1 и 3 не превышает 6 %, хотя отношение эквивалентной постоянной времени ( $\tau_L = \frac{L}{R_2 + (1-\alpha)R_1}$ ) к периоду  $T$  приблизительно равно единице.

При  $\tau_L/T=5$  кривые 2 и 3 практически совпадают.

В тех случаях, когда даже такая погрешность оказывается чрезмерной, необходимо определять среднее значение параметра более точно, используя выражение (1) и (3), или же применять следующее приближение, учитывающее форму кривой внутри периода.

Предложенный приближенный метод расчета переходных процессов при импульсном воздействии позволяет получить решение по средним значениям в общем виде и значительно упрощает вычисления.

В качестве среднего параметра при расчетах желательно выбирать параметр, мгновенные значения которого внутри периода мало отличаются от средних, т. е. имеющий минимальный коэффициент пульсаций, например ток в цепях с индуктивностями, напряжение или заряд в цепях с емкостями.

Точность метода будет тем выше, чем больше длительность переходного процесса по сравнению с периодом следования импульсов. Расхождение по времени кривых переходного процесса по методу средних параметров и методу припасовки принципиально не может превышать одного периода частоты следования импульсов. Как показали приведенные расчеты, расхождение кривых не превышает 5 %, когда эквивалентная постоянная времени равна двум-трем периодам и становится пренебрежимо малым при постоянной времени больше пяти периодов.

**Выводы.** 1. Предлагаемый метод применим для любой формы импульсов, в том числе и тех, амплитуда которых изменяется в функции времени как для постоянной, так и для переменной частоты следования импульсов.

2. Метод может быть использован как для линейных, так и для некоторых видов нелинейных цепей, например, цепей с вентилями и переключателями, для которых пассивные элементы схемы (сопротивления, индуктивности и емкости) могут принимать различные, но постоянные значения в течение периода входной частоты. При этом среднее за период значение выбранного параметра должно определяться после нелинейного элемента и рассматриваться прилагаемым к линейной части схемы.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Гарднер и Бэрнс, Переходные процессы в линейных цепях с сосредоточенными параметрами, Гостехиздат, 1949.
2. O'Grady W. P., A Linear Frequency to Voltage Converter, Electronic Engineering, November, 1964, 36, № 441.
3. Адамович Ю. Р., Расчет переходного процесса при включении RC-двухполюсника через вентиль к источнику импульсного напряжения, «Электричество», 1969, № 5.
4. Смирнов С. М., Заряд конденсатора через вентиль от сети переменного тока, «Электричество», 1961, № 10.

[9.9.1971]



УДК 621.359

## Коагуляция и рассеяние биполярно заряженного аэрозоля

В. Н. ВОЛКОВ и И. А. КРЫЛОВ

Ивановский энергетический институт имени В. И. Ленина

Изучение процесса коагуляции биполярно заряженных аэрозолей представляет интерес с точки зрения создания и совершенствования ряда технологических процессов (электросмешивание сыпучих материалов, укрупнение и осаждение аэрозолей и т. д.) [Л. 1 и 2]. Очевидно, что с технологической точки зрения наиболее желательным является случай симметричной зарядки смешиваемых аэрозолей. Однако на практике этого далеко не всегда можно добиться. В этом случае аэрозоль, полученный в результате смешивания несимметрично заряженных

исходных аэрозолей будет иметь заряд, который, создав в окружающем пространстве электрическое поле, вызовет нежелательное рассеяние частиц аэрозоля. В настоящей статье приведено аналитическое исследование такой ситуации.

В качестве объекта исследования рассматривается сферическое облако объемом  $V$ , состоящее из равномерно перемешанных положительных и отрицательных шарообразных частиц с одинаковым радиусом  $r$  и с одинаковым по абсолютной величине зарядом  $q$ . Положим, что концентрация положи-

тельных частиц в облаке  $n_+$  превышает концентрацию отрицательных частиц  $n_-$  и, следовательно, в начальный момент времени облако имеет положительный заряд

$$Q_0 = q(n_{+0} - n_{-0}) V_0. \quad (1)$$

Под действием поля этого заряда положительные частицы будут рассеиваться, а отрицательные, наоборот, стягиваться к центру облака. Вследствие этого избыточный положительный заряд в центральной биполярно заряженной части облака (в ядре облака) будет убывать, пока она не станет нейтральной и стабильной. Одновременно с этим в ядре будет идти процесс коагуляции частиц.

Рассмотрим частицы достаточно большого размера (а, следовательно, и большого заряда), так что их тепловая (броуновская) коагуляция будет крайне неэффективной, а в поле тяжести частицы будут седиментировать с одинаковой скоростью. Поэтому можно, не совершая грубой ошибки, допустить, что коагулировать будут только разноименно заряженные частицы вследствие кулоновского взаимодействия.

Для того чтобы исключить из рассмотрения седиментацию, весь процесс будем рассматривать в движущейся с облаком сферической системе координат, начало которой поместим в центр облака. Тогда поведение облака будет описываться следующей системой уравнений:

$$\operatorname{div} \vec{E} = \frac{q}{\epsilon_0} (n_+ - n_-), \quad (2)$$

$$\frac{\partial n_+}{\partial t} + \operatorname{div} (n_+ \vec{v}_+) + \frac{1}{2} K n_+ n_- = 0, \quad (3)$$

$$\frac{\partial n_-}{\partial t} + \operatorname{div} (n_- \vec{v}_-) + \frac{1}{2} K n_+ n_- = 0, \quad (4)$$

где  $\vec{E}$  — напряженность электрического поля;  $\epsilon_0$  — электрическая постоянная;  $\vec{v} = Bq\vec{E}$  — скорость движения частиц;  $B$  — подвижность частиц,  $K$  — константа коагуляции.

Прежде чем решать систему уравнений (2) — (4), преобразуем ее к несколько иному виду. Для этого вычитая и складывая (3) и (4), получим систему уравнений:

$$\frac{\partial (n_+ - n_-)}{\partial t} + \operatorname{div} (n_+ \vec{v}_+ - n_- \vec{v}_-) = 0; \quad (5)$$

$$\frac{\partial (n_+ + n_-)}{\partial t} + \operatorname{div} (n_+ \vec{v}_+ + n_- \vec{v}_-) + K n_+ n_- = 0, \quad (6)$$

а затем проинтегрируем (2), (5) и (6) по некоторому сферическому объему  $V$ . Таким образом, вводя новые интегральные переменные

$$N_+ = \int_0^V n_+ dV; \quad N_- = \int_0^V n_- dV;$$

$$N = N_+ + N_-; \quad Q = qN_+ - qN_-,$$

сведем систему (2) — (4) к двум уравнениям, описывающим поведение заряда облака  $Q$  и числа частиц в нем  $N$ :

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{Bq^2}{\epsilon_0} Q \frac{\partial N}{\partial V} = 0; \quad (7)$$

$$q \frac{\partial N}{\partial t} + \frac{Bq}{\epsilon_0} Q \frac{\partial Q}{\partial V} + \frac{K}{4q} \int_0^V \left[ q^2 \left( \frac{\partial N}{\partial V} \right)^2 - \left( \frac{\partial Q}{\partial V} \right)^2 \right] dV = 0. \quad (8)$$

Сначала рассмотрим поведение ядра облака. Для него можно искать решения системы уравнений (7) и (8) в виде:

$$Q^{(n)} = \rho_0 A(t) V, \quad (9)$$

$$N^{(n)} = n_0 C(t) V, \quad (10)$$

где  $\rho_0 = \rho_{+0} - \rho_{-0}$  — начальная объемная плотность заряда облака  $Q_0$ ,  $n_0 = n_{+0} + n_{-0}$ . В начальный момент времени  $A_0 = 1$ ,  $C_0 = 1$ .

Подставив (9) и (10) в (7) и (8), получим:

$$\frac{dA(t)}{dt} + \frac{Bq^2}{\epsilon_0} n_0 A(t) C(t) = 0, \quad (11)$$

$$\frac{dC(t)}{dt} + \frac{Bq}{\epsilon_0} \frac{\rho_0^2}{qn_0} A^2(t) + \frac{K}{4q} \left[ qn_0 C^2(t) - \frac{\rho_0^2}{qn_0} A^2(t) \right] = 0. \quad (12)$$

Константу коагуляции разноименно заряженных частиц без учета их движения можно найти аналогично тому, как это сделано в [Л. 3], полагая коэффициент диффузии равным нулю:

$$K = 2 \frac{Bq^2}{\epsilon_0}. \quad (13)$$

В нашем случае коагулирующие частицы движутся навстречу друг другу в электрическом поле облака. Оценим влияние этого движения. Для этого найдем отношение константы коагуляции, учитывающей только движение частиц ( $K_{\text{дв}}$ ), к константе коагуляции, учитывающей только их взаимодействие  $K$  (13).

Константу коагуляции, учитывающей только движение частиц, можно определить как произведение относительной скорости частиц на их сечение захвата:

$$K_{\text{дв}} = v_{\text{отн}} S_{\text{захв}} = \frac{8}{3} \pi \frac{Bq^2 r^2}{\epsilon_0} (n_+ - n_-) R, \quad (14)$$

где

$$v_{\text{отн}} = \frac{2}{3} \frac{Bq^2}{\epsilon_0} (n_+ - n_-) R — \text{относительная скорость}$$

частиц;  $R$  — расстояние от частицы до центра облака;  $S_{\text{захв}} = 4\pi r^2$  — сечение захвата.

В начальный момент времени для аэрозоля с радиусом частиц  $r = 5 \text{ мкм}$ , избыточной концентрацией положительных частиц  $n_+ - n_- = 0,25 \times 10^4 \text{ см}^{-3}$  и радиусом облака  $R = 0,5 \text{ м}$  отношение  $\frac{K_{\text{дв}}}{K} = 0,13$ .

Следовательно, для сравнительно малоконцентрированных аэрозолей ( $n_0 \approx 10^4 \text{ см}^{-3}$ ) влиянием движения частиц на константу коагуляции можно пренебречь.

Тогда, подставляя (13) в (12), получим:

$$\frac{dC(t)}{dt} + \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} \left[ C^2(t) + \left( \frac{\rho_0}{qn_0} \right)^2 A^2(t) \right] = 0. \quad (15)$$

Отношение  $\frac{\rho_0}{qn_0}$  примем за коэффициент электрической асимметрии облака

$$\alpha = \frac{\rho_0}{qn_0}. \quad (16)$$

Так как всегда  $\frac{\rho_0}{qn_0} < 1$  и очень часто  $\left(\frac{\rho_0}{qn_0}\right)^2 \ll 1$ , то членом, содержащим  $A^2(t)$  в (15), можно пренебречь. В этом случае получим уравнение, содержащее только  $C(t)$ :

$$\frac{dC(t)}{dt} + \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} C^2(t) = 0. \quad (17)$$

Решая его, найдем

$$C(t) = \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-1}. \quad (18)$$

Подставив (18) в уравнение (11) и решив его, получим:

$$A(t) = \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-2}. \quad (19)$$

Так как  $A(t)$  уменьшается со временем быстрее чем  $C(t)$ , то сделанное в (15) упрощение вполне оправдано.

Из (9) и (10) следует, что распределение частиц в ядре все время остается равномерным и, следовательно, концентрация частиц в нем зависит только от времени:

$$n_+^{(я)}(t) = \frac{1}{2} \left[ n_0 \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-1} + \Delta n_0 \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-2} \right], \quad (20)$$

$$n_-^{(я)}(t) = \frac{1}{2} \left[ n_0 \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-1} + \Delta n_0 \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-2} \right], \quad (21)$$

где

$$\Delta n_0 = n_{+0} - n_{-0}.$$

Скорость движения границы ядра, направленная к центру облака, определяется как скорость движения отрицательных частиц на границе ядра:

$$v^{(я)} = -BqE, \quad (22)$$

где  $E$  — напряженность электрического поля на границе ядра.

Проинтегрировав (2) по объему ядра, находим поле на границе ядра:

$$E = \frac{1}{3\epsilon_0} (\rho_+^{(я)} - \rho_-^{(я)}) R^{(я)}, \quad (23)$$

где  $R^{(я)}$  — радиус ядра.

Тогда на основании (22) можно записать:

$$\frac{dR^{(я)}}{dt} = -\frac{1}{3} \frac{Bq}{\epsilon_0} (\rho_+^{(я)} - \rho_-^{(я)}) R^{(я)}. \quad (24)$$

Решая (24), находим

$$R^{(я)}(t) = R_0 \exp \left\{ -\frac{2}{3} \alpha \left[ 1 - \left( \frac{Bq^2 n_0}{2\epsilon_0} t + 1 \right)^{-1} \right] \right\}. \quad (25)$$

Из выражения (25) видно, что радиус ядра асимптотически стремится к значению

$$R_0 \exp \left( -\frac{2}{3} \alpha \right).$$

Теперь рассмотрим поведение внешней области облака от ядра до внешней границы. Эта область содержит только положительные частицы и уменьшение их концентрации происходит только в результате электростатического рассеяния.

Для внешней области имеем:

$$Q = Q^{(я)} + qN^{(в)}, \quad (26)$$

$$N = N^{(я)} + N^{(в)}, \quad (27)$$

где  $Q^{(я)}$  — заряд ядра;  $N^{(я)}$  — число частиц в ядре;  $N^{(в)}$  — число частиц во внешней области.

Так как рассматривается лишь внешняя область облака, то  $Q^{(я)}$  и  $N^{(я)}$  являются функциями только времени и тогда на основании (26) и (27) можно записать

$$\frac{\partial Q}{\partial V} = q \frac{\partial N}{\partial V}.$$

В этом случае уравнение (7) примет вид:

$$\frac{\partial Q}{\partial t} + \frac{Bq}{\epsilon_0} Q \frac{\partial Q}{\partial V} = 0. \quad (28)$$

Выберем некоторый объем  $V$ , в котором находится фиксированный заряд  $Q$ , и рассмотрим изменение этого объема с течением времени. Очевидно, что при этом полный дифференциал  $dQ = 0$  или

$$\frac{\partial Q}{\partial t} dt + \frac{\partial Q}{\partial V} dV = 0. \quad (29)$$

Отсюда

$$\frac{dV}{dt} = -\frac{\frac{\partial Q}{\partial t}}{\frac{\partial Q}{\partial V}}. \quad (30)$$

Подставив (30) в (28), получаем:

$$dV = \frac{Bq}{\epsilon_0} Q dt. \quad (31)$$

Если за  $V^{(я)}$  принять объем всего облака, а за  $Q^{(я)}$  его заряд, то, проинтегрировав правую часть от 0 до  $t$ , а левую от  $V_0$  до  $V^{(я)}$ , найдем зависимость объема облака от времени

$$V^{(я)}(t) = V_0 + \frac{Bq}{\epsilon_0} Q^{(я)} t, \quad (32)$$

или

$$R^{(я)}(t) = \sqrt[3]{\frac{3 \left( V_0 + \frac{Bq}{\epsilon_0} Q^{(я)} t \right)}{4}}. \quad (33)$$

Формула (33) дает зависимость радиуса всего облака от времени.

Распределение частиц во внешней части облака не будет равномерным. Чтобы найти это распределение, рассмотрим поведение некоторого объема  $V$  с зарядом  $Q$  с момента времени  $\tau(Q)$ , когда этот заряд еще находился в ядре, а объем был равен объему ядра  $V^{(я)}(Q)$ . Для этого опять удобно воспользоваться приведенной выше методикой, но правую часть уравнения (31) следует интегрировать от  $\tau(Q)$  до  $t$ , а левую часть от  $V^{(я)}(Q)$  до  $V$ . В результате получим

$$V - V^{(я)}(Q) = \frac{Bq}{\epsilon_0} Q [t - \tau(Q)]. \quad (34)$$

Концентрация частиц во внешней области находится по формуле

$$n^{(в)}(V, t) = \frac{1}{q} \frac{\partial Q}{\partial V}. \quad (35)$$

Чтобы воспользоваться формулой (35) нужно уравнение (34) разрешить относительно  $Q$ . Это можно сделать численно при помощи простого алгоритма.

Так как при электросмешивании несимметрично заряженных аэрозолей происходит рассеяние частиц, а, следовательно, нежелательный унос частиц аэрозоля из зоны смешивания, то необходимо оценить влияние этого явления на эффективность смешивания. Для этого введем в рассмотрение два коэффициента.

Первый коэффициент характеризует интенсивность рассеяния и является отношением числа частиц, рассеявшихся за какой-то определенный промежуток времени  $T$ , к полному числу частиц в облаке

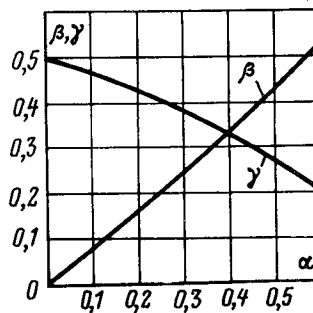
$$\beta = \frac{Q_0 - Q^{(в)}(T)}{qN_0}. \quad (36)$$

Второй коэффициент характеризует влияние рассеяния на коагуляцию и является отношением числа частиц, прокоагулировавших за время  $T$ , к полному числу частиц в облаке

$$\gamma = \frac{2[N_0 - N_-(T)]}{N_0}. \quad (37)$$

За время  $T$  удобно принять время, за которое в случае симметрично заряженных аэрозолей прокоагулировала бы половина частиц

$$T = \frac{2\epsilon_0}{Bq^2n_0}. \quad (38)$$



Тогда выражения (36) и (37) соответственно примут вид:

$$\beta = \alpha(1 - 0,25e^{-\alpha}), \quad (39)$$

$$\gamma = 1 - 0,5e^{-\alpha} - \alpha(1 - 0,25e^{-\alpha}). \quad (40)$$

Таким образом, коэффициент рассеяния  $\beta$  и коэффициент коагуляции  $\gamma$  являются функциями только коэффициента электрической асимметрии. Их графики приведены на рис. 1.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Лившиц М. Н. и Моисеев В. М., Электрические явления в аэрозолях и их применение, изд-во «Энергия», 1965.
2. Мирзабекян Г. З. и Беркутов А. М., Методика исследования процессов электросмешивания, Доклады научно-технической конференции по итогам научно-исследовательских работ за 1966—1967 гг., секция электроэнергетическая, подсекция техники высоких напряжений, МЭИ, 1967.
3. Фукс Н. А., Механика аэрозолей, Изд. АН СССР, 1955.

[8.6.1971]

◇ ◇ ◇

## Новые книги издательства «Энергия»

Алиев Г. М., Гоник А. Е. **Электрооборудование и режимы питания электрофильтров.** 264 с. 87 к.

Миткевич А. В. **Стабильность постоянных магнитов,** 128 с. 64 к.

Смолов В. Б., Кантор Е. Л. **Мостовые вычислительные устройства.** 176 с. 71 к.

Фернер В. **Воздух помогает автоматизировать.** Пер. с нем. 112 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 452). 47 к.

Фомин Б. П., Циханович Б. Г. **Переносные супперты для проточки коллекторов и валов в собранных машинах постоянного тока.** 28 с. (Серия «Технология электромашиностроения». Вып. 1). 9 к.

Харазов К. И. **Реле с магнитоуправляемыми контактами.** 88 с. (Б-ка по автоматике. Вып. 455). 29 к.

Шилейко А. В. **Основы аналоговой вычислительной техники.** 272 с. 90 к.

Шиллинг В. **Тиристорная техника.** (Основы применения полупроводниковых приборов в технике сильных токов. Пер. с нем. 264 с.) 1 р. 14 к.

Шкержик Я. **Рецептурный справочник для электротехники.** Пер. с чеш. 104 с. 53 к.

## К расчету установившегося режима компенсированной линии электропередачи

Доктор техн. наук Г. Т. АДОНЦ и инж. С. Г. АРУТЮНЯН

АрмНИИЭ

Предлагаемый алгоритм расчета установившегося режима компенсированной линии отличается от изложенных в [Л. 1—6] следующими особенностями. Четырехполюсники, замещающие отдельные участки линии, представляются распределенными параметрами, что позволяет большие участки ВЛ эквивалентировать одним четырехполюсником. Устройства компенсации отбора мощностей  $P$  и  $Q$ , а также источники реактивной мощности (ИРМ), подключаемые в отдельных узлах ВЛ, учитываются путем их представления также четырехполюсниками. Отбор мощности в промежуточном узле линии задается в общем случае статическими характеристиками. В качестве независимых переменных принимаются по два режимных параметра для отправного и приемного концов линии из следующих  $P, Q, U, \Psi$ .

Предлагаемый алгоритм базируется на теории каскадного соединения четырехполюсников, позволяющей достаточно просто учитывать любые изменения заданных условий задачи. Этим путем преодолеваются трудности, связанные с решением используемых в [Л. 4] системы уравнений контурных токов, требующих достаточно большого объема оперативной памяти ЦВМ.

**Постановка задачи.** Принимаются заданными: а) схема компенсированной электропередачи (рис. 1,а), разбитой на  $n$  каскадно соединенных четырехполюсников (рис. 1,б), представляющих участки линии с распределенными параметрами, компенсирующие устройства, наличие промежуточных отбора мощности и ИРМ; б) первичные параметры:  $r_0, g_0, L_0, C_0$  единицы длины линии с участками длиной  $l_i$  между устройствами компенсации, где  $i=1+n$  — индекс участка; в) параметры  $C_i, L'_i, L''_i$  компенсирующих устройств; г) активная и реактивная мощность отбора, представленные в виде постоянных сопротивлений  $r_i$  и  $x_i$  или в виде статических характеристик; величина реактивной мощности  $Q'_i$  в узлах подключения их источников; д) параметры режима: активная ( $P_m$ ) и реактивная ( $Q_m$ ) мощности начала ( $m=1$ ) или конца ( $m=n+1$ ) линии, модуль ( $U_k$ ) и фаза ( $\Psi_k$ ) напряжения конца ( $k=n+1$ ) или начала ( $k=1$ ) линии, причем  $m, k=1, n+1$ ;  $m \neq k$ ; е) ограничения в промежуточных узлах компенсированной линии по напряжению

$$U_{\min} < U_i < U_{\max}.$$

Требуется определить: параметры режима  $P_m$  и  $Q_m$  конца ( $m=n+1$ ) или начала ( $m=1$ ),  $U_k$  и  $\Psi_k$  начала ( $k=1$ ) или конца ( $k=n+1$ ) линии; параметры режима  $P, Q, U, \Psi$  в любой произвольной точке линии, в том числе в узлах  $i=2+n$ .

**Расчетные уравнения.** Схему замещения компенсированной линии (рис. 1,б) можно представить как систему из  $n$  четырехполюсников, соединенных каскадно. Как известно, при таком соединении уравнения режима отдельных составных четырехполюсников целесообразно представить в форме, выражающей зависимости

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_1 &= U(\dot{U}_2, I_2); \\ I_1 &= I(\dot{U}_2, I_2); \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $\dot{U}, I$  — комплексные напряжения и токи; 1, 2 — индексы входа и выхода четырехполюсника.

Матрица  $[A]$  коэффициентов уравнений (1) имеет следующий вид:

для четырехполюсников, представляющих участки линии с распределенными параметрами [Л. 7]

$$[A_i] = \begin{bmatrix} \operatorname{ch} \gamma l_i & Z \operatorname{sh} \gamma l_i \\ \frac{1}{Z} \operatorname{sh} \gamma l_i & \operatorname{ch} \gamma l_i \end{bmatrix}, \quad (2)$$

где  $i=1, 3, 5, \dots, n$  — индекс участка линии;  $Z, \gamma$  — вторичные параметры участка линии, определяемые по выражениям:

$$Z = \sqrt{\frac{r_0 + j\omega L_0}{g_0 + j\omega C_0}}, \quad \gamma = \sqrt{(r_0 + j\omega L_0)(g_0 + j\omega C_0)};$$

для четырехполюсников, представляющих компенсирующие устройства:

$$[A_i] = \begin{bmatrix} 1 - \frac{1}{\omega^2 L''_i C_i} & -j \frac{1}{\omega C_i} \\ -j \left( \frac{1}{\omega L'_i} + \frac{1}{\omega L''_i} - \frac{1}{\omega^3 L'_i L''_i C_i} \right) & 1 - \frac{1}{\omega^2 L'_i C_i} \end{bmatrix}, \quad (3)$$

где  $L'_i, L''_i, C_i$  — параметры элементов П-образной схемы замещения устройства компенсации;  $i=2, 4, \dots, n-1$ ;

Для четырехполюсников, представляющих промежуточные отбор мощности и источники реактивной мощности:

$$[A_i] = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ \frac{1}{r_i} - j \frac{1}{x_i} & 1 \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где  $r_i = \frac{U_i^2}{P_i}$  и  $x_i = \frac{U_i^2}{Q_i - Q'_i}$  — параметры, учитывающие отбор мощности и вычисляемые по заданным статическим характеристикам в каждом шаге итерации;  $Q'_i$  — мощность ИРМ;  $i=2, 4, \dots, n-1$  — индекс узла линии, в котором установлено устройство компенсации или подключена нагрузка.

Матрица  $[A]$  эквивалентного четырехполюсника представляется как произведение матриц  $[A_i]$  каскадно соединенных четырехполюсников, а именно:

$$[A] = \prod_{i=1}^n [A_i]. \quad (5)$$

Уравнения режима эквивалентного четырехполюсника (рис. 1,в) целесообразно записать в форме  $Y$ :

$$[I_m] = [Y_{mk}] [\dot{U}_k], \quad (6)$$

где  $m \neq k$ ;  $m, k=1, n+1$  — индексы входа (1) и выхода ( $n+1$ ) эквивалентного четырехполюсника;  $Y_{mk} = g_{mk} - j b_{mk}$  —

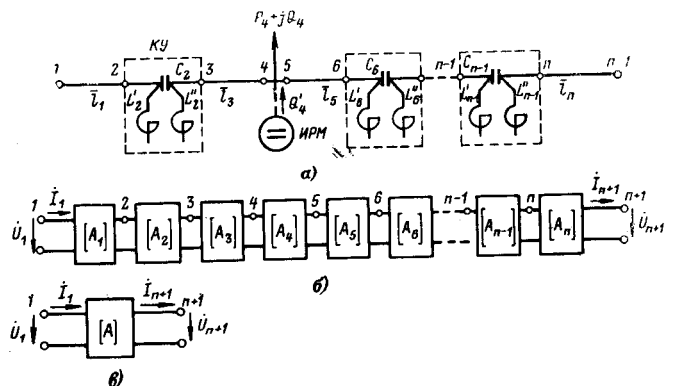


Рис. 1.

элемент матрицы  $Y$  — параметров уравнения (6), вычисляемых по полученной матрице  $[A]$  эквивалентного четырехполюсника:

$$[Y_{mk}] = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{1,n+1} \\ Y_{n+1,1} & Y_{n+1,n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{A_{n+1,n+1}}{A_{1,n+1}} & \frac{A_{1,n+1}A_{n+1,1} - A_{11}A_{n+1,n+1}}{A_{1,n+1}} \\ -\frac{1}{A_{1,n+1}} & \frac{A_{11}}{A_{1,n+1}} \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Уравнения установившегося режима эквивалентного четырехполюсника могут быть записаны в следующей форме, соответствующей [Л. 8 и 9]:

$$P_m = U_m \sum_{k=1, n+1} U_k [g_{mk} \cos(\Psi_m - \Psi_k) - b_{mk} \sin(\Psi_m - \Psi_k)]; \quad (8)$$

$$Q_m = U_m \sum_{k=1, n+1} U_k [g_{mk} \sin(\Psi_m - \Psi_k) + b_{mk} \cos(\Psi_m - \Psi_k)]; \quad (9)$$

$$U_k = -\frac{p}{2} \pm \sqrt{\frac{p^2}{4} - q}; \quad (10)$$

$$\sin \Psi_k = \frac{1}{U_k b_{kh} - \frac{Q_k}{U_k}} \left[ \frac{P_k}{U_k} \cos \Psi_k - U_k g_{kh} \cos \Psi_k - U_m g_{mk} \times \right. \\ \left. \times \cos \Psi_m - U_m b_{mh} \sin \Psi_m \right], \quad (11)$$

где

$$p = U_k \left[ \frac{g_{mk}}{b_{mm}} \sin(\Psi_m - \Psi_k) + \frac{b_{mk}}{b_{mm}} \cos(\Psi_m - \Psi_k) \right]; \\ q = -\frac{Q_m}{b_{mm}}; \quad m, k = 1, n+1; \quad m \neq k.$$

В этих формулах активная  $P_{n+1}$  и реактивная  $Q_{n+1}$  мощности в узле  $n+1$  схемы замещения по рис. 1,б берутся со знаком минус, что соответствует мощности нагрузки, подключенной к указанному узлу.

**Алгоритм расчета.** Для решения системы уравнений (8) — (11) может быть использована схема простой итерации [Л. 10]. При этом согласно по двум заданным параметрам режима 1-го и  $(n+1)$ -го узлов можно найти остальные параметры тех же узлов, используя для этой цели параметры  $[A]$  эквивалентного четырехполюсника (рис. 1,а). Критерием окончания расчета режима эквивалентного четырехполюсника может служить приращение  $\Delta \sin \Psi_k$  в двух последовательных шагах итерации с последующей проверкой величины заданного небаланса мощностей  $\Delta P_m$  и  $\Delta Q_m$ . По найденным параметрам режима в конце ВЛ можно определить параметры режима в любом из узлов  $i=2 \div n$  схемы замещения по рис. 1,б по выражениям:

$$U_i = \sqrt{A_i^2 U_{i+1}^2 + B_i^2 I_{i+1}^2 + 2A_i B_i U_{i+1} I_{i+1} \cos(\Psi_A - \Psi_B + \Psi_{i+1} - \gamma_{i+1})}; \quad (12)$$

$$\Psi_i = \arctg \frac{A_i U_{i+1} \sin(\Psi_A + \Psi_{i+1}) + B_i I_{i+1} \sin(\Psi_B + \gamma_{i+1})}{A_i U_{i+1} \cos(\Psi_A + \Psi_{i+1}) + B_i I_{i+1} \cos(\Psi_B + \gamma_{i+1})}; \quad (13)$$

$$P_i = \sqrt{C_i^2 U_{i+1}^2 + D_i^2 I_{i+1}^2 + 2C_i D_i U_{i+1} I_{i+1} \cos(\Psi_C - \Psi_D + \Psi_{i+1} - \gamma_{i+1})} U_i \cos(\Psi_i - \gamma_i); \quad (14)$$

$$Q_i = \sqrt{C_i^2 U_{i+1}^2 + D_i^2 I_{i+1}^2 + 2C_i D_i U_{i+1} I_{i+1} \cos(\Psi_C - \Psi_D + \Psi_{i+1} - \gamma_{i+1})} U_i \sin(\Psi_i - \gamma_i), \quad (15)$$

где

$$I_{i+1} = \frac{\sqrt{P_{i+1}^2 + Q_{i+1}^2}}{U_{i+1}}; \quad \gamma_{i+1} = \Psi_{i+1} - \arctg \frac{Q_{i+1}}{P_{i+1}}; \\ \gamma_i = \arctg \frac{C_i U_{i+1} \sin(\Psi_C + \Psi_{i+1}) + D_i I_{i+1} \cos(\Psi_D + \gamma_{i+1})}{C_i U_{i+1} \cos(\Psi_C + \Psi_{i+1}) + D_i I_{i+1} \sin(\Psi_D + \gamma_{i+1})}; \\ A_i e^{j\Psi_A}, B_i e^{j\Psi_B}, C_i e^{j\Psi_C}, D_i e^{j\Psi_D} — параметры  $[A_i]$  четырехполюсника соответственно  $\dot{A} = \dot{A}_{11}; \dot{B} = \dot{A}_{12}; \dot{C} = \dot{A}_{21}; \dot{D} = \dot{A}_{22}.$$$

В начале расчета в выражениях (12) — (15) индекс  $(i+1)$  принимает значение  $(n+1)$  — индекса узла приемного конца линии — в соответствии с этим и используются параметры режима:  $P_{n+1}, Q_{n+1}, U_{n+1}, \Psi_{n+1}$  конца передачи. В дальнейшем используются те же формулы (12) — (15) с подстановкой в них параметров  $[A_i]$  соответствующего четырехполюсника и найденных из расчета искоемых параметров режима предшествующего четырехполюсника.

Если отбор мощности задан постоянными сопротивлениями и в узлах  $i=2 \div n$  выполняются налагаемые ограничения по напряжению, то расчет окончен. При задании отбора мощности статическими характеристиками последние аппроксимируются полиномами второй степени,

$$\begin{aligned} P_{i+1} &= a_0 + a_1 U_i + a_2 (U_i)^2; \\ Q_{i+1} &= b_0 + b_1 U_i + b_2 (U_i)^2; \end{aligned} \quad (16)$$

где  $a_c, b_c$  ( $c=0, 1, 2$ ) — коэффициенты полиномов, определяемых исходя из состава потребителей; верхний индекс  $i$  — шаг последовательных приближений.

В соответствии с расчетом напряжений в узлах отбора в первом шаге итерации производится уточнение их мощностей  $P_i$  и  $Q_i$ , а по ним соответственно — параметров  $r_i$  и  $x_i$ . Далее расчет повторяется. Здесь, кроме вышеуказанных критериев окончания расчета, вводится дополнительное условие, а именно: приращение параметров  $\Delta r_i$  и  $\Delta x_i$  в двух последовательных шагах итерации не должно превышать заданной величины. Если налагаемые ограничения по напряжению в узлах  $i=2 \div n$  не выполняются, то производится изменение реактивной мощности на приемном конце или напряжения — на отправном, и расчет повторяется до выполнения этих ограничений. Суживая область допустимых отклонений по напряжению в узлах  $i=2 \div n$  линии до точки, можно найти режим компенсированной линии с заданной величиной фиксированного напряжения в промежуточном узле.

Режим в произвольной точке участка линии с распределенными параметрами, представленного четырехполюсником, находится путем решения следующей системы уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_s &= \dot{U}_{i+1} \operatorname{ch} \gamma(l_i - s) + Z \dot{I}_{i+1} \operatorname{sh} \gamma(l_i - s); \\ \dot{I}_s &= \frac{1}{Z} \dot{U}_{i+1} \operatorname{sh} \gamma(l_i - s) + \dot{I}_{i+1} \operatorname{ch} \gamma(l_i - s); \\ P_s - jQ_s &= \dot{U}_s \dot{I}_s^*; \\ P_{i+1} - jQ_{i+1} &= \dot{U}_{i+1} \dot{I}_{i+1}^*, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где  $i=1, 3, \dots, n$  — индекс участка линии, в заданной точке  $s$  которого необходимо определить параметры режима;  $l_i$  — длина участка линии с распределенными параметрами;  $s$  — расстояние от начала соответствующего участка ( $i=1, 3, \dots, n$ ) линии до искомой ее точки.

**Частные случаи алгоритма.** Отсутствие в схемах компенсированных линий отдельных из элементов  $C_i, L'_i, L''_i$  можно учитывать соответствующим расчетом элементов матрицы  $[A_i]$ , общий вид которой дан в форме (3). Принимая матрицу, представляющую компенсирующее устройство, в качестве единичной, можно по предлагаемому алгоритму рассчитывать режимы некомпенсированной линии с учетом распределенности ее параметров, причем при необходимости — с фиксированным значением напряжения в задаваемых узлах  $i=2 \div n$ .

**Пример.** Ниже дан пример расчета режима компенсированной линии, схема и параметры которой близки к передаче 500 кв Куйбышевская ГЭС им. В. И. Ленина — Москва (рис. 2). Заданы:

пассивные параметры:  $r_0=0,021$  ом/км;  $C_0=1,22 \cdot 10^{-8}$  ф/км;  $L_0=0,942 \cdot 10^{-3}$  гн/км;  $g_0=0$ ;  $C=0,995 \cdot 10^{-4}$  ф;  $L=4,82$  гн;

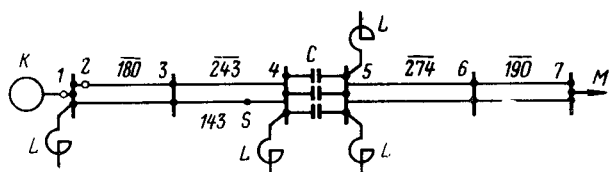


Рис. 2.

параметры режима концов линии электропередачи:  $U_1 = 503,5$  кв,  $\Psi_1 = 0$ ,  $P_7 = 1300$  Мвар,  $Q_7 = 200$  Мвар.

Время расчета, выполненного на ЦВМ «Наири» с точностью  $\Delta \sin \Psi = 10^{-4}$ , оказалось равным 1 мин. Результаты расчета сведены в таблицу.

№ узлов	Параметры режима			
	$P$ , Мвт	$Q$ , Мвар	$U$ , кв	$\Psi$ , рад
1	1364,5	-173,4	503,5	0
2	1364,5	-341,0	503,5	0
3	1350,5	-186,7	512,5	-0,1413
4	1333,0	48,0	510,7	-0,3248
5	1332,8	-247,8	509,7	-0,1606
6	1313,4	21,0	511,4	-0,3653
7	1300,0	200,0	499,9	-0,5076
s	1340,1	-49,2	513,4	-0,2496

**Выводы.** 1. Предлагаемый алгоритм расчета установившегося режима ВЛ учитывает распределенность параметров участков линии и наличие в отдельных узлах ее устройств компенсации, отбора мощности и источников реактивной мощности.

2. Алгоритм разработан в соответствии с условиями рас-

чета установившегося режима энергосистем, представляемых эквивалентными многополюсниками.

3. Алгоритм позволяет определять параметры режима в любой точке ВЛ.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Веников В. А., Дальние электропередачи, Госэнергиздат, 1960.
2. Веников В. А. и Сиуда И. П., Расчеты режимов дальних электропередач переменного тока, изд-во «Высшая школа», 1966.
3. Поспелов Г. Е., Элементы технико-экономических расчетов системы электропередач, изд-во «Высшая школа», 1967.
4. Хитров А. И., Анализ режимов компенсированных протяженных электропередач и электросистем с применением методов тензорного исчисления, Изв. вузов СССР, «Энергетика», 1971, № 3.
5. Зарудский Г. К. и Хитров А. И., К методике расчета параметров рабочих режимов протяженных компенсированных электропередач, Сб. материалов конференции, МДНТП им. Ф. Э. Дзержинского, 1970.
6. Анисимова Н. Д., О схеме замещения ЛЭП, содержащей установку продольной емкостной компенсации с реакторами, Изв. вузов СССР, «Энергетика», 1967, № 5.
7. Атабеков Г. И., Теоретические основы электротехники, изд-во «Энергия», 1966.
8. Адонц Г. Т., Алгоритм расчета установившегося режима энергосистемы с учетом нелинейных характеристик генераторов и нагрузок, «Электричество», 1970, № 12.
9. Адонц Г. Т., Уравнения установившегося режима линии с распределенными параметрами, Изв. АН Арм. ССР (серия техн. наук), 1971, № 1.
10. Демидович Б. П. и Марон И. А., Основы вычислительной математики, Физматгиз, 1960.

[15.7.1971]



УДК 621.316:621.3.016.3

## Статистические характеристики активных и реактивных нагрузок потребителей электрических сетей напряжением 6—10 кв

Канд. техн. наук Ю. А. ФОКИН и инж. А. А. ГРЕМЯКОВ

Московский энергетический институт

Нагрузки отдельных потребителей математически наиболее полно описываются случайными процессами, а для практических инженерных расчетов — их числовыми характеристиками: математическими ожиданиями, дисперсиями, среднеквадратическими отклонениями, корреляционными функциями, которые определяются по результатам статистических исследований.

С целью получения указанных характеристик была произведена обработка статистических графиков активных и реактивных нагрузок по 20 видам потребителей электроэнергетики, находящихся на сельской территории города, результаты которой излагаются в статье.

Необходимость в такой работе возникла вследствие дальнейшего уточнения математической модели нагрузки [Л. 1 и 2], в особенности, с учетом более полной информации по графикам реактивных нагрузок, а также оценки влияния нового восьмичасового режима работы большей части промышленных предприятий на характеристики случайных процессов.

По каждой группе потребителей проанализировано 40 графиков среднечасовых значений активной и реактивной нагрузки трансформаторов 6—10/0,38 кв. В графиках реактивной мощности трансформаторов промышленных предприятий учтены режимы работы статических конденсаторов для повышения коэффициента мощности. Поэтому приведенные ниже характеристики случайных процессов относятся к «естественной» реактивной мощности потребителей. Такого рода информация представляет интерес для более достоверного решения вопросов экономически целесообразного выбора мощности и режимов работы компенсирующих устройств.

Указанный объем статистических данных позволяет получить оценки математических ожиданий сечений случайных процессов нагрузок и их среднеквадратические отклонения с погрешностью  $\pm 5$ —7% при доверительной вероятности ее появления 0,05.

Нагрузка представлялась в виде комплексного случайного процесса с коррелированными действительной и мнимой частями:

$$S(t) = P(t) + jQ(t).$$

Статистически рассчитывались:

графики оценки математических ожиданий (статистических средних)

$$M(S)_t = M(P)_t + jM(Q)_t;$$

графики оценок дисперсий (математических ожиданий квадратов модулей центрированных процессов)

$$D(S)_t = M[S(t) - M(S)_t]^2 = D(P)_t + D(Q)_t;$$

корреляционные функции случайного процесса

$$r_S(t, t') = r_P(t, t') + r_Q(t, t') + j[r_{PQ}(t', t) - r_{PQ}(t, t')],$$

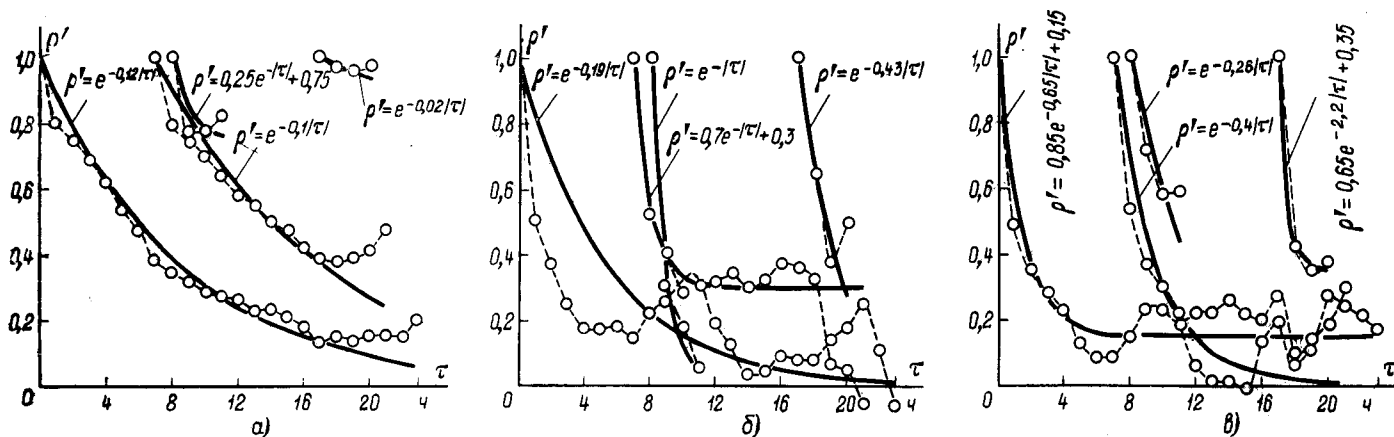
где  $r_P(t, t')$  — нормированная корреляционная функция активной составляющей нагрузки;  $r_Q(t, t')$  — то же по реактивной составляющей;  $r_{PQ}(t, t')$  — взаимная корреляционная функция между активной и реактивной составляющими нагрузки.

На рисунке представлены для некоторых видов потребителей экспериментальные и теоретические (сглаженные по ме-



Потребители электроэнергии	Характеристики эквивалентных случайных величин нагрузок						Собственные коэффициенты корреляции	
	$M(P_T)$	$M(Q_T)$	$K_\varphi = \frac{M(Q_T)}{M(P_T)}$	$D(P_T)$	$D(Q_T)$	$\sigma(S_T)$	Утренний максимум	Вечерний максимум
Мебельные и деревообделочные фабрики	0,82	0,76	0,93	0,03	0,11	0,37	$\frac{0,366}{0,403}$	$\frac{0,315}{0,154}$
Институты и учебные заведения	0,74	0,10	0,14	0,065	0,045	0,33	$\frac{0,464}{0,432}$	$\frac{0,285}{0,066}$
Обувные фабрики	0,78	0,94	1,21	0,048	0,80	0,92	$\frac{0,375}{0,386}$	$\frac{0,333}{0,102}$
Текстильные фабрики	0,82	0,80	0,97	0,03	0,17	0,45	$\frac{0,296}{0,274}$	$\frac{0,627}{0,173}$
Промскладские базы и помещения	0,66	0,10	0,15	0,06	0,055	0,34	$\frac{0,232}{0,012}$	$\frac{0,069}{0,124}$
Тяговые подстанции трамвая и троллейбуса	0,79	0,28	0,35	0,03	0,077	0,29	$\frac{0,306}{0,138}$	$\frac{0,716}{0,064}$
Коммунально-бытовые потребители	0,85	0,36	0,42	0,026	0,004	0,17	$\frac{0,325}{0,083}$	$\frac{0,022}{0,331}$
Механические и ремонтно-механические заводы	0,77	0,77	1	0,03	0,34	0,61	$\frac{0,591}{0,194}$	$\frac{0,915}{0,003}$
Химические заводы	0,79	0,75	0,95	0,032	0,24	0,52	$\frac{0,129}{0,103}$	$\frac{0,020}{0,236}$
Насосные станции водопровода и канализации	0,78	0,53	0,68	0,046	0,113	0,40	$\frac{0,078}{0,444}$	$\frac{0,286}{0,221}$
Электродепо и станции железной дороги	0,51	0,22	0,43	0,036	0,078	0,31	$\frac{0,409}{0,231}$	$\frac{0,226}{0,157}$
Швейные фабрики	0,78	0,57	0,73	0,023	0,059	0,28	$\frac{0,106}{0,119}$	$\frac{0,441}{0,120}$
Кирпичные заводы и заводы ЖБИ	0,82	0,71	0,86	0,023	0,042	0,26	$\frac{0,068}{0,604}$	$\frac{0,466}{0,084}$
Холодильники	0,83	0,42	0,51	0,018	0,042	0,24	$\frac{0,405}{0,094}$	$\frac{0,302}{0,424}$
Зрелищные предприятия (театры, кино)	0,72	0,15	0,21	0,036	0,05	0,29	$\frac{0,240}{0,103}$	$\frac{0,597}{0,081}$
Фабрики-прачечные и химчистки	0,72	0,65	0,90	0,032	0,093	0,32	$\frac{0,025}{0,113}$	$\frac{0,107}{0,146}$
Автобазы	0,76	0,49	0,64	0,027	0,079	0,32	$\frac{0,164}{0,062}$	$\frac{0,452}{0,093}$
Районные котельные	0,80	0,52	0,65	0,033	0,028	0,25	$\frac{0,139}{0,304}$	$\frac{0,044}{0,090}$
Хлебозаводы и кондитерские фабрики	0,85	0,52	0,61	0,05	0,068	0,32	$\frac{0,011}{0,707}$	$\frac{0,141}{0,103}$
Молокозаводы, ликеро-водочные заводы	0,77	0,98	1,27	0,017	0,28	0,54	$\frac{0,131}{0,225}$	$\frac{0,184}{0,243}$

Примечания. 1. Значения  $M(P_T)$ ,  $M(Q_T)$ ,  $D(P_T)$ ,  $D(Q_T)$  отнесены к максимальным значениям нагрузки соответствующего потребителя.  
2. Значения коэффициентов корреляции представлены дробью в числителе  $r_{P_i P_j}$ , в знаменателе  $r_{Q_i Q_j}$ .



Корреляционные функции нагрузок.

а — мебельных и деревообделочных фабрик; б — тяговых подстанций трамвая и троллейбуса; в — коммунально-бытовых потребителей.  
—○—○— экспериментальные данные; — теоретические данные.

тоду наименьших квадратов), усредненные вдоль параллелей главной диагонали корреляционных матриц зависимости корреляционных функций  $\rho(\tau)$  от промежутков между сечениями случайных процессов  $\tau$ :

$$\rho(\tau) = \frac{1}{n} \left[ \sum_{i=0}^n (r_{Pi}(t, t') + r_{Qi}(t, t')) + j \sum_{i=0}^n (r_{PQi}(t', t) - r_{PQi}(t, t')) \right] = \rho'(\tau) + j\rho''(\tau),$$

где  $\tau = t' - t$ ;  $n = 23, 22, \dots, 0$ .

Судя по изменению математических ожиданий и корреляционной функции, процесс изменения нагрузок для всех потребителей не является строго стационарным и эргодическим. Но для большинства потребителей, особенно промышленного характера, процесс изменения нагрузки в часы утреннего максимума можно считать обладающим свойствами стационарности относительно математического ожидания и, следовательно, для этого интервала времени вполне возможна замена случайной функции нагрузки эквивалентной случайной величиной.

Анализ полученных корреляционных функций нагрузок показывает, что при определении комплексной корреляционной функции  $\rho(\tau)$  нет необходимости определять ее мнимую составляющую, так как она очень мала и для большинства потребителей не превосходит по абсолютной величине 0,05. Поэтому, определяя коэффициенты корреляции между сечениями комплексного случайного процесса нагрузки и корреляционную функцию, можно пользоваться значениями полной мощности, т. е. получать только действительную составляющую коэффициентов, пренебрегая мнимой.

Анализ корреляционных функций показал также, что в составе случайных процессов нагрузок большинства потребителей имеется достаточно значительное слагаемое в виде обычной случайной величины, так как корреляционная функция при увеличении  $\tau$  стремится к некоторой постоянной величине, отличной от нуля. Эта постоянная составляющая значительна у случайных нагрузок механических и химических заводов, обувных фабрик, насосных станций водопровода и канализации. Причем, с переходом на восьмичасовой рабочий день эта составляющая увеличилась [Л. 1]. У остальных нагрузок она незначительна или равна нулю, что свидетельствует об эргодичности этих процессов.

Для практических расчетов на интервалах стационарности случайных процессов нагрузок (утреннем или вечернем максимуме) процессы нагрузок отдельных видов потребителей целесообразно представить системой эквивалентных случайных величин.

Для сокращения расчетов при определении числовых характеристик эквивалентных случайных величин, соответствующих этим периодам времени  $T$ , можно воспользоваться числовыми характеристиками случайных процессов для отдельных сечений  $t$ , входящих в эти интервалы  $T$ . Нетрудно видеть, что

математическое ожидание такой эквивалентной случайной величины равно среднему из оценок математических ожиданий процесса  $P_t$  или  $Q_t$ :

$$M(P)_T = \bar{P}_T = M(\bar{P}_t) = \frac{1}{m} \sum_{t=1}^m \bar{P}_t,$$

где  $m$  — число сечений процессов в интервале времени  $T$ . Дисперсия определяется несколько сложнее:

$$D(P)_T = M(P_t - \bar{P}_T)^2 = M[P_t - \bar{P}_t - \Delta P_T]^2 = \\ = M(P_t - \bar{P}_t)^2 - 2M(P_t - \bar{P}_t) \Delta P_T + M(\Delta P_T^2),$$

где  $\Delta P_T = \bar{P}_T - \bar{P}_t$ ;  $\bar{P}_t$  — математическое ожидание (среднее значение) случайного процесса в момент времени  $t < T$ . На основании свойств математического ожидания

$$D(P)_T = \frac{\sum_{t=1}^m D(P_t)}{m} + \frac{\sum_{t=1}^m (\bar{P}_t - \bar{P}_T)^2}{m}.$$

Аналогичным способом получается коэффициент корреляции между  $k$ -й и  $l$ -й эквивалентной случайной величиной, т. е. между  $k$ -м и  $l$ -м потребителями, через взаимные коэффициенты корреляции отдельных сечений  $r_{tkl}$ :

$$r_{tkl} = \frac{\sum_{t=1}^m r_{tkl} \sigma_{tk} \sigma_{tl} + \sum_{t=1}^m [(\bar{P}_{tk} - \bar{P}_{Tk})(\bar{P}_{tl} - \bar{P}_{Tl})]}{\sqrt{\left[ \sum_{t=1}^m D(P_t)_k + (\bar{P}_{tk} - \bar{P}_{Tk})^2 \right] \times \left[ \sum_{t=1}^m D(P_t)_l + (\bar{P}_{tl} - \bar{P}_{Tl})^2 \right]}}.$$

По таким же формулам рассчитываются числовые характеристики для реактивных составляющих нагрузок.

Полученные оценки математических ожиданий эквивалентных случайных величин нагрузок приведены в таблице. Сравнение с соответствующими величинами в [Л. 1] показывает, что математические ожидания нагрузок для часов утреннего максимума, а также для остальных часов суток у потребителей промышленного типа увеличились на 12—16% и у всех потребителей, за исключением коммунально-бытовых, больше нагрузок в часы вечернего максимума. Указанные оценки математических ожиданий реактивной мощности относятся к мощности, непосредственно потребляемой самими приемниками электроэнергии. Поэтому значения  $K_\phi = M(Q)/M(P)$  довольно велики. Но с учетом мощности, генерируемой уста-

новленными на предприятиях конденсаторами для повышения  $\cos \varphi$ , указанный коэффициент лежит в пределах  $K_{\varphi} = 0,3-0,5$ .

Анализ полученных коэффициентов корреляции между нагрузками различных видов потребителей в часы утреннего и вечернего максимума нагрузки, а также для полных суток показал, что между нагрузками в большинстве случаев корреляционная связь очень слаба. Так, 81—96% всех значений коэффициентов корреляции не превосходит по абсолютной величине 0,3; 2—15% значений лежат в пределах 0,3—0,5. Коэффициенты корреляции величиной более 0,5 либо совсем отсутствуют, либо их количество не превышает 3%. Эти отдельные высокие коэффициенты корреляции получились в результате того, что период стационарности для них не совпал с таковым основной массы потребителей. Корреляционные же связи между некоторыми нагрузками одного вида потребителей (например, мебельными фабриками, институтами, обувными фабриками и др.) значительны, т. е. результаты аналогичны ранее полученным [Л. 1].

**Выводы.** 1. Изменение ритма производства большей части промышленных предприятий (введение пятидневной рабочей недели) практически не изменило внутренних свойств

(корреляционных функций) случайных процессов электропотребления.

2. Вследствие более плотных графиков нагрузок промышленных предприятий увеличились значения математических ожиданий и уменьшились значения дисперсий активных нагрузок в часы максимума потребителей промышленного типа.

3. Взаимные вероятностные связи между активными и реактивными составляющими эквивалентных случайных величин нагрузок (периода утреннего и вечернего максимума) различных видов потребителей практически отсутствуют и во всех расчетах их можно считать некоррелированными.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Фокин Ю. А., Расчетные нагрузки городских электрических сетей напряжением до 1000 в, «Электричество», 1968, № 2.

2. Глазунов А. А. и Фокин Ю. А., Определение активных расчетных нагрузок городских электрических сетей 6—20 кВ по статистическим графикам, «Электрические станции», 1968, № 4.

[8.6.1971]



УДК 621.3.015.51.001.24

## Расчет пробивного напряжения изоляции токопроводов при тепловом пробое

Канд. техн. наук М. И. МАНТРОВ  
Московский энергетический институт

Расчет пробивного напряжения электрической изоляции при тепловом пробое требует учета не только тепла диэлектрических потерь [Л. 1 и 2], но и тепла, выделяющегося в токоведущих частях изоляционной конструкции, а в отдельных случаях также и нагрева последних за счет посторонних источников тепла [Л. 3].

Рассмотрим наиболее часто встречающиеся случаи плоской и цилиндрической изолирующей стенки, находящейся под воздействием внешнего электрического поля и теплового потока от токопровода.

**Плоская изолирующая стенка** (см. рисунок а). Тепловое состояние изоляции определяется выражением:

$$\lambda \frac{d^2 t}{dx^2} + \gamma_v E^2 = 0. \quad (1)$$

Здесь  $E$  — напряженность поля;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности;  $\gamma_v$  — удельная объемная проводимость, причем на переменном токе

$$\gamma_v = \frac{\epsilon f \operatorname{tg} \delta_0 e^{b(t-t_0)}}{1,8 \cdot 10^{12}}, \text{ ом}^{-1} \cdot \text{см}^{-1}, \quad (2)$$

где  $\epsilon$  — диэлектрическая проницаемость;  $\operatorname{tg} \delta_0$  — тангенс угла диэлектрических потерь изоляции при температуре окружающей среды  $t_0$ ;  $f$  — частота;  $t$  — температура. При интегрировании уравнения (1) проводимость  $\gamma_v$  заменим некоторым по-

стоянным эффективным ее значением  $\gamma_m$ , не зависящим от  $x$ , но при том же интегральном тепловом эффекте в изоляции. Тогда (1) примет вид:

$$\lambda \frac{d^2 t}{dx^2} + \gamma_m E^2 = 0. \quad (3)$$

Интегрируя (3) при  $E = \text{const}$  и  $\gamma_m = \text{const}$  и определяя постоянные из граничных условий, что при  $x=0$  в слой изоляции входит тепло, выделяющееся в токопроводе:

$$P = -\lambda \left( \frac{dt}{dx} \right)_{x=0}, \text{ вт/см}^2 \quad (4)$$

и температура изоляции  $t_m$  является максимальной, получим общее решение:

$$\lambda t + \gamma_m E^2 \frac{x^2}{2} = \lambda t_m - Px. \quad (5)$$

При  $x=h$  температура на поверхности изоляции равна  $t_s$ , тогда из (5) имеем:

$$\lambda \frac{t_m - t_s}{h} = \gamma_m E^2 \frac{h}{2} + P. \quad (6)$$

Левая часть (6) определяет количество тепла, передаваемого через изолирующую стенку толщиной  $h$ , когда все тепло, стоящее в правой части, сосредоточено на поверхности токопровода. В этом случае распределение температуры в изолирующей стенке по теории теплопроводности получим в виде:

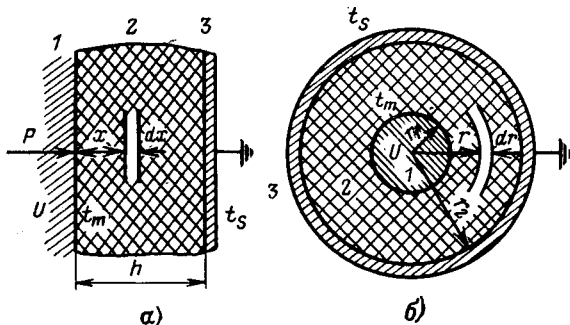
$$t = t_m - \frac{Q}{\lambda} x, \quad (7)$$

где

$$Q = \gamma_m E^2 \frac{h}{2} + P. \quad (8)$$

Из (6) видно, что тепловой эффект от диэлектрических потерь сохраняется, если половину этих потерь сосредоточить на поверхности токопровода; при этом нелинейное распределение температуры (5) в стенке можно заменить линейным (7), что облегчает решение задачи.

При тепловом равновесии тепло диэлектрических потерь, выделяющееся в изолирующей стенке и подводимое к ней от



токопровода, отводится в окружающую среду, поэтому

$$\gamma_m E^2 h + P = \sigma (t_s - t_0), \quad (9)$$

где  $\sigma$  — коэффициент теплоотдачи. Выражение (9) можно представить также в виде:

$$\frac{U^2}{Z_a} + P = \sigma (t_s - t_0). \quad (10)$$

В (10)  $Z_a$  — активное сопротивление изолирующей стенки толщиной  $h$  и сечением в  $1 \text{ см}^2$ :

$$Z_a = \int_0^h \frac{dx}{\gamma_v}. \quad (11)$$

Подставляя выражение (2) с учетом (7)–(9) в (11) и интегрируя, получим:

$$Z_a = \frac{1,8 \cdot 10^{12}}{\epsilon f \operatorname{tg} \delta_0} e^{-b(t_m - t_0)} + \frac{\sigma h + 2\lambda}{b[\sigma(t_m - t_0) + P]} \left[ e^{\frac{b[\sigma(t_m - t_0) + P]h}{\sigma h + 2\lambda}} - 1 \right]. \quad (12)$$

Эффективная проводимость  $\gamma_m$  определяется из (9), (10) и (12).

Из (10) и (12) имеем:

$$U^2 = \frac{3,6 \cdot 10^{12} [\lambda \sigma (t_m - t_0) - P(\lambda + \sigma h)]}{\epsilon f \operatorname{tg} \delta_0 [\sigma(t_m - t_0) + P]} e^{-b(t_m - t_0)} \times \left\{ e^{\frac{b[\sigma(t_m - t_0) + P]h}{2\lambda + \sigma h}} - 1 \right\}, \quad (13)$$

где  $U$  является функцией только одной переменной  $t_m$ .

Из условия теплового пробоя  $\left(\frac{dU}{dt_m} = 0\right)$ , пренебрегая малыми величинами, получим превышение температуры при возникновении теплового пробоя изоляции:

$$(t_m - t_0)_{\text{пр}} = \frac{1}{\sigma} \left[ \frac{\sigma h + 2\lambda}{bh} \ln \left( 1 + \frac{\sigma h}{2\lambda} \right) - P \right]. \quad (14)$$

Из (13) с учетом (14) для пробивного напряжения изоляции толщиной  $h$  имеем:

$$U_{\text{пр}} = 3,88 \cdot 10^6 \sqrt{\frac{\lambda \sigma h \left[ \frac{\sigma h + 2\lambda}{bh} \ln \left( 1 + \frac{\sigma h}{2\lambda} \right) - P \right]}{b \epsilon f \operatorname{tg} \delta_0 \frac{(\sigma h + 2\lambda)^2}{bh} \ln \left( 1 + \frac{\sigma h}{2\lambda} \right) - P \frac{\sigma h + 2\lambda}{\lambda} \left[ e^{\frac{b[\sigma(t_m - t_0) + P]h}{2\lambda + \sigma h}} - 1 \right]}}}, \quad (15)$$

Здесь величины  $P$ ,  $\lambda$  и  $\sigma$  имеют соответственно размерность:

$\frac{\text{кал}}{\text{см}^2 \cdot \text{сек}}$ ,  $\frac{\text{кал}}{\text{см} \cdot \text{сек}^\circ \text{С}}$  и  $\frac{\text{кал}}{\text{см}^2 \cdot \text{сек}^\circ \text{С}}$ . При  $P = 0$  выражение (15) совпадает с выражением для  $U_{\text{пр}}$ , приведенным в [Л. 2] для изоляции толщиной  $2h$ . Если величины  $P$ ,  $\lambda$  и  $\sigma$  имеют соответственно размерность:  $\frac{\text{вт}}{\text{см}^2}$ ,  $\frac{\text{вт}}{\text{см}^\circ \text{С}}$  и  $\frac{\text{вт}}{\text{см}^2 \cdot \text{С}}$ , то коэффициент перед знаком корня в (15) будет равен  $1,9 \cdot 10^6$ .

**Цилиндрическая изолирующая стенка** (см. рисунок б). Уравнение теплопроводности для концентрического слоя изоляции при наличии в нем источников тепла и при тепловом равновесии имеет вид:

$$\lambda \frac{d}{dr} \left( r \frac{dt}{dr} \right) + \frac{\gamma_0 U^2}{r \left( \ln \frac{r_2}{r_1} \right)^2} = 0, \quad (16)$$

где  $U$  — приложенное напряжение. Это уравнение, как и в предыдущем случае, будем решать при некотором постоянном эффективном значении удельной проводимости изоляции  $\gamma_m$ , не зависящей от  $r$ , но при сохранении неизменным коли-

чества тепла диэлектрических потерь. Постоянные интегрирования определим из условий, что при  $r = r_1$  в слой изоляции входит поток тепла от токопровода

$$P = -2\pi r_1 \lambda \left( \frac{dt}{dr} \right)_{r=r_1} \quad (17)$$

и при  $r = r_1$  температура изоляции  $t_m$  является максимальной. В результате получим решение уравнения (16) в виде:

$$2\pi \lambda (t_m - t) = \frac{\pi \gamma_m U^2 \left( \ln \frac{r}{r_1} \right)^2}{\left( \ln \frac{r_2}{r_1} \right)^2} + P \ln \frac{r}{r_1}. \quad (18)$$

При  $r = r_2$  имеем  $t = t_s$ , тогда из (18) получим:

$$\frac{2\pi \lambda (t_m - t_s)}{\ln \frac{r_2}{r_1}} = \frac{\pi \gamma_m U^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}} + P. \quad (19)$$

Левая часть (19) характеризует количество тепла, передаваемого теплопроводностью через цилиндрическую стенку изоляции толщиной  $h$ , в которой распределение температуры по теории теплопроводности определяется по выражению:

$$t = t_m - \frac{Q}{2\pi \lambda} \ln \frac{r}{r_1}, \quad (20)$$

где

$$Q = \frac{\pi \gamma_m U^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}} + P. \quad (21)$$

На  $1 \text{ см}$  длины токопровода в изоляции выделяется количество тепла

$$Q_d = 2\pi \gamma_m \int_{r_1}^{r_2} E^2 r dr = \frac{2\pi \gamma_m U^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}}, \quad (22)$$

где при интегрировании принято:

$$E = \frac{U}{r \ln \frac{r_2}{r_1}}.$$

Как и выше, из (21) и (24) видно, что половина тепла диэлектрических потерь, сосредоточенных на поверхности токопровода, дает тепловой эффект полных диэлектрических потерь, распределенных в объеме изоляции.

Тепло, выделяющееся в изоляции и в токопроводе при тепловом равновесии конструкции, отводится во внешнюю среду, поэтому можно записать выражение:

$$\frac{2\pi \gamma_m U^2}{\ln \frac{r_2}{r_1}} + P = 2\pi r_2 \sigma (t_s - t_0). \quad (23)$$

Выражение (23) представим в виде:

$$\frac{U^2}{Z_a} + P = 2\pi r_2 \sigma (t_s - t_0), \quad (24)$$

здесь  $Z_a$  — активное сопротивление изоляции на  $1 \text{ см}$  длины токопровода, для которого с учетом (20), (21) и (23) получим выражение:

$$Z_a = \frac{e^{-b(t_m - t_0)} \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\pi b \gamma_{v0} (t_m - t_s)} \left[ \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^{\frac{b(t_m - t_s)}{\ln \frac{r_2}{r_1}}} - 1 \right], \quad (25)$$

где

$$\gamma_{v0} = \frac{\epsilon f \operatorname{tg} \delta_0}{1,8 \cdot 10^{12}}, \text{ ом}^{-1} \cdot \text{см}^{-1}.$$

Затем, как и в случае плоской стенки, из (24) с учетом (19), (23) и (25) найдем выражение для  $U$  и из условия  $\frac{dU}{dt_m} = 0$

получим превышение температуры при возникновении теплового пробоя изоляции:

$$(t_m - t_0)_{\text{пр}} = \frac{2\lambda + \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{b \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}} \times \ln \left[ \left( 1 + \frac{\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\lambda} \right) \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^{-\frac{bP}{2\pi m}} \right], \quad (26)$$

где

$$m = 2\lambda + \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}. \quad (27)$$

Подставив (26) в выражение для  $U$  и вводя обозначение

$$\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1} = n, \quad (28)$$

получим величину пробивного напряжения цилиндрического слоя изоляции толщиной  $r_2 - r_1$ :

$$U_{\text{пр}} = 3,88 \cdot 10^6 \sqrt{\frac{\left\{ 2\pi \lambda \sigma r_2 \frac{m}{nb} \ln \left[ \left( 1 + \frac{n}{2\lambda} \right) \times \right. \right.}{2\pi b \epsilon f \operatorname{tg} \delta_0 \left\{ \sigma r_2 \frac{m}{nb} \ln \left[ \left( 1 + \frac{n}{2\lambda} \right) \times \right. \right.} \right.} \\ \left. \left. \times \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^{-\frac{bP}{2\pi m}} \right] - P \left( \lambda + \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1} \right) \right\} \frac{n}{2\lambda}} \\ \left. \times \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^{-\frac{bP}{2\pi m}} \right] + \frac{P}{2\pi} \left[ \left( 1 + \frac{n}{2\lambda} \right) \left( \frac{r_2}{r_1} \right)^{-\frac{bP}{2\pi m}} \right]^{\frac{m}{n}} \right\} \frac{n}{2\lambda}, \quad (29)$$

При  $P=0$  превышение температуры при возникновении теплового пробоя...

$$(t_m - t_0)_{\text{пр}} = \frac{1}{b} \left( 1 + \frac{2\lambda}{\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}} \right) \ln \left( 1 + \frac{\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\lambda} \right).$$

В этом случае выражение (29) примет вид:

$$U_{\text{пр}} = 3,88 \cdot 10^6 \sqrt{\frac{\lambda \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{b \epsilon f \operatorname{tg} \delta_0 \left( 2\lambda + \sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1} \right) \times}} \\ \times \left( 1 + \frac{\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\lambda} \right)^{\frac{\sigma r_2 \ln \frac{r_2}{r_1}}{2\lambda}}, \quad \text{в.} \quad (30)$$

**Пример расчета.** Примем  $r_1 = 2,25$  см;  $r_2 = 7,0$  см;  $\epsilon = 3,5$ ;  $f = 50$  гц;  $\lambda = 5 \cdot 10^{-4} \frac{\text{кал}}{\text{см} \cdot \text{сек} \cdot ^\circ \text{C}}$ ;

$$\sigma = 5 \cdot 10^{-4} \frac{\text{кал}}{\text{см}^2 \cdot \text{сек} \cdot ^\circ \text{C}}.$$

Результаты расчета пробивного напряжения при различных значениях  $b$  и  $\operatorname{tg} \delta_0$  приведены в таблице.

$\operatorname{tg} \delta_0$	$b_0$ 1/°C	$U_{\text{пр}}$ кв	
		по (29)	по (30)
$2 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-2}$	885	1 140
$5 \cdot 10^{-3}$	$1,44 \cdot 10^{-2}$	560	720
$5 \cdot 10^{-3}$	$4 \cdot 10^{-2}$	337	432

В расчетах значение  $P$  взято равным нагрузке высоковольтного ввода типа МТ-110 при 600 а. Из этих данных видно существенное влияние тепла, выделяющегося в токопроводе, на величину пробивного напряжения изоляции.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Сканави Г. И., Физика диэлектриков (область сильных полей), Физматгиз, 1958.
2. Мантров М. И., Расчет напряжения теплового пробоя твердого диэлектрика, «Электричество», 1970, № 4.
3. Мантров М. И., Расчет пробивного напряжения высоковольтного ввода конденсаторного типа, «Электротехника», 1969, № 10.

[5.7.1971]



## Уважаемый читатель!

Публикуем перечень книг из плана издательства «Энергия» на 1972 г., которые рекомендуются читателям нашего журнала.

### ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Артамонов Г. Т. Анализ производительности ЦВМ методами теории массового обслуживания. 11 л.

Безродный М. С. Основы построения устройств оперативного вывода информации. 8 л.

Бичес А. И., Гитлиц М. В., Аксенов В. А. Точная магнитная запись. 16 л.

Виленин С. Я., Трахтенгерц Э. А. Математическое обеспечение управляющих вычислительных машин. 22 л. (Серия «Применение вычислительных машин в исследованиях и управлении производством»).

Ильин В. И. Машинное проектирование электронных схем. 13 л.

Мамиконов А. Г. Методы проектирования автоматизированных систем управления. 22 л. (Серия «Применение вычислительных машин в исследованиях и управлении производством»).

Моделирование на аналоговых вычислительных машинах. 16 л. Авт.: Архангельский Е. А., Знаменский А. А., Лукомский Ю. А., Чернышев Э. П.

Однородные структуры. 10 л. — Авт.: Варшавский В. И., Мараховский В. Б., Розенблюм Л. Я. и др.

Технические средства автоматизированных систем управления. 9 л. — Авт.: Голованов О. В., Оболенский В. Н., Оболенский Э. В. и др.

Шастова Г. А., Коекин А. И. Выбор и оптимизация структуры информационных систем. 17 л.

### ЭЛЕМЕНТЫ АВТОМАТИКИ И ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Азов А. К., Веселов В. А., Щербаков В. И. Усилители следящих систем переменного тока. 13 л.

Балашов Е. П., Кноль А. И. Многофункциональные запоминающие устройства. 11 л.

Бесконтактные устройства телеавтоматизации промышленных предприятий. 17 л. Авт.: Прагмашвили И. В., Гринберг Н. Б., Горелик Ю. В., Зак Л. А.

# Использование операторного метода для расчета установившихся и переходных процессов в трехфазных автономных инверторах

Канд. техн. наук П. Ф. МЕРАБИШВИЛИ

Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского

В [Л. 1] был предложен операторный метод для расчета переходных процессов в однофазных автономных инверторах, основанный на использовании коммутационной функции в виде ряда Фурье с последующим применением преобразования Лапласа. Отличие электрических схем однофазных и многофазных инверторов не позволяет непосредственно использовать результаты, полученные в [Л. 1], для исследования многофазных схем.

Для исследования переходных процессов в многофазных инверторах при симметричной нагрузке и симметричном управлении по фазам и при учете только 1-й гармоники коммутационной функции могут быть использованы и другие методы (см. например [Л. 2 и 3]).

Однако иногда возникает необходимость исследования установившихся и переходных процессов не только в симметричных режимах, но и при асимметрии нагрузки или управления.

Используя изложенный в [Л. 1] метод, проанализируем мостовую схему трехфазного автономного инвертора тока (рис. 1, а). В операторной форме для рассматриваемой схемы можно написать следующие уравнения (рис. 1, б):

$$\left. \begin{aligned} E(p) &= Z_a(p) I_a(p) + U_1(p); \\ \bar{U}(p) &= \bar{Z}(p) \bar{I}(p), \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\bar{U}(p) = \begin{bmatrix} U_a(p) \\ U_b(p) \\ U_c(p) \end{bmatrix}; \quad \bar{I}(p) = \begin{bmatrix} I_a(p) \\ I_b(p) \\ I_c(p) \end{bmatrix};$$

$$\bar{Z}(p) = \begin{bmatrix} Z_a(p) & 0 & 0 \\ 0 & Z_b(p) & 0 \\ 0 & 0 & Z_c(p) \end{bmatrix}.$$

При предположении, что переключение тиристорov происходит мгновенно, связь между мгновенными значениями токов на выходе и током дросселя (на входе инвертора) выражается уравнениями:

$$\bar{i}(t) = \bar{\rho}(t) i_a(t), \quad (2)$$

здесь

$$\bar{i}(t) = \begin{bmatrix} i_a(t) \\ i_b(t) \\ i_c(t) \end{bmatrix}; \quad \bar{\rho}_a(t) = \begin{bmatrix} \rho_a(t) \\ \rho_b(t) \\ \rho_c(t) \end{bmatrix}; \quad \rho_b(t) = \rho_a(t - \beta_1);$$

$$\rho_c(t) = \rho_a(t - \beta_2),$$

где  $\rho_a(t)$ ,  $\rho_b(t)$ ,  $\rho_c(t)$  — прямоугольные периодические функции (коммутационные функции), сдвинутые между собой на углы  $\beta_1$  и  $\beta_2$ , одна из которых представлена на рис. 2. Значения  $\beta_1$  и  $\beta_2$  задаются системой управления инвертора. В данном случае принимаем симметричное управление по фазам и  $\beta_1 = -\beta_2 = \frac{2\pi}{3}$ . Для

нахождения восьми неизвестных величин (см. рис. 1) необходимо к полученным семи уравнениям (1) и (2) добавить уравнение баланса мощности:

$$\bar{u}(t) \bar{i}(t) = u_1(t) i_a(t), \quad (3)$$

где  $\bar{u}(t)$  — вектор-строка фазных напряжений;  $\bar{i}(t)$  — вектор-столбец фазных токов.

6 Электричество № 2, 1972 г.

Полученная система уравнений (1) — (3) характеризует работу трехфазного инвертора с учетом переходных процессов. Для решения этой системы представим функцию переключения в виде ряда Фурье:

$$\rho_k(t) = \frac{4}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n} \cos n \frac{\pi}{6} \sin n(\omega t - \alpha_k),$$

где

$$k = a, b, c; \quad \alpha_a = 0; \quad \alpha_b = -\alpha_c = \frac{2\pi}{3}.$$

Методика решения задачи позволяет использовать любое количество членов этого ряда, но здесь для сокращения объема ограничимся учетом только 1-й гармоники. Поэтому выражения (2) и (3) в операторной форме соответственно получают вид [Л. 4]:

$$\bar{I}(p) = \frac{\sqrt{3}}{j\pi} [\bar{a}_1 I_a(p - j\omega) - \bar{a}_2 I_a(p + j\omega)]; \quad (4)$$

$$U_1(p) = \frac{\sqrt{3}}{j\pi} [\bar{b}_1 \bar{U}(p - j\omega) - \bar{b}_2 \bar{U}(p + j\omega)], \quad (5)$$

где

$$\bar{a}_1 = \begin{bmatrix} 1 \\ a^2 \\ a \end{bmatrix}; \quad \bar{a}_2 = \begin{bmatrix} 1 \\ a \\ a^2 \end{bmatrix}; \quad a = e^{j\frac{2\pi}{3}},$$

$$\bar{b}_1 = |1 \ a^2 \ a|; \quad \bar{b}_2 = |1 \ a \ a^2|; \quad \bar{U}(p \pm j\omega) = \begin{bmatrix} U_a(p \pm j\omega) \\ U_b(p \pm j\omega) \\ U_c(p \pm j\omega) \end{bmatrix}.$$

Для решения полученной системы (1), (4) и (5) сначала исключим все промежуточные неизвестные и сведем к одному

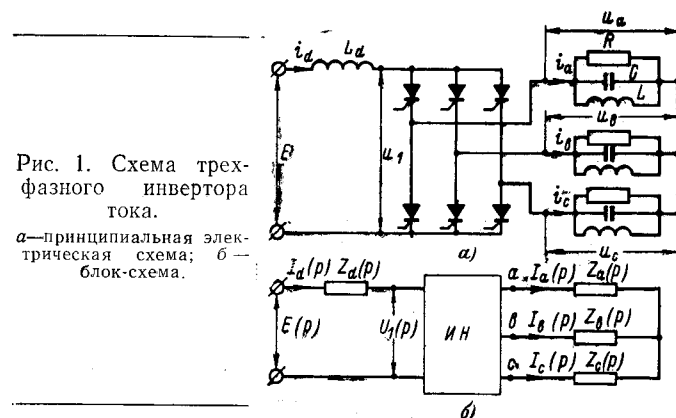


Рис. 1. Схема трехфазного инвертора тока.

а — принципиальная электрическая схема; б — блок-схема.

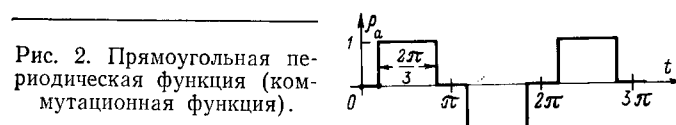


Рис. 2. Прямоугольная периодическая функция (коммутационная функция).

уравнению. Для этого во втором уравнении (1) заменим  $p$  на  $(p \pm j\omega)$

$$\bar{U}(p \pm j\omega) = \bar{Z}(p \pm j\omega) \bar{I}(p \pm j\omega). \quad (6)$$

Если подставить выражение (6) в (5) с учетом (4), в котором заменим  $p$  на  $(p \pm j\omega)$ , получим:

$$U_1(p) = \frac{3}{\pi^2} \{ I_a(p) [\bar{b}_1 \bar{Z}(p - j\omega) \bar{a}_2 + \bar{b}_2 \bar{Z}(p + j\omega) \bar{a}_1] - \\ - I_a(p - 2j\omega) \bar{b}_1 \bar{Z}(p - j\omega) \bar{a}_1 - I_a(p + 2j\omega) \bar{b}_2 \bar{Z}(p + j\omega) \bar{a}_2 \}. \quad (7)$$

Введем обозначения:

$$\left. \begin{aligned} A(p) &= -\frac{3}{\pi^2} \bar{b}_2 \bar{Z}(p + j\omega) \bar{a}_2 = -\frac{3}{\pi^2} [Z_a(p + j\omega) + \\ &+ a^2 Z_b(p + j\omega) + a Z_c(p + j\omega)]; \\ B(p) &= Z_a(p) + \frac{3}{\pi^2} [\bar{b}_1 \bar{Z}(p - j\omega) \bar{a}_2 + \bar{b}_2 \bar{Z}(p + \\ &+ j\omega) \bar{a}_1] = Z_a(p) + \frac{6}{\pi^2} [\operatorname{Re} Z_a(p - j\omega) + \\ &+ \operatorname{Re} Z_b(p - j\omega) + \operatorname{Re} Z_c(p - j\omega)]; \\ Q(p) &= -\frac{3}{\pi^2} \bar{b}_1 \bar{Z}(p - j\omega) \bar{a}_1 = -\frac{3}{\pi^2} [Z_a(p - j\omega) + \\ &+ a Z_b(p - j\omega) + a^2 Z_c(p - j\omega)], \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

где

$$\operatorname{Re} Z(p - j\omega) = \frac{1}{2} [Z(p - j\omega) + Z(p + j\omega)].$$

Подставив (7) с учетом (8) в первое уравнение (1), получим:

$$E(p) = A(p) I_a(p + 2j\omega) + B(p) I_a(p) + \\ + Q(p) I_a(p - 2j\omega). \quad (9)$$

Выражение (9) является общим результирующим уравнением системы (1), (4) и (5) относительно тока дросселя  $I_a(p)$  при общем виде нагрузки  $Z_a(p) \neq Z_b(p) \neq Z_c(p)$  и при симметричном управлении по фазам.

Следует отметить, что изложенный метод позволяет исследовать переходные процессы и при асимметричном управлении. В этом случае из-за различия во времени горения вентилей по фазам коммутационные функции будут отличаться между собой и поэтому коэффициенты в их разложении для отдельных фаз будут разные. Появятся дополнительные коэффициенты при  $Z_i(p \pm j\omega)$ ,  $i = a, b, c$  в (8), а выражение (9) будет иметь такой же вид.

Решение уравнения (10) имеет вид [Л. 1]:

$$I_a(p) = \frac{\epsilon_0}{K_0} + \operatorname{Re} \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{\epsilon_{2n}}{K_{2n}} \prod_{i=0}^{2(n-1)} \frac{D_i}{K_i}, \quad (10)$$

где  $i = 0, 2, 4, \dots$ ;

$$\epsilon_0 = E(p); D_0 = A(p); K_0 = B(p); D_n = A_n \frac{K_{n-2}}{Q_n};$$

$$\epsilon_n = E_n \frac{K_{n-2}}{Q_n} - \epsilon_{n-2}; K_n = B_n \frac{K_{n-2}}{Q_n} - D_{n-2}.$$

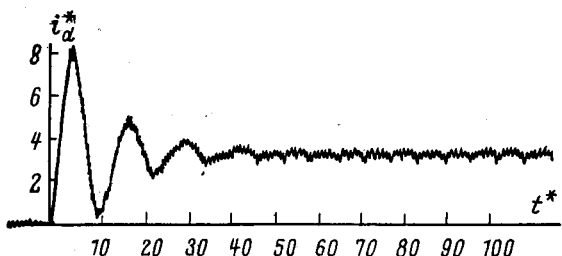
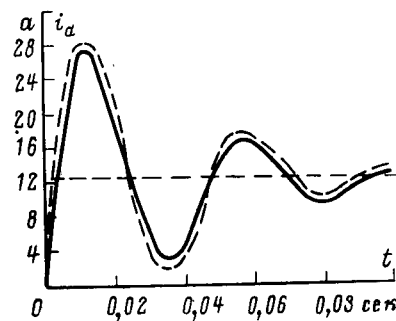


Рис. 3. Осциллограмма переходного процесса для тока дросселя.

Рис. 4. Кривые переходных процессов для тока дросселя.

— расчет;  
--- кривая, построенная по осциллограмме рис. 3.



Здесь индексы имеют следующий смысл:  $A_{\pm k} = A(p \pm kj\omega)$  и т. д. Таким образом, имея выражение для тока дросселя, из системы уравнений (1), (5) и (6) нетрудно найти остальные искомые величины.

Более подробно рассмотрим случай, когда нагрузка симметрична, т. е.

$$Z_a(p) = Z_b(p) = Z_c(p) = Z_n(p).$$

В этом случае  $A(p) = Q(p) = 0$  и выражение (9) сводится к простому алгебраическому уравнению, решение которого получим в виде:

$$I_a(p) = \frac{E(p)}{Z_a(p) + \frac{18}{\pi^2} \operatorname{Re} Z_n(p - j\omega)}, \quad (11)$$

где  $2\operatorname{Re} Z_n(p - j\omega) = Z_n(p - j\omega) + Z_n(p + j\omega)$ . Зная ток дросселя (11), легко найти по (1), (4) и (8) другие искомые величины.

Из вышеизложенного видно, что при учете только первых гармоник коммутационных функций в отличие от однофазных схем в многофазной симметричной системе общее конечно-разностное уравнение (9) упрощается и сводится к простому алгебраическому уравнению, из которого находится аналитическое выражение для тока дросселя и после чего определяются остальные электрические параметры.

Проверим точность полученного решения (11). Во первых нетрудно показать, что при  $E = \text{const}$  начальные значения тока дросселя совпадают с нулевым значением при включении инвертора. Для установившегося значения тока, используя предельную теорему Лапласа, из (11) получаем:

$$I_a = \lim_{p \rightarrow 0} p I_a(p) = \frac{E}{R_d + \frac{18}{\pi^2} Z_n \cos \beta}, \quad (12)$$

где  $Z_n$  — полное сопротивление нагрузки;  $\beta$  — угол сдвига между током и напряжением нагрузки. Выражение (12) полностью совпадает с формулой для тока дросселя, полученной в [Л. 5].

Для иллюстрации применения данного метода и выяснения точности переходных процессов, полученных при использовании решения (11), были проведены расчеты нескольких конкретных примеров, которые сравнивались с результатами моделирования на АВМ. Здесь для сокращения объема приведен только один пример. В этом примере нагрузка представляет собой параллельно включенные  $R$ ,  $L$  и  $C$ . Переходный процесс при включении инвертора, полученный с помощью моделирования<sup>1</sup>, показан на осциллограмме (рис. 3),

где  $i_a^* = i_d \frac{R_n}{ER_n^*}$ ;  $t^* = t\omega$ ;  $\omega = 1$  и  $E = 1$ . Параметры схемы, которые соответствуют осциллограмме, принимались следующие:  $R_n^* = 0,2$ ;  $R_n = 10 \text{ ом}$ ;  $L_d = 0,05 \text{ гн}$ ;  $E = 200 \text{ в}$ ;  $L_n = 0,015 \text{ гн}$ ;  $C = 750 \text{ мкф}$ ;  $\beta = 20^\circ$ ;  $I_{\text{уст}} = 12,64 \text{ а}$ ;  $f = 50 \text{ гц}$ .

Для расчета переходного процесса в данном примере по (11) прежде всего необходимо найти операторное сопротивление нагрузки:

$$Z_n(p) = \frac{p}{p^2 C + \frac{p}{R} + \frac{1}{L}}.$$

<sup>1</sup> Моделирование проведено совместно с сотрудниками кафедры автоматизации производственных процессов Московского вечернего металлургического института В. В. Воскресенским, В. С. Чудловским и В. В. Аракчеевым.

После этого согласно (11) заменяем  $p$  на  $(p - j\omega)$  [и находим:

$$\operatorname{Re} Z_{\Pi}(p - j\omega) = \frac{Cp^3 + bp^2 + mp + n}{a_1p^4 + a_2p^3 + a_3p^2 + a_4p + a_5}, \quad (13)$$

где

$$b = \frac{1}{R}; \quad m = \frac{1}{L} + \omega^2 C; \quad n = b\omega^2; \quad a_1 = C^2;$$

$$a_2 = 2Cb; \quad a_3 = b^2 + \frac{2C}{L} + 2C^2\omega^2; \quad a_4 = 2\omega^2 bC + 2b \frac{1}{L};$$

$$a_5 = \omega^4 C^2 + \frac{1}{L^2} + \omega^2 b^2 - \frac{2}{L} \omega^2 C.$$

Подстановка (13) в (11) дает:

$$I_d(p) = \frac{E_0}{L_d} \frac{a_1p^4 + a_2p^3 + a_3p^2 + a_4p + a_5}{p(A_1p^5 + A_2p^4 + A_3p^3 + A_4p^2 + A_5p + A_6)}, \quad (14)$$

где

$$A_1 = a_1; \quad A_2 = a_2; \quad A_3 = a_3 + \frac{18c}{\pi^2 L_d}; \quad A_4 = a_4 + \frac{18b}{\pi^2 L_d};$$

$$A_5 = a_5 + \frac{18m}{\pi^2 L_d}; \quad A_6 = \frac{18n}{\pi^2 L_d}.$$

Для данного примера  $a_1 = A_1 = 56,25 \cdot 10^{-8}$ ;  $a_2 = 15 \cdot 10^{-5}$ ;  $a_3 = 0,22$ ;  $a_4 = 28,3$ ;  $a_5 = 1,075$ ;  $A_3 = 0,25$ ;  $A_4 = 31,9$ ;  $A_5 = 6,175$ ;  $A_6 = 36 \cdot 10^4$ . Если учесть, что первые два коэффициента полиномов числителя и знаменателя в (14) малы по сравнению с остальными и ими можно пренебречь, то нетрудно найти выражение для оригинала тока дросселя:

$$i_d(t) = Ae^{at} \sin(\omega_1 t + \varphi) + Be^{p_1} + I_{\text{уст}}, \quad (15)$$

где  $I_{\text{уст}} = 12,2$ ;  $A = 24,47$ ;  $a = -28,96$ ;  $\omega_1 = 140,8$ ;  $\varphi = -24,6^\circ$ ;  $B = -1,9$ ;  $p_1 = -69,69$ .

Из сравнения полученных результатов расчета по (15) с результатами моделирования (рис. 4) можно заключить, что полученное аналитическое выражение (11) не только совпадает с известным результатом в установившемся режиме, но и достаточно точно характеризует переходный процесс.

Предложенный в данной статье метод анализа многофазных автономных инверторов является дальнейшим развитием метода, изложенного в [Л. 1] и в отличие от других методов [Л. 3] позволяет исследовать переходные и установившиеся процессы как при симметричной, так и несимметричной нагрузке с симметричным и несимметричным управлением с учетом не только первой, но и других гармоник коммутационных функций.

В заключение автор благодарит проф. Ю. Г. Толстова за внимание к данной работе и за ряд ценных замечаний.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Мерабишвили П. Ф., Операторный метод расчета переходных процессов в однофазных автономных инверторах, «Электричество», 1970, № 5.
2. Горев А. А., Переходные процессы в машинах переменного тока, Госэнергоиздат, 1950.
3. Кривицкий С. О. и Эпштейн И. И., Динамика частотно-регулируемых электроприводов с автономными инверторами, изд-во «Энергия», 1970.
4. Корн Н. и Корн Т., Справочник по математике для научных работников, Перевод с англ., изд-во «Наука», 1968.
5. Толстов Ю. Г., Автономные инверторы, сб. «Преобразовательные устройства в электроэнергетике», изд-во «Наука», 1964.

[8.4.1971]



УДК 621.314.224.08

## О трансформаторе тока с дискретной формой представления информации

В. Е. КАЗАНСКИЙ.

МЭИ

В [Л. 1] предложено перейти на дискретную форму представления информации во вторичных цепях оптико-электронного трансформатора тока и описана блок-схема такого трансформатора тока под названием (ОЭТТД).

Блок-схема ОЭТТД нам представляется недостаточно совершенной. В ней не предусмотрен контроль фазы первичного тока. Кроме того, промежуточная линейное частотное преобразование тока не всегда может быть оправдано, особенно у защитного ОЭТТД с большой предельной кратностью тока.

Однако, предложение о переходе на дискретную форму представления информации заслуживает внимания, причем по отношению ко всем трансформаторам тока нового типа. В защиту этого предложения, кроме соображений, высказанных в [Л. 1], необходимо привести еще одно важное соображение.

У трансформатора тока с аналоговой формой представления информации мощность выходного сигнала, т. е. мощность, отдаваемая во вторичную цепь, приблизительно пропорциональна квадрату кратности первичного тока. У высоковольтного трансформатора тока обычного типа (с аналоговой формой представления информации), отвечающего требованиям ГОСТ 7746-68 на защитные трансформаторы тока, номинальная мощность выходного сигнала  $S_n$  обычно не ниже 20 ва, а номинальная предельная кратность  $K_{10n}$  нередко превышает 20. При этом, если кратность первичного тока  $m_1 = K_{10n}$ , то мощность выходного сигнала, называемая далее номинальной предельной мощностью  $S_{10n}$ , должна составлять не менее 8 000 ва.

Оптико-электронные трансформаторы тока с аналоговой формой представления информации, как и другие перспективные трансформаторы нового типа, например, магнитные [Л. 2], не обеспечивают столь значительной номинальной предельно-

мощности выходного сигнала. Значение  $S_{10n}$ , которое может быть получено у подобного трансформатора, зависит от предельной мощности выходного усилителя, которая, в свою очередь, ограничена мощностью источника питания (например, аккумуляторной батареи) и при большом числе таких трансформаторов, установленных на одной подстанции, вряд ли сможет превышать 20 ва. А это значит, что значение  $S_n$  составит всего лишь 0,05 ва, что в 50 раз меньше нижнего уровня для  $S_n$ , регламентированного ГОСТ 7746-68, и на несколько порядков меньше выходной мощности современных защитных трансформаторов, с которыми согласуется релейная защита. Таким образом, трансформаторы тока нового типа с аналоговой формой представления информации либо обеспечивает  $S_n$ , но не обеспечивает  $S_{10n}$ , либо, наоборот, при приемлемой  $S_{10n}$  значение  $S_n$  в нем ничтожно мало. Следовательно, в соответствии с ГОСТ 7746-68 такой трансформатор тока не может быть выполнен как защитный.

Вместе с тем трансформаторы нового типа для установок высокого и сверхвысокого напряжения обладают рядом существенных преимуществ перед современными трансформаторами тока: они дешевле их и могут быть выполнены с гораздо меньшими погрешностями в переходном режиме. Однако подобные трансформаторы получают широкое распространение в схемах защиты и автоматики лишь при условии согласования с этими устройствами по мощности, что является не легкой задачей. Возможны два пути ее решения. Один путь заключается в уменьшении на несколько порядков мощности, потребляемой токовыми цепями релейной защиты и автоматики, при сохранении на выходе трансформатора аналоговой формы представления информации, другой же путь предусматривает переход на дискретные сигналы в указанных то-



ковых цепях или, иными словами, выполнение трансформатора тока с цифровой формой представления информации.

Мощность дискретного сигнала практически не связана со значением закодированной информации и мало изменяется при изменении закодированной величины в широком диапазоне. Сказанное еще в большей степени проявляется при использовании многоимпульсных дискретных сигналов. Поэтому переход на дискретные сигналы в токовых цепях позволит обеспечить достаточную номинальную мощность выходного сигнала трансформатора (10—20 *ва*) и достаточно большую его номинальную предельную кратность ( $K_{10H} \geq 20$ ) при относительно маломощном выходном усилителе. Однако совершенно очевидно, что переход к цифровой форме представления информации в трансформаторах тока требует коренной переработки схем и конструкций устройств релейной защиты и автоматики с широким использованием элементов дискретной техники и, в частности, элементов ЦВМ.

Успех перехода на дискретные сигналы в токовых цепях защиты и автоматики в немалой степени зависит от того, что и как будет закодировано в выходном сигнале подобного трансформатора, называемого далее ДТТ (дискретным трансформатором тока). Ниже приводятся некоторые соображения на этот счет, изложенные в виде постановки ряда технических требований к ДТТ.

**Рабочий диапазон контролируемого тока.** У защитного ДТТ рабочий диапазон контролируемого тока должен быть сравнительно большим, например, нижняя граница  $I_a = 0,2I_n$ , а верхняя граница  $I_b = 20I_n$  или соответственно  $I_a = 0,5I_n$ , а  $I_b = 50I_n$ . При этом кратность рабочего диапазона токов со-

ставляет  $M = \frac{I_b}{I_a} = 100$ , что соответствует условиям, в кото-

рых находятся современные трансформаторы тока.

**Период дискретизации.** Выходной сигнал ДТТ квантован по времени, периодически повторяется и каждый раз несет информацию о токе, усредненную на конечном интервале времени, называемом периодом дискретизации. При прочих равных условиях схема и конструкция ДТТ оказывается тем проще, а помехоустойчивость тем выше, чем больше выбран период дискретизации. Однако с его увеличением растет инерционность ДТТ. Для того чтобы ДТТ можно было успешно применять в схемах быстродействующих «однопериодных» защит целесообразно период дискретизации выбирать не более 0,01 *сек*.

Такое значение периода дискретизации наиболее просто достигается за счет использования в ДТТ двух измерительных подканалов: одного для положительного, а другого для отрицательного полупериодов контролируемого тока, причем если за какой-либо полупериод в одном подканале кодируется значение тока, то в другом подканале за тот же полупериод осуществляется его считывание.

**Параметры контроля.** Предполагается, что ДТТ можно использовать не только в схемах простейших токовых защит, но и в направленных и дистанционных защитах, а также в устройствах автоматического контроля мощности. В связи с этим выходной сигнал ДТТ должен нести информацию не только о величине, но и о фазе контролируемого тока. Указанную информацию вполне допустимо передавать по разным каналам. Фаза синусоидального тока достаточно полно характеризуется моментами перехода мгновенных значений тока через нуль. При этом, если форма кривой тока искажена, в большинстве случаев, и в частности для защиты электроустановок, желательно фиксировать моменты перехода через нуль первой гармоники контролируемого тока.

Значение же тока может характеризоваться действующим, амплитудным, а также средним по модулю и средним квадратичным на интервале дискретизации значениями. Контроль значения тока принципиально может производиться по любому из перечисленных параметров, однако с практической точки зрения наиболее целесообразно в качестве параметра реагирования ДТТ выбрать среднее за полупериод значение тока  $I_{1c}$ . При этом период дискретизации составит 0,01 *сек*.

Если форма кривой контролируемого тока искажена четными высшими гармониками, то значение  $I_{1c}$  отображает только первую гармонику, что и является в большинстве случаев желательным. Нечетные же высшие гармоники оказывают влияние на  $I_{1c}$  тем меньше, чем выше порядок гармоники.

Значение  $I_{1c}$  не защищено от влияния и апериодической слагающей контролируемого тока. Поэтому, когда указанное выше влияние не должно иметь места, его можно исключить с помощью предвключенного дифференцирующего элемента, на-

пример, трансреактора. Как известно [Л. 2], трансреактор подавляет апериодическую слагающую тока с постоянной времени  $T_a \geq \frac{1}{\omega}$ , хотя и подчеркивает высшие гармоники.

**Погрешности.** ГОСТ 7746-68 регламентирует для защитных трансформаторов тока только полную погрешность  $\varepsilon$ , которая при кратности первичного тока  $m_1 \leq K_{10}$  не должна превышать 10%. При этом аналоговый трансформатор с линейной характеристикой без витковой коррекции при синусоидальном первичном токе и  $\varepsilon \leq 10\%$  имеет угловую погрешность  $\delta \leq 0,1 \text{ рад}$ . Для защитного ДТТ также можно считать приемлемой угловую погрешность  $\delta \leq 0,1 \text{ рад}$ . Что же касается полной погрешности, то для ДТТ она вообще не имеет физического смысла, поскольку выходной сигнал ДТТ не несет информации о мгновенных значениях контролируемого тока. Точность ДТТ, как преобразователя значения тока, может характеризоваться только относительной токовой погрешностью

$$f = \frac{I_n - I_x}{I_x} \cdot 100 \%, \quad (1)$$

где  $I_x$  — истинное значение кодируемого параметра контролируемого тока;  $I_n$  — измеренное значение кодируемого параметра контролируемого тока, содержащееся в принятом сигнале.

Если значение тока отображается в число-импульсной форме и измеряется с помощью счетчика импульсов, то  $I_n$  в этом случае представляет собой значение контролируемого тока, соответствующее числу импульсов  $N$ , принятому счетчиком. При этом основная погрешность  $f$  обусловлена дискретностью счета импульсов и зависит от «цены» одного импульса  $\Delta I$ . Максимальная погрешность

$$f_{\max} = \pm 0,5 \frac{\Delta I}{I_x} \cdot 100 \%. \quad (2)$$

Поскольку счетчик собственной основной погрешности не имеет, то  $f_{\max}$  равна максимальной основной погрешности контроля тока. По существу  $f_{\max}$  эквивалентна максимальной основной результирующей погрешности трансформатора тока и амперметра (токового реле) в случае, когда применяется аналоговый трансформатор и соответствующий аналоговый прибор.

Поэтому у ДТТ может быть допущена несколько большая относительная токовая погрешность, чем у аналогового трансформатора, а именно, если у современного защитного трансформатора полная погрешность  $\varepsilon = 10\%$  допускается практически только при кратности тока, близкой к предельной, то у ДТТ, по-видимому, можно допустить  $f_{\max} = \pm 5\%$  при любом значении контролируемого тока в пределах рабочего диапазона от  $I_a$  до  $I_b$ .

**Кодообразование.** Функциональная схема оптико-электронного трансформатора тока, приведенная в [Л. 1], предусматривает передачу информации о значении контролируемого тока посредством передачи частотного сигнала с последующим преобразованием его в число-импульсный сигнал и воспроизведением величины контролируемого тока с помощью счетчика импульсов. Применение счетчиков импульсов в качестве измерительных приборов или измерительных реле вполне оправдано. Однако при этом не следует исключать возможность передачи информации о величине контролируемого тока сразу с помощью число-импульсного сигнала без предварительного образования частотного сигнала.

В [Л. 1] предусматривается, что число импульсов  $N$ , воспринимаемого счетчиком, при работе оптико-электронного трансформатора без погрешности прямо пропорционально кодируемой величине контролируемого тока  $I$ . Таким образом, в этом случае имеется в виду пропорциональное кодирование, когда «цена» одного импульса постоянна и равна

$$\Delta I = \frac{I}{N} = \frac{I_b}{N_b} = \text{const}, \quad (3)$$

где  $N_b$  — число импульсов, соответствующее верхней границе рабочего диапазона рассматриваемого трансформатора тока и равное минимально необходимой емкости счетчика.

При этом

$$f_{\max} = \frac{I_a}{N_b I_x} \cdot 50 \%. \quad (4)$$

Значение  $f_{\max}$  зависит от величины контролируемого тока и получается наибольшим у нижней границы рабочего диапазона трансформатора, когда

$$I_x = I_a = \frac{I_n}{M}.$$

Чтобы при любом значении контролируемого тока в пределах рабочего диапазона оптико-электронного трансформатора тока значение  $f_{\max}$  не превосходило допустимого значения токовой погрешности  $f_{\text{доп}}\%$ , максимальное число импульсов в сигнале (емкость счетчика) должно быть

$$N_n \geq \frac{50}{f_{\text{доп}} \%}. M. \quad (5)$$

Если, к примеру,  $f_{\text{доп}} = \pm 5\%$  и  $M=100$ , то  $N_n$  должно быть выбрано не менее 1000. При этом погрешность трансформатора  $f$  вблизи верхней границы его рабочего диапазона, когда  $I_x = I_n$  составляет всего лишь 0,05%. Необходимое в данном случае быстродействие счетчика определяется максимальной частотой следования импульсов. При длительности выходного сигнала трансформатора не более 0,01 сек максимальная частота следования импульсов  $F_{\max}$  составит:

$$F_{\max} \geq \frac{N_n}{0,01} = 100N_n, \quad \frac{\text{импульсов}}{\text{сек}}. \quad (6)$$

При  $f_{\max} = \pm 5\%$  и  $M=100$  будет иметь место  $F_{\max} \geq 100 \text{ кгц}$ .

Столь значительная частота следования импульсов по существу и препятствует осуществлению в данной модификации ДТТ непосредственно число-импульсного кодирования, поскольку имеющиеся в настоящее время оптические излучатели (например, светодиоды), с помощью которых наиболее целесообразно производить передачу число-импульсного кода, успешно могут работать в диапазоне частот лишь до 5—10 кгц.

Наибольшее число импульсов в выходном сигнале ДТТ  $N_n$  и наибольшую частоту следования импульсов  $F_{\max}$  можно значительно уменьшить, если применить логарифмическое число-импульсное кодирование, при котором

$$N = a \ln \frac{I_x}{I_n}, \quad (7)$$

где  $a$  — постоянный коэффициент.

При таком способе кодирования «цена» одного импульса изменяется пропорционально току:

$$a \ln \left( 1 + \frac{\Delta I}{I_x} \right) = 1. \quad (8)$$

При  $\Delta I \ll I_x$  с достаточной степенью точности  $\Delta I = \frac{I_x}{a}$ .

В данном случае с учетом (2)

$$f_{\max} = \pm \frac{50}{a} \% \cdot I. \quad (9)$$

Абсолютное значение  $f_{\max}$  остается постоянным в пределах всего рабочего диапазона ДТТ и зависит только от величины коэффициента пропорциональности  $a$ .

Для емкости счетчика справедливо

$$N_n \geq \frac{50}{f_{\text{доп}} \%} \ln M. \quad (10)$$

При  $f_{\text{доп}} = \pm 5\%$  и  $M=100$   $N_n \geq 46$ , а  $F_{\max} \geq 4,6 \text{ кгц}$ . По сравнению с пропорциональным кодированием выигрыш в емкости и быстродействии счетчика получен более, чем в 20 раз.

Рассмотренные выше вопросы были связаны с переходом на дискретную форму представления информации лишь применительно к трансформаторам тока. Однако подобный переход целесообразен и для трансформаторов напряжения. Больше того, при использовании счетно-импульсной формы представления информации с логарифмическим кодированием появляется возможность создания комплексного высоковольтного измерительного устройства, т. е. устройства для контроля не только значений тока и напряжения высоковольтной установки, но и ее мощности (полной, активной и реактивной), сопротивления (полного, активного и реактивного) на ее зажимах, моментов перехода мгновенных значений тока и напряжения через нуль и их симметричных составляющих.

Пусть, например, значения контролируемых тока и напряжения отображаются числами импульсов:

$$N_I = a \ln \frac{I}{b}; \quad (11)$$

$$N_U = a \ln \frac{U}{b}, \quad (12)$$

где  $b$  — постоянный коэффициент.

Тогда разность число-импульсных сигналов

$$\Delta N = N_U - N_I = a \ln \frac{U}{I} = a \ln Z \quad (13)$$

отображает сопротивление электроустановки  $Z$ . При этом в качестве омметра (реле сопротивления) может быть применен реверсивный счетчик импульсов, к которому на вход «прибавить» подается сигнал напряжения, а на вход «вычислить» — сигнал тока.

В заключение отметим, что ДТТ состоит в общих чертах из предварительного аналогового измерительного преобразователя первичного тока и последующего аналого-цифрового преобразователя (АЦП). Таким образом, и в ДТТ не исключается промежуточное представление информации о первичном токе в аналоговой форме. Однако, опыт конструирования АЦП для ДТТ показывает, что представляется возможным построить достаточно простой и дешевый АЦП, рассчитанный на номинальную мощность входного аналогового сигнала порядка  $10^{-3} \text{ ватт}$ . В качестве предварительного аналогового преобразователя первичного тока применим весьма маломощный преобразователь, например трансреактор, шунт или магнитный трансформатор тока, причем без усилителя сигнала.

#### ЛИТЕРАТУРА

1. Афанасьев В. В., Зубков В. П. и Крастин А. Д., Оптико-электронные трансформаторы тока, «Электричество», 1970, № 7.

2. Казанский В. Е., Трансформаторы тока в схемах релейной защиты, изд-во «Энергия», 1969.

[13.5.1971]



УДК 621.313.32

## О режиме работы синхронных электродвигателей

Инж. М. В. ГРЕЙСУХ

Москва

Большой ущерб народному хозяйству наносит неправильный выбор режима работы синхронных электродвигателей, единичная мощность которых на промышленных предприятиях и в коммунальном хозяйстве доходит до 10 Мвт, а общая установленная мощность достигает десятков мегаватт. Режим работы синхронных электродвигателей в значительной степени зависит от коэффициента мощности, значение которого должно при эксплуатации обеспечить оптимальные технико-экономиче-

ские показатели. В зависимости от типоразмеров двигателей и условий электроснабжения часто оказывается целесообразным, чтобы синхронные двигатели работали с  $\cos \varphi$  ниже или выше номинального, либо с  $\cos \varphi = 1$ .

Основным критерием для выбора требуемого в заданных условиях оптимального коэффициента мощности являются дополнительные удельные потери активной мощности в синхронном двигателе на генерацию реактивной мощности. Эти

потери в основном зависят от напряжения, мощности и скорости вращения двигателя:

$$\Delta \dot{P}_p \approx \dot{D}_1 \alpha + \dot{D}_2 \alpha^2, \text{ квт/квар}, \quad (1)$$

где  $\dot{D}_1 = \frac{D_1}{Q_{\text{н}}}$ ,  $\dot{D}_2 = \frac{D_2}{Q_{\text{н}}}$  — коэффициенты полинома второй степени, аппроксимирующего зависимость потерь на генерирование номинальной реактивной мощности  $Q_{\text{н}}$  синхронного двигателя (значения  $D_1$  и  $D_2$  определяют по данным [Л. 1]);  $\alpha = \frac{Q_A}{n Q_{\text{н}}} = \frac{Q_A}{Q_{\text{н}}}$  — отношение реактивной мощности  $Q$ , которую необ-

ходимо компенсировать, к номинальной реактивной мощности  $n$  однотипных синхронных двигателей (если в узле электроснабжения установлены разнотипные синхронные двигатели, то значения  $\alpha$  надо определять отдельно для каждой группы).

На рис. 1 показаны зависимости  $\Delta \dot{P}_p$  от  $\alpha$  для синхронных двигателей 6 кв, 1 000 квт на 3 000, 1 000, 500 и 250 об/мин (кривые 1—4) и синхронных двигателей 500 и 320 квт на 187 об/мин (кривые 5 и 6). Из рассмотрения кривых видно, что чем ниже номинальные значения мощности и скорости вращения синхронного двигателя, тем выше значения  $\Delta \dot{P}_p$ . По сравнению с двигателями 6 кв значения  $\Delta \dot{P}_p$  при напряжении 10 кв несколько увеличиваются, а при напряжении 380 (660) в — уменьшаются.

Реактивную нагрузку узла схемы электроснабжения  $Q_A$ , к которому присоединены синхронные двигатели, обычно потребляют электроприемники 6—10 кв ( $Q_{A1}$ ) и электроприемники 380 (660) в ( $Q_{A2}$ ), так что  $Q_A = Q_{A1} + Q_{A2}$ . В первую очередь синхронные двигатели 6—10 кв должны компенсировать  $Q_{A1}$ . Они должны быть использованы также для компенсации  $Q_{A2}$ , если при установке статических конденсаторов 380 (660) в число цеховых трансформаторов не может быть сокращено, в особенности в том случае, когда устанавливаются комплектные трансформаторы, удельная стоимость которых соизмерима с удельной стоимостью конденсаторов 380 (660) в.

Чтобы проверить, требуется ли дополнительно к синхронным двигателям 6—10 кв, реактивная мощность которых до-

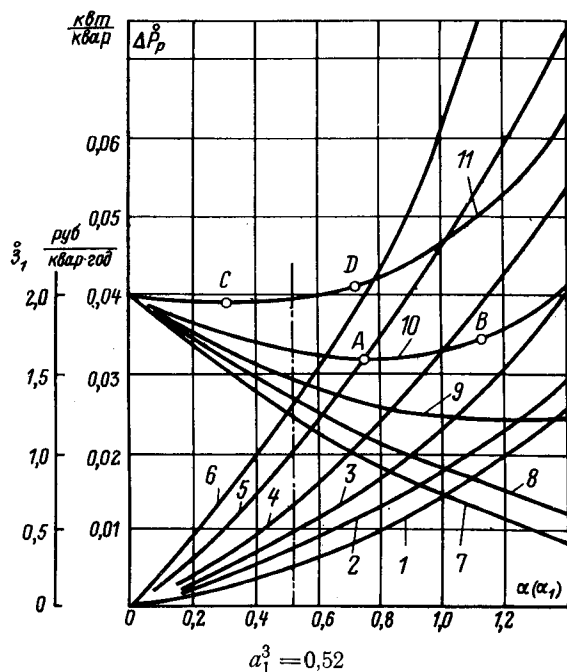


Рис. 1. Зависимость удельных потерь активной мощности в синхронных двигателях на генерации реактивной мощности от коэффициента  $\alpha$ .

статочно для компенсации  $Q_{A1}$ , устанавливать статические конденсаторы, определяют удельные приведенные затраты

$$\dot{Z}_1 \approx \frac{Z_1}{Q_{\text{н}}} \approx b_1 [\dot{D}_1 \alpha_1 + \dot{D}_2 \alpha_1^2] +$$

$$+ p \left[ (m_1 - \alpha_1) K_{\text{к1}} + \frac{K_{\text{а}}}{Q_{\text{н}}} \right] + b_2 (m_1 - \alpha_1) P_{\text{к1}} \frac{\text{руб}}{\text{квар} \cdot \text{год}}, \quad (2)$$

где  $K_{\text{к1}}$ ,  $P_{\text{к1}}$  — удельные стоимость и потери для статических конденсаторов 6—10 кв, руб/квар, квт/квар;  $b_1$ ,  $b_2$  — стоимость годовых потерь для двигателей и трансформаторов, для статических конденсаторов, руб/квт·год;  $K_{\text{а}}$  — стоимость устройства двух линий для присоединения конденсаторов к двум

секциям шин 6—10 кв, руб;  $m_1 = \frac{Q_{A1}}{Q_{\text{н}}}$  — относительная реактивная нагрузка от электроприемников 6—10 кв, требующая компенсации;  $\alpha_1 = \frac{Q_{e1}}{Q_{\text{н}}}$  — относительная реактивная

мощность синхронных двигателей, используемая для компенсации  $Q_{A1}$ ;  $p$  — отчисления от капитальных вложений, отн. ед. Если по условиям электроснабжения требуется установка регуляторов напряжения, то должны быть учтены и отчисления от их стоимости.

Если установка статических конденсаторов требуется независимо от наличия в узле схемы электроснабжения синхронных двигателей, то  $K_{\text{а}} = 0$  и тогда

$$\dot{Z}_1 \approx b_1 [\dot{D}_1 \alpha_1 + \dot{D}_2 \alpha_1^2] + (m_1 - \alpha_1) [p K_{\text{к1}} + b_2 P_{\text{к1}}], \frac{\text{руб}}{\text{квар} \cdot \text{год}}. \quad (2a)$$

В обе стороны от  $\alpha_{\text{опт}}$ , при котором приведенные затраты минимальные, значения  $\dot{Z}_1$  обычно меняются на величину, лежащую в пределах точности расчетов. Кроме того, исходные данные для расчетов обычно являются приближительными и часто носят случайный характер. Поэтому приведенные затраты, как правило, необходимо определять для нескольких значений  $\alpha_1$  и принимать окончательное решение с учетом размера дополнительных капиталовложений и местных условий электроснабжения.

Принятое значение  $\alpha_1$  необходимо проверить по допустимому для синхронных двигателей  $\alpha_{\text{max}}$ , зависящему от их фактической загрузки активной мощностью и уровня напряжения в нормальных условиях эксплуатации.

Для предварительных расчетов значения  $\alpha_{\text{опт}}$  можно определять по выражению, полученному путем минимизации выражения (2a):

$$\alpha_{\text{опт}} \approx \frac{1}{2a} \left[ \frac{A}{D_1} - 1 \right], \quad (3)$$

где

$$A = \frac{p K_{\text{к1}}}{b_1} + \frac{b_2}{b_1} P_{\text{к1}}; \quad a = \frac{\dot{D}_2}{D_1}.$$

Анализ выражения (2a) показывает, что при  $D_1 \leq 15 \cdot 10^{-3}$  квт/квар реактивная мощность синхронных двигателей может быть полностью использована для компенсации  $Q_{A1}$ . Только при синхронных двигателях в основном тихоходных, для которых  $\dot{D}_1 \geq 15 \cdot 10^{-3}$  квт/квар, необходимо проверять, целесообразно ли максимальное использование их реактивной мощности.

Чтобы определить, выгодно ли использование реактивной мощности синхронных двигателей 6—10 кв также для компенсации  $Q_{A2}$ , необходимо проверить, как меняется число цеховых трансформаторов  $n$  при установке конденсаторов в сети 380—660 в:

$$n \approx \frac{P_{A2}}{\beta S_{\text{т}}} \sqrt{1 + \text{tg}^2 \varphi (1 - \alpha_{\text{н}})^2}, \quad (4)$$

где  $P_{A2}$  — активная нагрузка от электроприемников 380 (660) в;  $S_{\text{т}}$  — номинальная мощность установленного трансформатора;  $\beta$  — средний коэффициент загрузки трансформатора;  $\text{tg} \varphi$  — соответствует среднему коэффициенту мощности

без компенсации;  $\alpha_k = \frac{Q_k}{Q_{A2}}$  — отношение общей мощности конденсаторов 380 (660) в, устанавливаемых у всех трансформаторов, ко всей реактивной нагрузке  $Q_{A2}$ .

При полной компенсации  $\alpha_k = 1$  и число трансформаторов  $n_1 \approx \frac{P_{A2}}{\beta S_T}$ ; при отсутствии компенсации  $\alpha_k = 0$  и  $n_0 \approx n_1 \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi} \approx \frac{n}{\cos \varphi}$ . Значения  $\alpha_k$ , соответствующие промежуточному числу между  $n_1$  и  $n_0$ :

$$\alpha_k \approx 1 - \frac{1}{\operatorname{tg} \varphi} \sqrt{\left(1 + \frac{\Delta n}{n_1}\right)^2 - 1} \approx 1 - \frac{1}{n_1 \operatorname{tg} \varphi} \sqrt{2n_1 \Delta n + \Delta n^2}, \quad (5)$$

где

$$\Delta n = n - n_1.$$

На рис. 2 для значений  $\cos \varphi = 0,65 \div 0,85$  построены кривые зависимости  $\alpha_k = f\left(\frac{\Delta n}{n_1}\right)$ , которыми можно пользо-

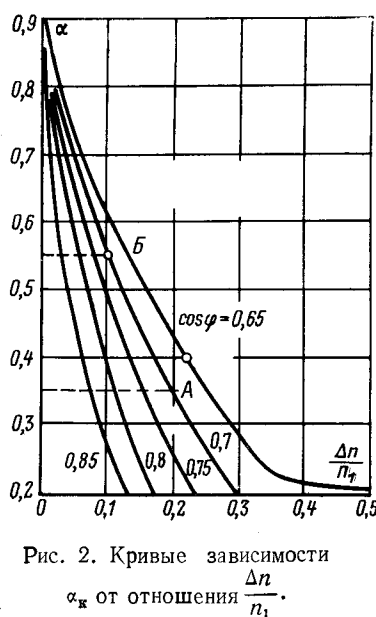


Рис. 2. Кривые зависимости

$\alpha_k$  от отношения  $\frac{\Delta n}{n_1}$ .

ваться для определения приблизительных значений  $\alpha_k$ . Анализ (5) показывает, что при среднем значении  $\cos \varphi = 0,75$  и числе трансформаторов  $n_1 = 10$  и выше для уменьшения числа трансформаторов до  $n_1 + 1$  коэффициент  $\alpha_k = 0,5 - 0,6$ . Для экономии последнего трансформатора, т.е. при полной компенсации ( $\alpha_k = 1$ ) требуется дополнительно установить статические конденсаторы мощностью 40—50% от реактивной нагрузки  $Q_{A2}$ . Поэтому, как правило, можно ограничиться сокращением числа трансформаторов до  $n_1 + 1$ , если это допустимо по условиям электрообеспечения.

С уменьшением числа трансформаторов при заданной активной нагрузке общие потери в стали уменьшаются. Активная нагрузка каждого трансформатора увеличивается, так что его потери в меди соответственно увеличиваются, но потери в меди всех трансформаторов также уменьшаются, так что при установке конденсаторов 380 (660) в общие потери в трансформаторах сокращаются. С уменьшением числа трансформаторов потери в сети 380 (660) в могут несколько увеличиться. Для упрощения расчетов можно принять, что с изменением числа трансформаторов потери в трансформаторах и сети не меняются и приведенные затраты, отнесенные к  $Q_{H\Sigma}$ , определять по выражению:

$$\dot{Z}_2 = \frac{Z_2}{Q_{H\Sigma}} \approx b_1 [\dot{D}_1 (\alpha_1 + \alpha_2) + \dot{D}_2 (\alpha_1 + \alpha_2)^2] + p \left[ m_2 \alpha_k K_{K2} - \frac{(n_0 - n) K_{TP}}{Q_{H\Sigma}} \right] + b_2 m_2 \alpha_k P_{K2}, \quad (6)$$

где  $K_{TP}$  — стоимость трансформатора и линии для его присоединения с монтажом и строительной частью, руб;  $K_{K2}$ ,  $P_{K2}$  — удельные стоимость и потери активной мощности для конденсаторов 380 (660) в, руб/квар, квт/квар;  $m_2 = \frac{Q_{A2}}{Q_{H\Sigma}}$  — относительная реактивная нагрузка от электроприемников 380 (660) в, требующая компенсации;  $\alpha_2 = \frac{Q_{C2}}{Q_{H\Sigma}}$  — относительная реактив-

ная мощность синхронных двигателей, используемая для компенсации  $Q_{A2}$  [ $\alpha_2 = m_2 (1 - \alpha_k)$ ].

Обычно устанавливаются однотипные трансформаторы. Задав число трансформаторов  $n$  от  $n_0$  до  $n_1$ , определяют соответствующие значения  $\alpha_k$ , по выражению (6) находят приведенные затраты  $\dot{Z}_2$  и отношение  $\frac{\dot{Z}_2}{\dot{Z}_{2\min}}$  и выбирают

число трансформаторов. При этом учитывают дополнительные капитальные вложения, требующиеся для приобретения конденсаторов, местные условия электроснабжения и определяют общий коэффициент  $\alpha = \alpha_1 + \alpha_2$ , при котором должны работать синхронные двигатели.

Анализ показывает, что синхронные двигатели 6—10 кв, в особенности тихоходные, невыгодно использовать для компенсации  $Q_{A2}$ , если при установке конденсаторов в сети 380 (660) в можно уменьшить число трансформаторов.

Если число трансформаторов не может быть уменьшено, то при определении приведенных затрат необходимо учитывать уменьшение электрических потерь в трансформаторах и в сети 380 (660) в. Эти потери, отнесенные к  $Q_{H\Sigma}$ , определяются выражением:

$$\Delta P_{T.c} = \frac{P_{T.c}}{Q_{H\Sigma}} = m_2 Q_{A2} (2\alpha_k - \alpha_k^2) \frac{\lambda r_T}{n_0 U_H^2} \cdot 10^{-3}, \quad (7)$$

где  $r_T$  — активное сопротивление одного трансформатора, ом;  $\lambda$  — коэффициент, учитывающий эквивалентное сопротивление сети  $r_{\Sigma.c}$ , относящейся к одному трансформатору, ом ( $\lambda = \frac{r_{\Sigma} + r_{\Sigma.c}}{r_T}$ );  $U_H$  — напряжение, отнесенное к той же стороне, что и сопротивление  $r_T$ , кв.

В этом случае  $\alpha_k$  не зависит от числа трансформаторов  $n$  и от коэффициента использования реактивной мощности синхронных двигателей  $\alpha$ . Задаваясь последним, определяют приведенные затраты по выражению:

$$\dot{Z}_3 = \frac{Z_3}{Q_{H\Sigma}} \approx b_1 [\dot{D}_1 (\alpha_1 + \alpha_2) + \dot{D}_2 (\alpha_1 + \alpha_2)^2] + m_2 \alpha_k (p K_{K2} + b_2 P_{K2}) - b_1 m_2 Q_{A2} (2\alpha_k - \alpha_k^2) \frac{\lambda r_T}{n_0 U_H^2} \cdot 10^{-3}. \quad (8)$$

Анализ показывает, что в этом случае неполное использование реактивной мощности синхронных двигателей может оказаться выгодным, когда конденсаторы 380 (660) в устанавливаются не на подстанции, а в сети за большим активным сопротивлением.

Пример. Реактивная нагрузка узла схемы электроснабжения, которую необходимо компенсировать средствами предприятия:  $Q_{A1} = 1600$  квар,  $Q_{A2} = 4400$  квар,  $P_{A2} = 4500$  квт. К шинам 6 кв этого узла присоединены шесть синхронных двигателей 1000 квт. Для питания электроприемников при отсутствии компенсации предполагается установить девять комплектных трансформаторов по 1000 квт. При полной компенсации реактивной нагрузки  $Q_{A2}$  можно ограничиться установкой только шести трансформаторов 1000 квт, что по условиям электроснабжения допустимо. На центральной подстанции уже имеется батарея статических конденсаторов 6 кв, так что устройства линий для присоединения дополнительных конденсаторов не требуется ( $K_{A2} = 0$ ). Данные: конденсаторов 6 кв —  $K_{K1} = 8$  руб/квар,  $P_{K1} = 0,0035$  квт/квар; конденсаторов 380 в —  $K_{K2} = 15$  руб/квар,  $P_{K2} = 0,0045$  квт/квар; трансформаторов —  $K_{TP} = 17000$  руб,  $r_T = 0,49$  ом. Стоимость потерь —  $b_1 = 50$  руб/квт·год,  $b_2 = 60$  руб/квт·год,  $p = 0,223$ .

Выбрать способ компенсации для следующих случаев: I — 3000 об/мин;  $\dot{D}_1 = 5,9 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\dot{D}_2 = 8,8 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\alpha = 1,49$ ; II — 1000 об/мин;  $\dot{D}_1 = 9,9 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\dot{D}_2 = 7,8 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\alpha = 0,79$ ; III — 500 об/мин;  $\dot{D}_1 = 12,9 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\dot{D}_2 = 11,5 \cdot 10^{-3}$  квт/квар,  $\alpha = 0,89$ ; IV — 250 об/мин;  $\dot{D}_1 = 19,4 \cdot 10^{-3}$  квт/квар;  $\dot{D}_2 = 13,8 \cdot 10^{-3}$  квт/квар,  $\alpha = 0,71$ .

Для всех случаев принимаем  $Q_{H\Sigma} = 3100$  квар и  $\alpha_{\max} = 1,4$ .

Решение. 1. Определяем относительные значения реактивных нагрузок:  $m_1 = \frac{1600}{3100} = 0,52$ ;  $m_2 = \frac{4400}{3100} = 1,42$ .

2. По выражению (2 а) определены приведенные затраты, отнесенные к  $Q_{\text{нз}}$ , для всех случаев установки синхронных

двигателей и построены кривые зависимости  $\hat{Z}_1 = f(\alpha)$  (рис. 1, кривые 7—10), из которых видно, что установка статических конденсаторов для компенсации  $Q_{A1}$  не требуется. Для случаев I, II и III установка конденсаторов не потребовалась бы при  $\alpha = 1,4 \cdot 3100 = 4340$  квар. Для случая IV  $\alpha = 0,75$  (точка А), но при  $\alpha = 1,1$  удельные приведенные затраты увеличиваются только на 5%, так что установка конденсаторов не потребовалась бы также при  $\alpha = 1,1 \cdot 3100 = 3400$  квар.

Если бы вместо 6 двигателей 1000 квт, 250 об/мин были установлены 12 двигателей 500 квт, 187 об/мин, для которых минимальные приведенные затраты будут при  $\alpha = 0,3 < 0,52$  (рис. 1, кривая II (точка С), то в этом случае установка конденсаторов 6 кв не потребовалась бы, так как при  $\alpha = 0,7 > 0,52$  приведенные затраты только на 5% выше минимальных (точка Д).

3. По выражению (5) для  $n = 9,8$  7 и 6 трансформаторов были определены значения  $\alpha_k$ , причем выяснилось, что при сокращении числа трансформаторов до семи  $\alpha_k = 0,39$ , в то время как при  $n = 6$   $\alpha_k = 1$ , так что можно ограничиться сокращением числа трансформаторов только на два. Для компенсации же всей реактивной нагрузки в 4400 квар синхронные двигатели должны работать с коэффициентом использования  $\alpha = 0,52 + 1,42(1 - 0,39) = 1,38 < 1,4$ .

Удельные приведенные затраты, определенные для всех случаев установки синхронных двигателей, за счет сокращения числа трансформаторов получились отрицательными.

4. Для случая, когда число трансформаторов не может быть сокращено, приведенные затраты по выражению (6) были определены для наиболее неблагоприятного случая IV, когда

Расчетные выражения	Приведенные затраты					
$\alpha = \alpha_1 + \alpha_2 \leq 1,4$	0,52	0,7	0,85	1,0	1,2	1,4
$\alpha_k = 1,4 - (\alpha_1 + \alpha_2)$	0,88	0,7	0,55	0,4	0,2	0
$\hat{Z}_2$ , руб/квар·год (при $\lambda = 1$ )	4,72	4,2	3,77	3,42	2,92	2,71
$\hat{Z}_2 / \hat{Z}_{2\text{min}}$	1,73	1,54	1,38	1,25	1,07	1,0
$\hat{Z}_2$ , руб/квар·год (при $\lambda = 3$ )	3,78	3,34	3,06	2,62	2,4	2,71
$\hat{Z}_2 / \hat{Z}_{2\text{min}}$	1,57	1,39	1,27	1,08	1,0	1,13

установлены двигатели на 250 об/мин при  $\lambda = 1$  (конденсаторы устанавливаются на подстанции). Результаты приведены в таблице.

Мы видим, что в рассматриваемом случае реактивная мощность даже тихоходных синхронных двигателей может быть полностью использована для компенсации  $Q_{A2}$ . Только при  $\lambda \geq 3$  и тех же двигателях выгодной оказывается установка конденсаторов 380 (660) в при  $\alpha > 1,2$ .

**Выводы.** 1. При определении оптимального значения  $\alpha_{\text{опт}}$ , при котором выгодно использование реактивной мощности синхронных двигателей 6—10 кв, необходимо рассматривать раздельно компенсацию реактивных нагрузок от электроприемников 6 (10) кв и 380 (660) в. Как правило, синхронные двигатели могут полностью компенсировать реактивную нагрузку электроприемников того же напряжения. Только при тихоходных синхронных двигателях ( $\hat{D}_1 \geq 20 \cdot 10^{-3}$  квт/квар) может потребоваться дополнительная установка конденсаторов, в особенности, в том случае, когда максимальная реактивная мощность синхронных двигателей недостаточна для компенсации всей реактивной нагрузки  $Q_{A1}$ .

2. Если при установке конденсаторов 380 (660) в может быть сокращено число цеховых трансформаторов, необходимо проверять, при каком числе трансформаторов приведенные затраты будут минимальными. Как правило, полная компенсация  $Q_{A2}$  для сокращения числа трансформаторов до минимальных не требуется. В этом случае использование синхронных двигателей для компенсации  $Q_{A2}$ , как правило, невыгодно.

3. Если по условиям электроснабжения число трансформаторов не может быть сокращено, реактивная мощность синхронных двигателей (даже тихоходных) может быть использована для компенсации  $Q_{A2}$ . Дополнительная установка конденсаторов может потребоваться, если  $Q_{A2}$  больше реактивной мощности синхронных двигателей, остающейся после компенсации  $Q_{A1}$ . В этом случае напряжение конденсаторов выбирается путем технико-экономического расчета, при этом должны учитываться возможность установки конденсаторов 380 (660) в в сети за большим активным сопротивлением и необходимость улучшения режима напряжений у потребителей.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Карпов Ф. Ф. и Солдаткина Л. А., Регулирование напряжения в электрических сетях промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1970.

2. Грейсук М. В., О компенсации реактивной мощности в электроустановках с синхронными двигателями, «Электричество», 1967, № 3.

3. Грейсук М. В., О компенсации реактивных нагрузок статическими конденсаторами, «Промышленная энергетика», 1971, № 11.

[17.9.1971]

## ЭЛЕМЕНТЫ АВТОМАТИКИ И ВЫЧИСЛИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ

Гальперин М. В., Злобин Ю. П., Павленко В. А. Транзисторные усилители постоянного тока. 16 л.  
Ефимов Б. В., Сахов В. Б. Электронные преобразователи с магнитным управлением. 8 л.

Ильин В. А., Коншин Б. Н. Импульсные устройства с мостовыми времязадающими цепями. 13 л.

Калинчук Б. А., Пичугин О. А. Модуляторы малых сигналов. 17 л.

Касимзаде М. С., Халилов Р. Ф., Балашов А. Н. Электрокинетические преобразователи. 8 л.

Куликов С. В., Чистяков Б. В. Дискретные преобразователи сигналов на транзисторах. 17 л.

Львов Е. Л. Магнитные усилители в технике автоматического регулирования. 28 л.

Моин В. С., Лаптев Н. Н. Стабилизированные транзисторные преобразователи. Основы теории и расчета. 26 л.  
Павлов А. В., Черников А. И. Приемники излучения автоматических оптико-электронных приборов. 13 л.

Полонников Д. Е. Решающие усилители. 16 л.

Расчет и конструирование искробезопасной аппаратуры. 13 л. — Авт.: Демидов В. И., Луппа В. Г., Султанович А. И. и др.

Ротач В. Я. Расчет динамики промышленных систем автоматического регулирования. 31 л.

Штейнберг Ш. Е., Хвилевский Л. О., Ястребенский М. А. Промышленные автоматические регуляторы. 35 л.

## ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

Автоматический контроль электротехнического и радиоэлектронного оборудования. 17 л. — Авт.: Мартяшин А. И., Рыжовский А. Г., Чернецов К. Н., Шляндин В. М.  
Афанасьев Ю. В., Студенцов Н. В., Щепкин А. П. Магнитометрические преобразователи, приборы, установки. 21 л.

Афанасьев Г. Я., Мальцев Ю. С. Цифровые измерительные приборы промышленного назначения. 7 л. (Серия «Электронизмерительные приборы»).

Гайдукевич В. И., Меньшиков А. А. Вероятностная обработка осциллограмм электрических величин. 7 л.

(См. продолжение на стр. 93)



## ИССЛЕДОВАНИЕ ФОРСИРОВКИ ГАШЕНИЯ ПОЛЯ ДЛЯ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ С БЕСЩЕТОЧНЫМ ВОЗБУЖДЕНИЕМ

(Статья В. Е. Игнатова и Г. А. Ковалькова, «Электричество», 1970, № 8)

Доктор техн. наук, проф. О. Б. БРОН, канд. техн. наук В. А. ОБРАЗЦОВ,  
инж. Л. М. БЕЛЯЕВ

Ленинград

В статье В. Е. Игнатова и Г. А. Ковалькова поставлен вопрос о том, можно ли обойтись без форсированного гашения поля в турбогенераторах. Этот вопрос не возникал до появления турбогенераторов с бесщеточным возбуждением. Его постановка, видимо, связана с определенными трудностями осуществления ныне применяемых способов гашения поля для турбогенераторов с бесщеточной системой возбуждения. Стремление не преодолеть, а обойти возникшие трудности приводит к попыткам доказать, что форсированное гашение поля для турбогенераторов мало эффективно, и поэтому без него можно обойтись. В рассматриваемой статье вопрос трактуется именно с этих позиций, однако соображения авторов нельзя признать убедительными.

В статье утверждается, что применение существующих схем, позволяющих форсировать гашение поля, неизбежно связано с появлением опасных перенапряжений в цепи ротора. Это не соответствует действительности, так как применяемые в настоящее время схемы для гашения поля турбогенераторов обеспечивают форсированное гашение поля при заданном уровне перенапряжений при любых режимах работы турбогенератора. Это подтверждает опыт применения автоматов серии АГП-30 с кольцевой дугогасительной решеткой в сочетании с разрядниками многократного действия типа ПД2.

Авторы утверждают, что форсировка гашения поля незначительно влияет на объем, стоимость и сроки восстановительного ремонта в случае пробоя изоляции между стержнями в лобовых частях обмотки статора без повреждения активной стали.

При этом они ссылаются на то обстоятельство, что «...Тепловые процессы и процессы горения изоляции гораздо более инерционные, чем процессы электромагнитные». Никаких расчетных или экспериментальных доказательств такого допущения авторы, к сожалению, не приводят, что делает основанные на этих допущениях выводы мало убедительными.

Авторы утверждают, что при определении энергии, выделившейся в месте повреждения, недопустимо пренебрегать энергиями химических реакций, в частности, энергией окисления железа. Однако никаких данных, подтверждающих количественное влияние таких реакций при горении дуги в закрытом пазу машины, авторы не приводят. Пример расчета энергии, выделяющейся при окислении всего выгоревшего железа, нельзя признать состоятельным. Авторы принимают без доказательств, что все эвакуированное из места повреждения железо окислилось. Это маловероятно, так как при горении коротких дуг в объеме, практически изолированном от поступления воздуха извне, и при токах в несколько тысяч ампер создается давление в сотни атмосфер. Это препятствует проникновению в этот объем кислорода воздуха. Если же учесть, что статоры современных турбогенераторов, как правило, заполнены водородом, то вообще непонятно, о каком окислении железа здесь можно говорить.

Приведенные в статье данные испытания макетов не дают представления о сопоставимости результатов испытаний с реальными условиями горения дуги в пазу статора турбогенератора при аварии, так как не приведены значения то-

ков, при которых производились испытания, не приведены фотографии мест повреждения железа при испытаниях и не приведены осциллограммы тока и напряжения дуги, горевшей в макете.

Из приведенного в статье рисунка видно, что дуга поджигалась между нижним стержнем и нижней частью стенки паза. В реальных условиях наиболее часто повреждается изоляция верхних стержней. Сомнительным является также возможность правильной имитации процесса горения дуги в пазу статора крупного турбогенератора после повреждения изоляции обмотки от такого маломощного источника энергии, как сварочный трансформатор.

Даже при размерах повреждений, указанных в статье, не во всех случаях при ремонте требуется перешихтовка статора турбогенератора. Известно много случаев, когда даже при полном выгорании верхней части зубца статора на длине до 100 мм удавалось произвести ремонт без перешихтовки статора путем распущения железа поврежденной части зуба и прокладки между листами железа слюды. Поэтому утверждение авторов, что при трехфазном коротком замыкании, близком к выводам турбогенератора, относительное уменьшение радиуса аварии в случае форсированного гашения практически не влияет на стоимость восстановительного ремонта, не является обоснованным.

При сравнении эффективности различных способов гашения поля авторы сравнивают продолжительность гашения поля при «естественном гашении» и при гашении поля автоматами с дугогасительной решеткой. Непонятно, что понимали авторы под «естественным гашением». Если понимать под «естественным гашением» гашение поля путем закорачивания обмотки возбуждения генератора, то этот способ не применим для гашения поля турбогенераторов с бесщеточной системой возбуждения при неуправляемых вентиллях. Если же под «естественным гашением» понимать гашение поля путем развозбуждения возбuditеля, то разница в продолжительности гашения поля должна быть в несколько раз больше той, которая приведена на рис. 2 статьи.

Нам кажется, что вопрос эффективности форсировки гашения поля мощных турбогенераторов с бесщеточным возбуждением является актуальным, однако на основании материалов, приведенных в статье, сделать вывод о неэффективности применения форсированного гашения поля турбогенераторов вообще и по отношению к машинам с бесщеточной системой возбуждения в частности не представляется возможным.

В дополнение ко всему сказанному следует обратить внимание на то, что современный крупный турбогенератор, как правило, глухо соединен с повышающим трансформатором, образуя с ним один общий блок, и между ними часто нет генераторного выключателя. В таком случае форсированное гашение поля необходимо для ограничения аварий, возникающих при внутренних коротких замыканиях как в турбогенераторах, так и в трансформаторах. Без учета этого обстоятельства нельзя говорить об эффективности или неэффективности форсированного гашения поля. К сожалению, авторы статьи не учли этого обстоятельства.



## ОТВЕТ АВТОРОВ

Постановка вопроса, затронутого в нашей статье, не была вызвана трудностью осуществления форсировки гашения поля для турбогенераторов с бесщеточным возбуждением. Принципиально этот вопрос разрешим применением искусственной реакции якоря, заменой диодов тиристорами и, наконец, использованием изобретения О. Б. Брона, В. А. Образцова, И. А. Хорева.

Задача работы состоит в определении целесообразности форсировки обрыва тока в обмотке возбуждения с помощью АГП для турбогенераторов, имеющих мощную демпферную систему на роторе и высокие электромагнитные нагрузки, характерные для современных высокоиспользуемых машин.

Бесщеточными системами возбуждения этот вопрос ограничивается в данной работе из-за большой его актуальности.

Внесение дополнительных устройств во вращающихся цепях возбуждения не увеличивает надежности системы возбуждения даже в предположении абсолютной надежности этих устройств (вероятности повреждения равна нулю). Кроме того, при токах возбуждения, требуемых для турбогенератора большой мощности (порядка 1200 Мвт), для которых бесщеточное возбуждение становится необходимым, габариты указанного устройства соизмеримы с габаритами вращающегося выпрямителя и требуют дополнительного места на валу генератора.

Отсюда и вытекает актуальность данного вопроса для бесщеточного возбуждения, что отмечено и в присланных замечаниях.

Оценка эффективности форсировки гашения поля неизбежно связана с вопросами аварий турбогенераторов.

Наибольшую достоверность может дать экспериментальное сравнение реальных аварий на турбогенераторах при использовании различных способов гашения поля. Однако постановка такого эксперимента потребует значительных затрат, а, кроме того, результаты однократного эксперимента не могут быть убедительными из-за того, что условия аварии значительно отличаются в зависимости от режима работы машины, места короткого замыкания и пр. Постановка же серии экспериментальных аварий не представляется реальной даже в перспективе.

Авторами статьи было предложено предварительно рассмотреть аварийный процесс теоретически, с учетом основных факторов, поддающихся теоретическому расчету, затем сравнить результаты теоретического расчета с уже имеющимися экспериментальными материалами, провести дополнительные эксперименты на макете, и на основе всех результатов сделать основные выводы.

Из решения уравнений тепловых процессов для случая дугового пробоя на сталь было получено значение мощности электрической дуги, величину которой можно считать безопасной для машины, и соответствующее расчетное значение тока примерно 6,7 а. По исследованиям д. т. н. В. Б. Кулаковского, проведенным в 1950 г. путем экспериментов на реальной машине, значение тока аварии, безопасного для активной стали, составляет 5—10 а. Таким образом, расчетное значение тока электрической дуги, безопасного для машины, дает хорошее совпадение с экспериментальными.

На основе того же решения было получено выражение для расчетного радиуса кратера аварии, приведенное в статье. В это выражение входит эмпирический коэффициент  $K$ , включающий факторы, точный расчет которых затруднителен, в том числе и энергию химических реакций. Авторы статьи согласны с замечаниями, что реальные аварии не могут быть полностью имитированы на маломощном макете и сами указывают в статье на то, что эмпирический коэффициент, полученный на макете, имеет завышенные значения, и его желательно уточнить в условиях, более близких к реальным, в том числе и других средах (кроме воздуха). Однако это в равной степени относится к авариям с применением любого способа гашения поля. Относительная разница размеров повреждения с форсированным гашением поля и без него мало зависит от  $K$ , а абсолютный размер повреждения все равно намного превышает допустимый.

Авторы замечаний считают неоправданным учет химических реакций. Это равносильно предположению  $K < 1$ . Пусть  $K = 0,5$ . В этом случае по формуле (14) радиусы размера повреждения для рассмотренного в статье примера составят 6,4 и 5,6 см.

Основное достоинство предложенного авторами метода в том, что он позволил выявить соотносительное влияние

энергии и длительности аварии на размер повреждения, чего не было в опубликованной ранее литературе. Из формулы (14), приведенной в статье, очевидно, что при определении размера повреждения нельзя оперировать только длительностью аварийного процесса или только энергией. Причем при больших энергиях преобладающим будет второй член подкоренного выражения, из чего следует, что размер повреждения в этих условиях зависит в большей степени от энергии, чем от длительности. Это не противоречит результатам экспериментов других авторов (Материалы сессии СИПРЭ, № 139 от 1—10 июня 1964 г.).

Таким образом, материалы, имеющиеся в распоряжении авторов, подтверждают правильность основных выводов.

Что касается остальных замечаний, то по ним можно сообщить следующее.

1. Форсировка гашения поля предусматривает включение встречной э. д. с. в обмотку ротора и, следовательно, — появление перенапряжений. Уровень их можно ограничить применением разрядников, но никоим образом не снять полностью, и при ухудшении состояния изоляции они могут стать опасными. Обширные материалы по перенапряжениям на реальных машинах при срабатывании АГП, а также некоторые примеры серьезных повреждений обмоток роторов в режиме гашения поля имеются в Сибирском отделении ОРГРЭС.

2. Форсировка гашения поля незначительно влияет на объем, стоимость и сроки восстановительного ремонта в случае пробоя в лобовых частях в силу того, что замена поврежденного стержня неизбежна вне зависимости от размера повреждения. Это непосредственно следует из практики ремонтных работ и не требует каких-либо расчетов или экспериментов в подтверждение.

3. Замечание о том, что при полном выгорании верхней части зубца статора удавалось путем определенных технологических мероприятий произвести ремонт без перешихтовки, в равной степени относится к любому способу гашения поля.

4. Под естественным процессом понималось гашение поля в обмотке возбуждения, замкнутой только на вентили. Этот способ не только применим, но присущ по своей природе бесщеточной системе возбуждения. При снятии возбуждения возбудителя обмотка возбуждения генератора остается замкнутой через диодный выпрямитель.

5. Тот факт, что современные генераторы работают в блоке с трансформатором, не может повлиять на окончательные выводы по трем причинам:

а) все выводы, относящиеся к авариям в генераторе, сохраняют силу и для трансформатора, т. е. в случае серьезной аварии трансформатор вне зависимости от способа гашения поля получает серьезные повреждения;

б) предложены способы защиты блока, позволяющие превратить аварийный процесс в трансформаторе приблизительно в 10 раз быстрее, чем с помощью форсировки гашения поля (размыкание нейтралей статора генератора);

в) в случае ошибочного включения форсировки в режиме холостого хода и отказа АГП трансформатор повреждается в первую очередь. (Такой случай известен из опыта эксплуатации.) Таким образом АГП может быть даже причиной повреждения трансформатора, а не защитным средством.

В дополнение ко всему сказанному следует отметить, что зарубежные фирмы оснащают диодными бесщеточными возбудителями без устройств форсировки гашения поля самые мощные турбогенераторы: 1125 Мва (Westinghouse), 780 Мва (Siemens), 750 Мва (Kraftwerk Union), 667 Мва (Brown Boveri), 600 Мат (Jeumont Schneider), 400 Мва (Mitsubishi Electric) и 250 Мва (Hitachi).

Более подробные материалы (методики расчетов, данные экспериментов, фотографии мест повреждений и пр.) изложены авторами в отчетах Энергетического института им. Г. М. Кржижановского.

В заключение следует отметить, что статья не содержит рекомендаций по отказу от разработки и применению устройств гашения поля вообще и для бесщеточной системы в частности.

Ее основное назначение — дать метод теоретического обобщения результатов эксперимента в условиях, близких к реальным авариям, и как первый результат показать допустимость применения диодных бесщеточных систем без устройств форсировки гашения поля.

В. Е. Игнатов, Г. А. Ковальков

**Электроэнергетика и экология в США**, «Edison Elec. Inst. Bull.», 1971, 39, № 2. Загрязнение окружающей среды (воздушного бассейна, водоемов, порча ландшафтов, истощение природных ресурсов) все более усугубляется пропорционально темпам и масштабам индустриального развития. Существенным фактором в данном процессе являются энергетические установки. В США каждый производственный рабочий использует электроэнергию, эквивалентную физической силе 560 человек. По подсчетам Эдисоновского электротехнического института при настоящих темпах удвоения электропотребления каждые 8 лет, к исходу столетия генерирующие мощности в США должны возрасти до 2 млрд. кВт, против 340 млн. кВт в 1970 г., из которых только 1% составили АЭС. При таких масштабах необходим принципиально новый подход к развитию энергетики, позволяющий предотвратить тотальное загрязнение окружающей среды. Предполагается, что переход на атомную энергетику (в 2000 г. 40% установленной мощности будут составлять АЭС), более широкое использование гидроресурсов, применение новых источников электроэнергии, строительство геотермальных и ветровых электростанций могут в значительной мере приостановить процессы загрязнения среды энергетикой.

**Плавающие пиковые электростанции в Нью-Йорке**. «E.I. World», 1971, № 10. В район Нью-Йорка отбуксированы 4 газотурбинные электростанции, смонтированные на баржах и предназначенные для выработки пиковой мощности. Электростанции будут подключены к подстанции 345/138 кВ Gowanus компании Consolidated Edison Co в Нью-Йоркской бухте со стороны Бруклина. К моменту наступления летнего максимума в системе Consolidated Edison эти плавающие станции смогут вырабатывать 620 Мвт пиковой мощности. Баржи приспособлены для прохождения шлюзов шириной 25 м, а также для навигации вокруг Флориды, в Мексиканском заливе и вверх по р. Миссисипи. По обоим концам барж размещено по 4 газотурбинных генератора мощностью 19,45 Мвт производства компании General Electric. Всего на четырех баржах установлены 32 дизель-генераторные установки суммарной мощностью 636 Мвт. В оптимальном режиме электростанции могут работать непрерывно около 2 ч. Дизель-генераторные установки оборудованы системой телеуправления, позволяющей запускать их поочередно или все вместе. Генераторы оснащены полупроводниковыми системами возбуждения. На баржах смонтированы углекислотные противопожарные системы.

**Влияние систем постоянного тока высокого напряжения на трубопроводы**, «J. Amer. Water Works Assoc.», 1971, 63, № 4. Pacific Interfe — наиболее крупная и самая последняя из электропередач постоянного тока, в которой предусмотрена возможность использования земли в качестве обратного провода. Заземляющий электрод подстанции Celilo расположен на расстоянии 13,6 км к юго-востоку от г. Далласа (штат Орегон), а заземляющий электрод подстанции Sylmar расположен в заливе Санта-Моника на расстоянии 1,6 км от г. Санта-Моника. При нормальной работе ВЛ через землю протекает ток небаланса, составляющий всего 3% полного номинального тока ВЛ 1 800 а, т. е. 54 а. В аварийных случаях весь ток ВЛ может протекать через землю. Для исследования возможного влияния установок постоянного тока высокого напряжения на подземные коммуникации в 1969 г. была завершена подвеска воздушных линий и установка заземляющих электродов, проводились испытания систем стальных трубопроводов в городах, ближайших к местам заземления. Летом 1969 г. компания Bonneville Power Administration подключила к передаче постоянного тока передвижную выпрямительную установку на 300 а, 3 000 в. Воздушные линии проводили ток в одном направлении, а возврат тока осуществлялся по земле с помощью заземляющих электродов. Исследовательская ассоциация Cast Iron Pipe Research Association (CIPRA) проводила измерения потенциалов трубопровод — почва в нескольких городах вблизи мест заземления. Опыты проводились дважды — при разной полярности. Из 51-й контрольной точки только в 8 точках зарегистрированы потенциалы от 2 до 5 мв.

Измерения показали, что блуждающие токи незначительны. В июне 1970 г. ПИТ была включена в однополярном режиме с током 600 а, и вновь производилось измерение токов в стальных трубопроводах. Измерения дали значение токов

порядка 0,05 а. Даже если этот ток будет протекать в одном месте, то унос металла составит 400 г в год.

**Проблемы быстрого пуска агрегатов и циклическая нагрузка электростанций США в 70-х годах**, «Power Eng.», 1971, 75, № 6.

Изложены результаты исследования целесообразности различных способов выработки электроэнергии на основе тепловых источников энергии при трех составляющих нагрузок — базовой, циклической и пиковой. В качестве примера показано, что на ТЭС только 65% установленной мощности используется для выработки электроэнергии на уровне 4 000 кВт·ч/(кВт·год) в базисном режиме; при выработке от 1 000 до 4 000 кВт·ч/(кВт·год) принимается циклический режим и при выработке ≤ 1 000 кВт·ч/(кВт·год) — пиковый режим. Для режима циклической нагрузки рекомендуются электростанции с низкими капиталовложениями, а именно, дизельные агрегаты различной мощности. Отмечается, что наиболее экономичным способом генерирования пиковой мощности являются ГТЭС; для выработки базисной мощности рекомендуются электростанции на угле, АЭС и в некоторой степени электростанции на нефтяном топливе.

**Трехфазный шинопровод «Hitachi hyoron»**, 1971, 53, № 6.

На подстанции Kiseniyama (Kansai Electric Co, Япония) в июле 1970 г. установлен крупнейший в мире шинопровод протяженностью 265 м, рассчитанный на ток 9 500 а. Шинопровод смонтирован в вертикальной шахте диаметром 7 м и предназначен для питания электроэнергией частотой 60 гц, расположенной под землей энергооборудования. Шинопровод рассчитан на воздействия импульсных перенапряжений 125 кВ, напряжением 50 кВ промышленной частоты, тока короткого замыкания 71 кА, повышение температуры шин до 65 °С. Особое внимание при конструировании шинопровода уделено проблемам индукционного нагрева металлических монтажных конструкций, а также расчету температурных градиентов воздуха в шахте.

**Предотвращение развития крупных аварий в мощных энергосистемах**, «Energ. elet», 1971, 48, № 5. Дан анализ случаев аварий в мощных энергосистемах США и Италии. Предложена последовательность и вид операций, позволяющие предотвратить развитие аварий на основе применения релейной защиты, действующей по факту и степени изменения частоты в энергосистеме. При рассмотрении проблемы необходимо учитывать длительность доаварийной эксплуатации элементов энергосистемы, являющихся причиной аварии; возможность отключения отдельных потребителей при понижениях частоты в энергосистеме; разделение систем на отдельные подсистемы с последующей подгонкой режимов и объединением; обеспечение минимальной продолжительности аварийных перерывов в энергоснабжении.

**Развитие электрических сетей сверхвысокого напряжения**, «Electrical review» (Gr. Brit), 1971, 188, № 25. Сообщается о совещании представителей 21 страны, организованном фирмой ASEA, по проблемам разработки ВЛ сверхвысокого напряжения переменного тока. Отмечается, что выбор рационального напряжения передачи в диапазоне 1 000—2 000 кВ может быть определен только в результате исследований широкого характера. При этом наряду с проблемами создания соответствующих аппаратов серьезной проблемой является биологическая защита. Приводится качественное сопоставление передач постоянного тока и переменного тока. При этом высказывается сомнение в необходимости объединения энергосистем линиями сверхвысокого напряжения, основанное на том, что к 2000 году около 50% электроэнергии будут вырабатывать на АЭС, размещаемых вблизи центров нагрузки.

**Оптимизация управления энергосистемой с помощью ЦВМ**, «Elec. World.», 1971, 175, № 12. Рассматривается автоматизированная система диспетчерского управления (АСДУ) Allegny Power System, охватывающая 44 генератора и сеть 500 кВ в пяти штатах США. АСДУ осуществляет функции контроля частоты и мощности, экономичного распределения нагрузки, предупредительной и аварийной сигнализации и регистрации данных. В АСДУ используется оперативно-информационный и вычислительный комплекс на базе ЦВМ IBM 1800. В программе распределения нагрузок между генераторами учитываются потери в ВЛ, стоимость топлива, эксплуатационные расходы и т. д. При работе в режиме разделения программ по времени используется система приоритетного прерывания при возникновении более важного события.

<sup>1</sup> В данном номере дается обзор материалов 10—12 выпусков РЖ ВИНТИ АН СССР, «Электрические станции, сети и системы».



Данные датчиков активной и реактивной мощности и напряжения через аналого-цифровой преобразователь и кодиро-импульсные системы телемеханики вводятся непосредственно в ЦВМ. Аналоговые величины передаются по арендованным телефонным каналам. Регистрация данных осуществляется в аналоговой форме. Если прием данных производится в дискретном виде (от устройств телемеханики, аппаратуры передачи данных ЦВМ), используется цифро-аналоговый преобразователь. Программа регулирования частоты и активной мощности предусматривает долю участия в регулировании каждого генератора. Программа экономической оценки помогает при коммерческих расчетах обмена энергией с соседними энергосистемами.

**Системы автоматической обработки данных главного и районных диспетчерских центров EdF (Государственного энергетического управления Франции), «Rev. ge'n. e'lec.», 1971, 80, № 5.** Проблема автоматизации сетей во Франции решалась в комплексе. Поиск полного комплекса аппаратуры, позволяющего логическое обращение к различным системам обработки данных главного диспетчерского центра (ДЦ) и районных ДЦ, привел к совместному осуществлению систем телеинформации, дистанционной связи и комплекса из девяти систем ВМ, приспособленных одна к другой. Описываются конфигурации различных устройств и ЦВМ. Одна из основных характеристик системы — объединение получения и избирательного представления информации, а также краткосрочное и долгосрочное прогнозирование. Осуществляется обмен информацией и результатами расчетов главного ДЦ и районными ДЦ. Система обработки данных связана с двумя устройствами управления, обеспечивающими непрерывную работу в случае аварии или ремонта одного из них.

**Краткосрочное прогнозирование нагрузки, «IEEE Trans. Power Appar. and Syst.», 1971, 90, № 2.** Исследуется применение экспоненциальной модели Брауна для прогноза почасовых значений нагрузки энергосистемы. Время упреждения может изменяться от одного часа до одной недели. Метод основан на анализе статистического материала о нагрузках конкретной системы за двухлетний период. На основе дисперсионного, корреляционного и спектрального анализа графиков нагрузки были определены оптимальные параметры модели, соответствующие минимуму стандартной ошибки прогноза. Указывается, что предлагаемый метод прогнозирования является адаптивным к сезонным изменениям и суточным колебаниям нагрузки.

**Оптимальное корректирование режима энергосистемы для обеспечения ее надежности, «IEEE Trans. Power Appar. and Syst.», 1971, 90, № 2.** Энергосистема считается надежной, если в послеаварийном режиме удовлетворяются критерии количества и качества электроэнергии, и ненадежной, если в результате возможной аварии потребуется отключать часть потребителей, или напряжение и частота не будут находиться в допустимых пределах. Ненадежную систему, до аварии работавшую нормально, можно перевести в надежное состояние следующими способами: изменить задание по выработке электроэнергии некоторым электростанциям; изменить межсистемные потоки мощности; отключить часть потребителей, допускающих перерыв электроснабжения; видоизменить принципы управления и защиты энергосистемы. Все перечисленные меры должны осуществляться с минимальным отклонением от текущего (и, возможно, наиболее экономичного) режима. Рассмотрена задача нахождения такого сочетания корректирующих действий, осуществление которых переведет систему в надежное состояние с наименьшими издержками. Если неустойчивость энергосистемы высока, а рамки ограничений достаточно узки, то оптимальное решение может и не существовать, но если оно существует, то перевод системы в надежный режим гарантируется. Определена целевая функция при заданных допущениях и ограничениях, касающихся надежности режима; составлена симплексная таблица линейного программирования; определены допустимые пределы корректирующих действий. Обсуждаются результаты нахождения оптимального алгоритма корректирования для энергосистемы с 8 узлами и 13 ветвями при задании этой системе 29 видов аварий, представляющих собой выходы из строя генерирующих мощностей 1 000 и 2 000 Мвт и ВЛ 69, 115 и 230 кВ. В 4-х случаях из 29 система в результате аварии переходит в ненадежный режим. Представлен алгоритм перевода системы в надежный режим. Отмечается перспективность изложенного способа определения оптимальных корректирующих действий для реализации его на ЦВМ, работающей в реальном масштабе времени, когда от диспетчера потребу-

ется только задавать машине целесообразные пределы экономичности режима энергосистемы и диапазон допустимых корректирующих действий.

**Дальние линии электропередачи, «VDI—Z», 1971, 113, № 6.** После успешного пуска в эксплуатацию первых установок напряжением 700 кВ стал вопрос о верхнем пределе напряжения передачи трехфазного тока и, в частности, о следующей ступени напряжения 765 кВ. Напряжение 400 кВ для территорий с высокой плотностью потребления и распределенным по ним электростанциям еще продолжительное время будет использоваться для ВЛ. Короткие линии с большим сечением проводов способны передавать большую мощность, вопросы устойчивости здесь не имеют существенного значения. Считают, что при полном использовании термического запаса по ВЛ 400 кВ можно передавать мощность порядка 2—3 тыс. Мвт. В условиях ФРГ, где среднее расстояние между подстанциями составляет 150 км, а в будущем будет еще меньше, напряжение 400 кВ сохранится до 1985 г. Во Франции и Италии в ближайшие 10—15 лет потребуется более высокое напряжение. Напряжение 765 кВ не дает достаточного повышения экономичности передачи электроэнергии и не решает вопросов, связанных с трудностями прокладки трассы. В настоящее время рассматривается вопрос применения для ВЛ напряжения порядка 1 000—1 500 кВ. Для ограничения токов коротких замыканий в последнее время предложены различные резонансные схемы сети. В Великобритании имеется пять установок среднего напряжения с резонансными схемами мощностью около 10 Мва каждая.

**Работа ВЛ высокого напряжения постоянного тока при симметричных авариях в сети переменного тока, «Proc. Inst. Elec. Eng.», 1971, 118, № 3—4.** При авариях в сети переменного тока преобразовательные подстанции передач постоянного тока испытывают возмущения. До сих пор при динамическом моделировании передач постоянного тока принимались чисто синусоидальные напряжения в сети переменного тока, что приемлемо только для малых возмущений в крупных системах. Кроме того, не рассматривалось одновременное влияние фильтров переменного тока и системы регулирования на устойчивость работы передачи постоянного тока. Сообщается о программе расчета на ЦВМ, позволяющей определить, как скоро после аварии передача постоянного тока может восстановить свои регулирующие свойства и удовлетворительно работать без использования шунтирующих вентилей и без записания сеток. Программа предназначена для анализа работы инверторной подстанции при коммутационных авариях. Она позволяет учитывать различные режимы горения вентилей в нормальных и аварийных условиях. Если в преобразователе создается авария, специальное логическое устройство задает аномальную последовательность горения вентилей.

**Регулирование напряжения и реактивной мощности в крупных энергосистемах, «Rept. Comput. Cent. Univ. Tokyo» 1969, 2, № 1—2.** Регулирование напряжения и реактивной мощности в крупных энергосистемах рекомендуется осуществлять путем периодического изменения параметров возбуждения генераторов и синхронных компенсаторов, коэффициентов трансформации трансформаторов и реактивной мощности конденсаторов и реакторов. Вычисление этих параметров через определенные промежутки времени производится на ЦВМ. Для программирования расчетов на ЦВМ характеристики режима сети подразделяются на управляемые, зависящие и фиксированные. Достаточно малые приращения управляемых и зависящих величин связаны матрицей Якоби. Предлагается разбиение полной матрицы на блоки, отражающие связь реактивных мощностей с напряжениями и активными — с фазовыми углами. Из рассмотрения элементов матрицы выводятся аналитические выражения, определяющие условия регулирования напряжения и реактивной мощности генераторов, синхронных компенсаторов, конденсаторов и реакторов. Процесс расчета на ЦВМ состоит из двух этапов: 1 — оптимизация режима напряжения с использованием сопряженного градиентного метода для обеспечения допустимых отклонений напряжения в контрольных точках сети; 2 — минимизация потерь в системе с помощью прямого поиска.

**Вероятностный подход к прогнозированию максимумов нагрузки в электроэнергетических системах, «IEEE Trans. Power Appar. and Syst.», 1971, 90, № 2.** Изложена методика прогнозирования на срок до трех лет месячных максимумов нагрузки развивающейся электроэнергетической системы, которые во времени представляют собой нестационарный случайный процесс в виде трех составляющих: тренда, сезонной составляющей и шума. Сформулирована вероятностная мо-

дель месячных максимумов нагрузки. Для численного решения рекомендуется имитация вероятностной модели на ЦВМ методом Монте-Карло, которая быстрее дает результат решения, чем простой алгебраический метод решения.

**Силовые кабельные линии в Великобритании.** «Energy Int.» 1971, 8, № 3. В Великобритании применяются маслонеполненные силовые кабели классов 275 и 400 кВ и кабели в трубах под давлением. Опыт эксплуатации показывает, что в целях повышения надежности многие кабельные линии выполняются из двух кабелей, рассчитанных на полную нагрузку. Для кабелей 275 кВ широко применяется водяное охлаждение, повышающее пропускную способность кабелей до 160%. Для охлаждения применяют гофрированные алюминиевые трубы или трубы из полиэтилена. Для кабелей 400 кВ, проложенных к туннелю под Темзой, применяется прямое охлаждение проточной водой. Для подсыпки кабелей в траншеях применяют песок с цементом в пропорции 14:1, песчано-гравийную смесь с гравием до 10 мм (1:1), битумизированный песок с дробленным песчанником (90% песка-известняка и 6% битума в масле). Рекомендуется подсыпку делать такой толщины, чтобы изотерма 50°C (температура на поверхности кабеля, выше которой возможно нежелательное подсыхание подсыпки) замыкалась бы вокруг этого слоя. При производстве кабелей имеется тенденция заменять медные жилы и свинцовые оболочки на алюминий. Для силовых кабелей ВН и для распределительных кабелей класса 1 кВ не рекомендуется применять пластмассовую изоляцию; полиэтилен применяется только для кабелей класса 11 кВ.

**Сопоставление физики разряда молнии и длинной лабораторной искры.** «Рос. IEEE», 1971, 59, № 4. Отмечается существенная разница качественного характера между разрядами молнии и длинной лабораторной искрой — лабораторная искра представляет разряд воздушного промежутка между двумя металлическими электродами, а в случае молнии разряд развивается между двумя распределенными объемными зарядами или между объемным зарядом облака и землей. В лаборатории ТВН фирмы Вестингауз (Трафорд, США) на ГИИ 6,4 МВ исследовались характеристики искры длиной 2,5; 4 и 5 м — свечение при развитии разряда; напряжение, ток, мощность и энергия в искре; видимый спектр, электронная плотность и давление в канале; световое и акустическое излучение и производилось сравнение с соответствующими характеристиками молнии. Свечение при развитии лабораторной искры длиной 4 м фотографировалось с помощью вращаю-

щейся камеры на расстоянии 20 м от искры. К промежутку стержень — плоскость прикладывались импульсы напряжения 1,5/40 мксек амплитудой до 3,3 МВ (на 20% ниже разрядного). В течение 3—4 мксек свечение отсутствовало, затем возникали вторичные стримеры (по Лёбу) или лидер (по аналогии с молнией), которые распространялись от стержня непрерывно со скоростью  $2 \cdot 10^6$  м/сек и яркость которых непрерывно возрастала. Когда лидеры достигали середины промежутка, от плоскости вверх развивалось несколько других лидеров. Когда один из них встречался с лидером от стержня, в месте встречи возникало яркое свечение, распространяющееся вверх и вниз со скоростью  $3 \cdot 10^7$  м/сек. Отмечается, что камеры не регистрировали ни первичных стримеров (по Лёбу), ни импульсной короны, как это ранее наблюдали Сакс, Мик, Парк и Коунз и Критзингер для промежутков 1 м и менее. Время для создания яркого канала было в пределах 4—6 мксек, радиочастотное излучение началось сразу же после приложения напряжения. Ступенчатый лидер в искре был зарегистрирован при пологом фронте волны порядка 100 мксек, однако, неизвестно, соответствует ли он качественно ступенчатому лидеру молнии. Сопоставление электрических характеристик, спектров, термодинамических свойств и излучение звука молнии и лабораторной искры показало, что при общем качественном сходстве они различаются между собой в 3—10 и более раз.

**Электрическая прочность воздушных промежутков при внутренних (коммунационных) перенапряжениях.** «Bull. Schweiz. elektrotechn. Ver.», 1971, 62, № 4. Приведены результаты испытаний промежутка стержень — плоскость до 5 м при длине фронта импульса от единицы до тысячи микросекунд, а также изоляционной конструкции полюса выключателя длиной 240 см при длине фронта импульса до 500 мксек при положительной и отрицательной полярности в сухом состоянии и под дождем. В обоих случаях обнаружен минимум 50%-ных разрядных напряжений в области длин фронтов 100—200 мксек как в сухом состоянии, так и под дождем. Причем, при положительной полярности и разрядные напряжения под дождем не снижаются, тогда как при отрицательной полярности снижаются существенно, но всегда выше, чем при положительной полярности. Рассмотрен механизм развития разряда в длинных воздушных промежутках.

Канд. техн. наук Л. И. Павлов,  
инженеры В. Н. Новелла и М. В. Фонарева

Галушкин А. И., Зотов Ю. Я., Шикунев Ю. А. Оперативная обработка экспериментальной информации. 20 л. Герасимов В. Г. Электромагнитный контроль однослойных и многослойных изделий. 8 л.

Курочкин С. С. Многоканальные счетные системы и коррелометры. 16 л.

Силин В. Б., Заковряшин А. И. Автоматическое прогнозирование состояния аппаратуры управления и наблюдения. 19 л.

Цветков Э. И. Нестационарные случайные процессы и их анализ. 7 л.

Цифровые электроизмерительные приборы. Под ред. В. М. Шляйдина. 27 л.

#### ФИЗИЧЕСКИЕ И ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИЕ МЕТОДЫ КОНТРОЛЯ, СОСТАВА И СВОЙСТВ ВЕЩЕСТВА

Брук Б. С. Полярографические методы. Изд. 2-е. 9 л. (Серия «Физические и физико-химические методы контроля состава и свойств вещества»).

Фарзана Н. Г., Илясов Л. В. Автоматические детекторы газов. 9 л. (Серия «Физические и физико-химические методы контроля, состава и свойств вещества»).

#### БИБЛИОТЕКА ПО АВТОМАТИКЕ

Алексаков Г. Н. Практика проектирования нелинейных систем управления. 8 л. (Б-ка по автоматике).

Беличенко В. И., Михайлов В. В., Ольсевич Л. Е. Двухбазовые диоды в автоматике. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Бенин В. Л., Кизиллов В. У. Статические измерительные преобразователи электрической мощности. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Богданов Д. И. Феррорезонансные стабилизаторы напряжения. 9 л. (Б-ка по автоматике).

Василенко В. А., Романов А. Н. Обучение автоматов распознаванию изображений. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Гинзбург С. А., Любарский Ю. Я. Функциональные преобразователи с аналого-цифровым представлением информации. 8 л. (Б-ка по автоматике).

Глаговский Б. А., Пивен И. Д. Электротензометры сопротивления. Изд. 2-е. перераб. 7 л. (Б-ка по автоматике).

Глебов Б. А. Блокинг-генераторы на транзисторах. 7 л. (Б-ка по автоматике).

Дмитренко Л. П. Тиратронные релейные устройства. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Келлер Ф. Э. Графы кодов, кодирующие и декодирующие устройства. 8 л. (Б-ка по автоматике).

Кон Е. Л., Тимошинов П. М., Шеховцов О. И. Диагностика многотактных телемеханических систем. 9 л. (Б-ка по автоматике).

Константинов В. Г. Многофазные преобразователи на транзисторах. 7 л. (Б-ка по автоматике).

Котенко Г. И. Магниторезисторы. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Левин В. М. Расходомеры малых расходов для схем промышленной автоматики. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Орлов-Шулькин В. В. Согласование датчиков с машинами централизованного контроля. 7 л. (Б-ка по автоматике).

Павлов В. В., Никитин А. В. Логические блоки для управления исполнительными механизмами. 6 л. (Б-ка по автоматике).

Памфилов Р. К. Принципы выбора сельсинов и анализ погрешностей сельсинных трансформаторных схем. 8,5 л. (Б-ка по автоматике).

## ЗАСЕДАНИЕ I СЕКЦИИ НАУЧНОГО СОВЕТА ПО ТЕОРЕТИЧЕСКИМ И ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКИМ ПРОБЛЕМАМ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКИ АН СССР

18 мая 1971 г. в ленинградском Доме ученых под председательством акад. М. П. Костенко состоялось заседание I секции — «Генерирование электромагнитной энергии» — Научного совета по теоретическим и электрофизическим проблемам электроэнергетики АН СССР. На заседании были заслушаны и обсуждены доклады, посвященные исследованию стационарных и переходных процессов в крупных энергетических блоках.

В работе заседания приняло участие 65 представителей АН СССР, НИИ и высших учебных заведений из различных городов страны.

Открывая заседание, председатель секции акад. М. П. Костенко отметил исключительную важность проведения научных исследований в области анализа электромагнитных процессов в мощных энергетических блоках. Эти работы приобретают особое значение в связи с непрерывным ростом единичных мощностей энергоблоков.

Доклад Е. А. Казовского (ВНИИЭлектромаш) был посвящен анализу переходных процессов при отключении коротких замыканий синхронной машины, включенной в мощную сеть. Эта работа, проведенная во ВНИИЭлектромаш и Аз-энерго, позволила выявить ряд новых особенностей в протекании переходных процессов синхронной машины. Было установлено, что при отключении внезапных кратковременных коротких замыканий без отключения синхронной машины от сети происходит наложение переходных процессов, возникающих при отключении короткого замыкания, на переходный процесс, возникший при коротком замыкании. При этом, если длительность короткого замыкания до момента отключения равна нечетному числу полупериодов основной частоты, то возникающий при отключении переходный процесс будет «усиливать» переходный процесс, возникший при коротком замыкании. Если же длительность замыкания до момента отключения равна четному числу полупериодов основной частоты, то переходный процесс при отключении короткого замыкания «гасит» переходный процесс, возникший при внезапном коротком замыкании.

С учетом реальных параметров крупных генераторов потокоцепления обмотки статора  $\Psi_s$  после отключения кратковременного замыкания могут достигать величин, втрое превышающих номинальное значение. Это создает условия для сильного насыщения магнитной цепи машины, приводит к возникновению больших переходных токов и электромагнитных вращающих моментов в машине, значительно превышающих пиковые значения этих величин при внезапных коротких замыканиях.

В докладе Г. Р. Герценберга и В. Г. Любарского (ВЭИ) «Исследование устойчивости мощных синхронных генераторов в режимах недо возбуждения» рассмотрен вопрос об условиях работы синхронных генераторов в режимах потребления реактивной мощности. Такие режимы все чаще используются в практике энергосистем как способ поддержания нормального уровня напряжения в системе.

Установлено, что при работе генераторов в режиме недо возбуждения эффективным средством повышения статиче-

ской устойчивости генераторов является применение регуляторов возбуждения сильного действия. При использовании регуляторов сильного действия предельно допустимые значения потребляемой реактивной мощности настолько повышаются, что в большинстве случаев для синхронного генератора определяющими оказываются не условия статической и динамической устойчивости, а условия нагрева торцевой зоны статора в режиме недо возбуждения.

Рекомендовано в комплект аппаратуры регулятора возбуждения сильного действия включать специальное устройство «ограничитель минимального возбуждения». Уставка ограничителя по реактивной мощности зависит от активной нагрузки машины и уровня напряжения на выводах обмотки статора.

В докладе Г. Е. Бурцевой, В. В. Вырвинского и И. А. Глебова (ВНИИЭлектромаш) «Анализ влияния развития электроэнергетических систем на требования к электромагнитным параметрам мощных турбогенераторов» рассмотрены вопросы рационального выбора электромагнитных параметров мощных турбогенераторов. Актуальность этой задачи обусловлена непрерывным ростом единичных мощностей генераторов и развитием объединенных энергосистем страны.

Анализ электрических схем шести объединенных энергосистем страны позволил установить, что с их развитием увеличиваются плотности генерирующих мощностей, число высоковольтных линий и плотности нагрузок на квадратный километр системы, но снижаются удельный вес длинных линий электропередач и внешние реактивные сопротивления.

С учетом этих данных из анализа расчетов динамической устойчивости 10 крупных ГРЭС следовало, что допустимое предельное время отключения короткого замыкания на шинах станции по условиям сохранения устойчивости, как правило, увеличивается при переходе к более поздним уровням развития энергосистем.

В докладе сделан вывод о возможности снижения требований к электромагнитным параметрам турбогенераторов с учетом тенденций развития энергосистем.

Доклад К. Ф. Потехина (НИИСибэлектротяжмаш) был посвящен анализу результатов научно-исследовательских и опытно-конструкторских работ по созданию турбогенераторов большой мощности (ТВМ—300, 300 Мвт, 20 кВ) с бумажно-масляной изоляцией.

Испытания машины на стенде завода и опыт ее двухлетней эксплуатации на Каширской ГРЭС показали, что такие генераторы являются достаточно надежными в эксплуатации и обладают высокой перегрузочной способностью.

Акад. М. П. Костенко подвел в своем выступлении итоги дискуссии по докладам, отметив актуальность, высокий научный уровень и практическую ценность заслушанных докладов.

В решениях секций было рекомендовано продолжить научные исследования в области анализа переходных и установившихся процессов в крупных генераторах и провести в 1972 г. заседание секции по теме «Параметры и рабочие характеристики генераторов предельной мощности».

Канд. техн. наук М. А. Слоним

### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бertiнов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин,  
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: Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Сдано в набор 15/XII 1971 г.

Формат бумаги 60×90/16

Тираж 10 291 экз.

Подписано к печати 27/I 1972 г.

Усл. печ. л. 12

Цена 80 коп.

T-01529

Уч.-изд. л. 15,08

Зак. 494

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР. Шлюзовая наб., 10.

## СОДЕРЖАНИЕ

Глеб Максимович Кржижановский	1	Ю. А. Исаков — Выключатели на большие токи с повышенной рабочей температурой контактов . . . . .	52
В. А. Веников, Е. В. Путятин, М. Г. Портной и В. Ф. Тимченко — Об учете вероятностных факторов при управлении режимом межсистемных электропередач		Р. С. Бабис — Циркулирующие токи в многоходовых винтовых обмотках трансформаторов . . . . .	56
Э. Г. Куренный — К определению колебаний электрической нагрузки	4	П. М. Сви — Эксплуатационные измерения частичных разрядов в силовых трансформаторах . . . . .	63
Н. М. Жидких — Учет изменений в электрической схеме при определении различных режимов методом оптимального исключения	9	А. А. Бедерсон и О. Н. Мельников — Расчет переходных процессов в электрических цепях при импульсном воздействии методом средних параметров . . . . .	66
В. В. Бувич, Г. Р. Герценберг, В. Е. Каштелян и Э. Е. Остроумов — Косвенное измерение синхронизирующей мощности для сохранения заданного запаса статической устойчивости ВЛ	13	В. Н. Волков и И. А. Крылов — Коагуляция и рассеяние биполярно заряженного аэрозоля . . . . .	69
Ю. Е. Гуревич и Л. Е. Либова — Об определении характеристик нагрузки по напряжению методом пассивного эксперимента	18	<b>ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ</b>	
Б. Н. Горин, В. И. Левитов и А. В. Шкилев — Разряды молнии в Останкинскую телебашню	21	Г. Т. Адонц и С. Г. Арутюнян — К расчету установившегося режима компенсированной линии электропередачи . . . . .	73
Т. И. Лаптева — Надежность системы управления и защиты преобразовательных агрегатов тяговых подстанций	24	Ю. А. Фокин и А. А. Гремяков — Статистические характеристики активных и реактивных нагрузок потребителей электрических сетей напряжением 6—10 кВ	75
Д. В. Васильев, Ю. Я. Зубарев и М. И. Мельцер — Исследование систем автоматического управления с нестабильными параметрами	30	М. И. Мантров — Расчет пробивного напряжения изоляции токопроводов при тепловом пробое . . . . .	78
Ю. Я. Вуль и Ю. В. Симонов — Выбор параметров обмоток возбуждения генератора при использовании критического самовозбуждения в замкнутых системах Г—Д	36	<b>СООБЩЕНИЯ</b>	
А. М. Мейстель и Ф. Н. Гельман — Формирование разгона асинхронных двигателей с помощью бесконтактных тиристорных коммутаторов	41	П. Ф. Мерабишвили — Использование операторного метода для расчета установившихся и переходных процессов в трехфазных автономных инверторах	81
Г. Г. Адамия и В. А. Чванов — Способы симметрирования трехфазной системы напряжений на выходе автономного инвертора при несимметрии параметров нагрузки и инвертора . . . . .	45	В. Е. Казанский — О трансформаторе тока с дискретной формой представления информации . . . . .	83
		М. В. Грейсх — О режиме работы синхронных электродвигателей . . . . .	85
	45	<b>ДИСКУССИИ</b> . . . . .	
		<b>ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ</b> . . . . .	
	48	<b>ХРОНИКА</b> . . . . .	



## CONTENTS

Gleb Mikhailovitch Krzhizhanovskii	1	High — current Breakers Having a Greater Working Temperature for its Contacts — U. A. Isakov	52
Accounting for Probabilistic Factors in Controlling the Performance of Inter — system Transmission Lines — V. A. Venikov, E. V. Putiatin, M. G. Portnoi, V. F. Timchenko		Circulating Currents in Multiplex Screw Type Transformer Windings — R. S. Babis	56
On Determining Fluctuations in the Load — E. G. Kurenny	4	Field Measurements of Partial Discharges in Power Transformers — P. M. Svi	63
Accounting for Changes in the Network When Employing Optimally Ordered Elimination Techniques for Digital Calculation of System Conditions — N. M. Djidkikh	9	Calculating Transients in Electric Circuits for Impulse Type Perturbations by a Mean Parameter Method — A. A. Bederson, A. N. Melnikov	66
Indirect Measurement of Synchronizing Power for Securing a Specified Steady State Stability Margin for a Transmission Line — V. V. Buevitch, G. R. Hertenberg, V. E. Kashtelian, E. E. Ostroumov	13	Coagulation and Dispersion in Bipolarly Charged Aerosol — V. N. Volkov, I. A. Krilov	69
Determining Load Characteristics from the Voltage by a Passive Experiment Method — U. E. Gurevitch, L. E. Libova	18	<b>FROM OPERATING EXPERIENCE</b>	
A Discrete Technique for Comparing Electrical Quantities in Measuring Lightning Strokes onto the Ostakino Television Tower — B. N. Gorin, V. I. Levitov, A. V. Shkilev	21	On Calculating the Steady State for a Transmission System with Compensation — G. T. Adonts, S. G. Arutunian	73
The Reliability of the Control and Protection System for Converters at Traction Substations — T. I. Lapteva	24	Statistical Characteristics for kW and kVAR Loads in 6 and 10 kV Networks — U. A. Fokin, A. A. Gremiakov	75
A Study of Automatic Control Systems with Unstable Parameters — D. V. Vasiliev, U. J. Zubares, M. I. Meltser	30	Calculating the Discharge Voltage of Conductor Insulation for Heat Breakdown Conditions — M. I. Mantrov	78
Selecting the Parameters for the Generator Field Winding When Employing Critical Self — excitation in Closed Loop Motor — Generator Systems — U. J. Vul, U. V. Simonov	36	<b>REPORTS</b>	
Forming the Acceleration of Induction Motors by Means of Contactless Thyristor Commutators — A. M. Meistel, F. N. Gelman	41	Using Operational Calculus for Determining the Steady State and Transients in Three — phase Independent Inverters — P. F. Merabishvili	81
Ways for Balancing the Three — phase Output Voltage of an Independent Invertor for Unsymmetrical Parameters of the Load and Invertor — G. G. Adamia, V. A. Chvanov	45	On a Current Transformer Delivering Information in Discrete Form — V. E. Kazanski	83
		On the Performance of Synchronous Motors — M. V. Greysuch	85
	45	<b>DISCUSSION</b> . . . . .	
	48	<b>CHRONICLE</b> . . . . .	



**Об учете вероятностных факторов при управлении режимом межсистемных электропередач**

Веников В. А., Портной М. Г., Путятин Е. В., Тимченко В. Ф.

«Электричество», 1972, № 2

Управление рассматривается как функция основных эксплуатационных возмущений, воздействующих на ВЛ. Задачи управления решаются на основе методов случайных процессов. Предложенный ранее метод вероятностной оценки устойчивости межсистемной ВЛ при случайных флуктуациях обменной мощности обобщен на межсистемные связи сложной структуры. На этой основе, а также с учетом результатов экспериментального изучения случайных колебаний обменной мощности энергосистем предложено уточнение определения межсистемной слабой связи. Разработаны практические рекомендации по учету случайных колебаний обменной мощности при оперативном управлении режимом межсистемных связей. Разработан выбор параметров автоматического регулирования межсистемного перетока (АРПМ) с учетом вероятности его отказа. Рассмотрены вопросы вероятностного учета некоторых других эксплуатационных возмущений при управлении режимом межсистемных связей. Полученные результаты сопоставляются с фактическими данными из опыта эксплуатации ВЛ с суммарными нагрузками меньшей из соединяемых систем до 23 000 Мвт. Табл. 3. Илл. 3. Библ. 6.

УДК 621.311.153.2.001.24

**К определению колебаний электрической нагрузки**

Куренный Э. Г.

«Электричество», 1972, № 2

Предложен общий метод расчета колебаний электрических нагрузок, использующий многомерные вероятностные распределения их ординат, скоростей и ускорений. Для нормального процесса создана система расчетных кривых, позволяющая находить зависимость размахов и скоростей колебаний в функции от их частоты. Приводятся конечные формулы для частных случаев расчета. Илл. 1. Библ. 10.

УДК 621.316.11.001.24

**Учет изменений в электрической схеме при определении различных режимов методом оптимального исключения**

Жидких Н. М.

«Электричество», 1972, № 2

Для решения уравнений сети целесообразно применение метода исключения при определенной нумерации узлов схемы (оптимальное исключение). При этом слабо заполненная матрица узловых проводимостей  $Y_u$  преобразуется в слабо заполненную матрицу  $G$ , с помощью которой определяется решение системы.

Приведены два метода модификации матрицы  $G$  при изменениях в сети (отключение линий, включение шинносоединительного выключателя), позволяющие существенно экономить машинное время по сравнению с внесением изменений в матрицу  $Y_u$ . Показана возможность применения методов в ряде других практических случаях, например, при расчете коротких замыканий в промежуточных точках линий без введения в схему дополнительных узлов. Илл. 2. Библ. 5.

УДК 621.315.016.35

**Косвенное измерение синхронизирующей мощности для сохранения заданного запаса статической устойчивости электропередач**

Бувич В. В., Герценберг Г. Р., Каштелян В. Е., Остроумов Э. Е.

«Электричество», 1972, № 2

Ко входам измерительного устройства подводится напряжение и ток в начале линии, а на выходе образуется сигнал, пропорциональный синхронизирующей мощности. Его значение позволяет оценивать близость режима, предельного по статической устойчивости. Показано, что возможно использовать постоянную (неизменяемую) настройку прибора при изменении промежуточной нагрузки, изменения степени поперечной компенсации линии, а также при отключении одной из двух параллельных цепей линии на одном или нескольких ее участках. Устройство дает возможность ограничивать передаваемую мощность на уровне, достаточно близком к пределу устойчивости; запас устойчивости может составлять всего несколько процентов. Табл. 1. Илл. 3. Библ. 2.

УДК 551.594.221.001.4

**Разряды молнии в Останкинскую телебашню**

Горин Б. Н., Левитов В. И., Шкилев А. В.

«Электричество», 1972, № 2

Приведены результаты наблюдений в течение 2,5 грозовых сезонов за поражениями молнией Останкинской телебашни в Москве, выполненных с помощью автоматических фоторегистраторов и счетчиков разрядов. Фоторегистраторы обеспечивали регистрацию разрядов как в ночное, так и в дневное время.

На основании результатов наблюдений выдвинуто предложение о «стягивании» далеких направленных вниз молний к телебашне, что и приводит к поражениям телебашни значительно ниже вершины и поверхности земли вблизи телебашни.

Приводятся некоторые результаты осциллографических регистраций импульсов напряженности магнитного поля молнии при поражениях телебашни; излагается направление дальнейших комплексных исследований молнии с помощью фотографической, электронно-оптической, осциллографической и другой аппаратуры при использовании телебашни как фиксированной точки поражений. Илл. 6. Библ. 5.

УДК 621.3.019.3:621.311.4:621.33

**Надежность системы управления и защиты преобразовательных агрегатов тяговых подстанций**

Лаптева Т. И.

«Электричество», 1972, № 2

Рассматривается надежность системы управления и защиты (СУЗ) кремниевых выпрямительных агрегатов тяговых подстанций городского электрического транспорта. Дана методика расчета указанных систем с учетом реального функционирования агрегатов, частоты срабатывания разного рода защит и условий обслуживания и контроля элементов СУЗ. Илл. 4. Библ. 4.

УДК 621.3.015.51.001.24

**Расчет пробивного напряжения изоляции токопроводов при тепловом пробое**

Мантров М. И.

«Электричество», 1972, № 2

Даны формулы для практического расчета пробивного напряжения при тепловом пробое электрической изоляции токопроводов плоской и цилиндрической конструкции с учетом выделяющегося в них тепла. Табл. 1. Илл. 1. Библ. 3.

**Исследование систем автоматического управления с нестабильными параметрами**

Васильев Д. В., Зубарев Ю. Я.,

Мельцер М. И.

«Электричество», 1972, № 2

Статья является дальнейшим развитием работы авторов в области анализа систем автоматического управления с нестабильными параметрами («Электричество», 1970, № 6) для частного, однако, весьма часто встречающегося случая изменения параметров в результате производственного разброса, старения и ряда других причин. Для решения поставленной задачи определяются функции чувствительности таких показателей качества, как математические ожидания и дисперсии обобщенных координат системы, а также их интегральной квадратичной оценки по исследуемым параметрам. На этой основе получены аналитические выражения вероятностных характеристик указанных показателей системы с учетом нестабильности параметров. Найденные соотношения положены в основу машинного алгоритма исследования качества функционирования САУ.

УДК 62-83:622.271.4

**Выбор параметров обмоток возбуждения генератора при использовании критического самовозбуждения в замкнутых системах Г—Д**

Вуль Ю. Я., Симонов Ю. В.

«Электричество», 1972, № 2

Предложена методика расчета параметров независимой и параллельной обмоток возбуждения (числа витков, сечения меди и т. п.) для двухобмоточных генераторов и параметров магнитных усилителей, используемых в качестве возбудителей генераторов в замкнутых системах Г—Д, при критических параметрах цепи самовозбуждения, исходя из требования минимизации необходимой мощности магнитных усилителей и общих потерь на возбуждение. Получены зависимости необходимой мощности магнитных усилителей, потерь в отдельных обмотках и суммарных потерь на возбуждение от соотношения суммарных сечений (или объемов) меди независимой и параллельной обмоток и от относительной величины добавочного сопротивления в цепи параллельной обмотки. Приводится пример расчета. Илл. 2. Библ. 4.

УДК 621.314.572

**Способы симметрирования трехфазной системы напряжений на выходе автономного инвертора при несимметрии параметров нагрузки и инвертора**

Адамия Г. Г., Чванов В. А.

«Электричество», 1972, № 2

Рассмотрены возможные способы симметрирования выходной системы напряжений автономного инвертора. Для выбранного способа разработана схема симметрирующего автоматического регулятора. Приведены таблицы и осциллограммы, иллюстрирующие работу автономного инвертора при несимметричной нагрузке с симметрирующим автоматическим регулятором и без него. Табл. 4. Илл. 6. Библ. 2.

УДК 621.316.542.064.241.027.2

**Выключатели на большие токи с повышенной рабочей температурой контактов**

Исаков Ю. А.

«Электричество», 1972, № 2

Работа контактов исследована при номинальном токе, перегрузочных токах и токах короткого замыкания. С учетом результатов исследования разработан ГОСТ 6024-69 «Аппараты переменного тока высокого напряжения. Нормы нагрева при длительной работе и методы испытаний» и ГОСТ-2585-68 «Выключатели автоматические быстродействующие постоянного тока. Общие технические условия». В этих стандартах нормы нагрева контактов существенно увеличены. На основании результатов исследования заводом «Уралэлектротяжмаш» разработаны и производятся выключатели с высокими технико-экономическими показателями типа ВАБ-42 и ВАБ-43 на напряжение до 1050 в и номинальный ток до 12 000 а. Илл. 1.

УДК 621.314.21.045.014.1

**Циркулирующие токи в многоходовых винтовых обмотках трансформаторов**

Бабис Р. С.

«Электричество», 1972, № 2

Предложен инженерный метод расчета циркулирующих токов от поперечного поля рассеяния в многоходовых винтовых обмотках трансформаторов, основанный на разделении реального поля рассеяния на симметричное и равномерное поля. Дан анализ транспозиций, выполняемых в двухслойных обмотках при переходе из слоя в слой. Предложен метод разделения э. д. с. ходов, наводных поперечным полем рассеяния, на две симметричные системы, благодаря чему число неизвестных циркулирующих токов в каждой из систем уменьшается вдвое. Приведены результаты расчета э. д. с. циркулирующих токов и потерь от них для мощного трансформатора и дано сопоставление расчетных и измеренных значений токов. Табл. 2. Илл. 5. Библ. 8.

УДК 621.3.048

**Эксплуатационные измерения частичных разрядов в силовых трансформаторах**

Сви П. М.

«Электричество», 1972, № 2

Описаны методы обнаружения ч. р. при наличии помех от короны. Показано, что при соответствующем выборе методов селекций в эксплуатационных условиях возможно обнаружение ч. р. критической интенсивности.

Приводятся результаты эксплуатационной проверки нового способа контроля, во время которой обнаружено и обследовано семь силовых трансформаторов с ч. р. в изоляции.

Делается вывод о целесообразности непрерывного контроля мощных силовых трансформаторов с помощью сигнализаторов ч. р. Библ. 7.

УДК 621.316.1:621.3.016.3

**Статистические характеристики активных и реактивных нагрузок потребителей электрических сетей**

Фоккин Ю. А., Гремяков А. А.

«Электричество», 1972, № 2

Излагаются результаты статистической обработки графиков активной и реактивной нагрузок различных видов городских потребителей электроэнергии. Дается оценка влияния различных факторов на числовые характеристики случайных процессов нагрузки. Для интервалов стационарности приводятся числовые характеристики эквивалентных случайных величин нагрузок. Табл. 1. Илл. 1. Библ. 2.

Цена 80 коп.

Индекс  
71106

Электричество, 1972, № 2, 1