

933

„Коммунизм—есть советская власть
плюс электрификация всей страны“
ЛЕНИН

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

№ 11

И Ю Л Ь



ГОСУДАРСТВЕННОЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ
ИЗДАТЕЛЬСТВО

ARMCO

Специальные сорта железа и стали

1. Чистое железо АРМКО

Известно в Америке и Англии под именем "ARMCO INGOT IRON", во Франции "Fer pur ARMCO", в Германии "ARMCO EISEN". Оно является наиболее чистым железом, вырабатываемым индустриальным путем. Гарантировано, что количество углерода, марганца, кремния, серы, фосфора — в нем не превышает 0,1%. Благодаря своей исключительной чистоте и однородности это железо противостоит ржавчине, лучше чем обыкновенная сталь. Оно прекрасно поддается эмалировке. Мы рекомендуем железо АРМКО для водяных и газовых труб, газометров, баков для воды, нефтяных баков, вагонов-цистерн и т. д. Мы поставляем также оцинкованное листовое железо, специальное листовое железо для эмалировки и белую жель.

2. Железо АРМКО для электро- магнитных ап- паратов

Благодаря высокой электрической проводимости и особенно хорошей магнитной проницаемости, специальные разновидности чистого железа предлагаются для телефонных аппаратов и для радио-промышленности. Наиболее крупные телефонные Общества и радио-компании в Европе и в Америке употребляют чистое железо АРМКО для телефонных аппаратов и громкоговорителей.

3. АРМКО автомо- бильная сталь

АРМКО предлагает: листовую сталь высшего качества для автомобильных кузовов, особые листы для глубокой штамповки, специальные листы для газолиновых резервуаров. Автомобили лучших марок, пользующиеся всемирной известностью, изготавливаются из листовой стали АРМКО.

4. Трансформа- торная сталь АРМКО

Производство АРМКО включает 5 специальных разновидностей стальных листов для электрических трансформаторов с минимальной потерей ватт, вплоть до 1,07 ватт на 1 кило. Мы изготавливаем также особую сталь для радио-трансформаторов.

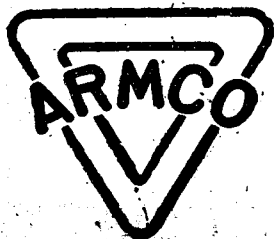
5. Огнеупорная сталь: "СИКРОМАЛЬ"

Вырабатываемая нами сталь «СИКРОМАЛЬ» отличается сопротивляемостью до 600, 800, 900, 1000 и 1200° Ц. Она поставляется в виде листов, полосового железа и железа в брусках, труб и готовых аппаратов. Мы особенно рекомендуем цельно-тянутые трубы для пароперегревателей, для нефтяных крекингеров, для экономайзеров и т. д.

Мы поставляем также специальные подшипниковые стали и инструментальные стали.

Мы просим обращаться к нам за справками для разрешения Ваших заданий.

Продукты АРМКО вырабатываются в Англии, Германии, Франции, Бельгии и Соединенных Штатах.



THE ARMCO INTERNATIONAL CORPORATION

ЦЕНТРАЛЬНОЕ ЕВРОПЕЙСКОЕ БЮРО:

6, Avenue Gourgaud, 6, PARIS (XVII^e)

В АНГЛИИ: Thames House, Milbank, LONDON S. W. I.

В ГЕРМАНИИ: Hochhaus, Hansa Ring, KÖLN a/Rh.

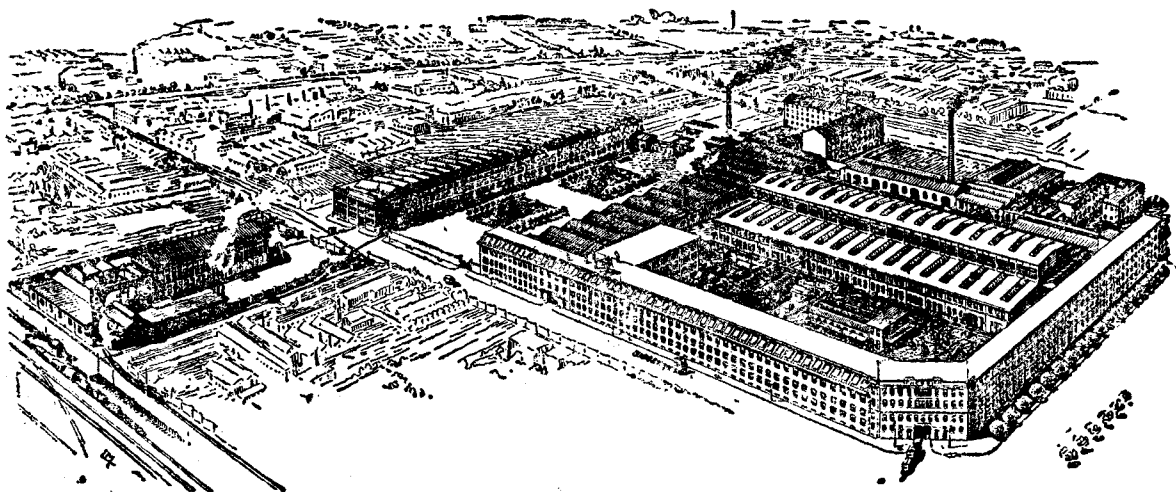
ЭЛЕКТРОВОЗЫ

Генераторы

Моторы

Трансформаторы

Электрооборудование



ЗАВОДЫ В МИЛАНЕ

COMPAGNIA GENERALE DI ELETTRICITA

VIA BORGOGNONE, 34 - MILANO

(ИТАЛИЯ)

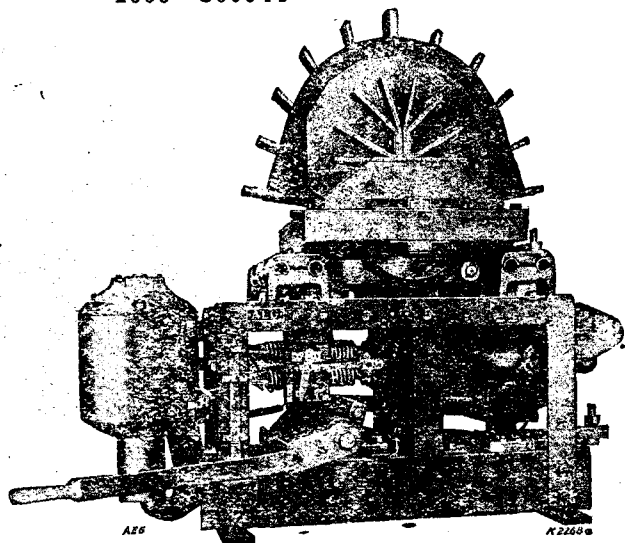
Выписка заграничных товаров может последовать на основании действующих в СССР правил о монополии внешней торговли. При всех запросах к иностранным фирмам о присылке каталога образцов и проспектов просим ссылаться на № нашего журнала.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru

AEG Быстродействующие автоматы

800—3000 В
1000—3000 А



Максимальное выключение:

Лучшая защита машин постоянного тока от кругового огня

Выключение при обратном токе:

Чувствительнейшая защита ртутных выпрямителей

Выключение в кратчайшее время

Ограничение тока короткого замыкания

Автоматы для больших токов

до 27000 А

с дистанционным управлением

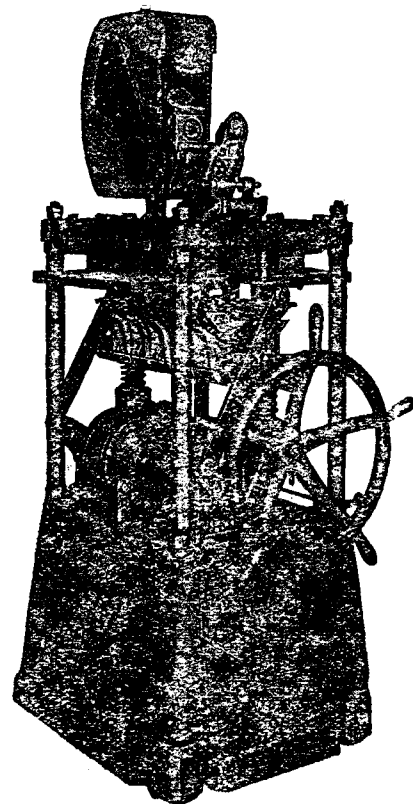
для электрических станций и химического производства

Разрыв наибольших токов

Пятиступенчатое выключение

Сильное магнитическое дутье

Везде доступная, механически сильная конструкция



Тип ТР, 15000 А, 750 Р
Устан. на Волховск.
алюмин. комбинате

ПЕЧАТНЫЙ МАТЕРИАЛ ПО ПЕРВОМУ
ТРЕБОВАНИЮ

Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft

Abteilung Rußland, Berlin NW 40

6694

Выписка заграничных товаров может последовать на основании действующих в СССР правил о монополии внешней торговли. При всех запросах к иностранным фирмам о присылке каталога образцов и проспектов просим ссылаться на № нашего журнала.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

11
1933
ИЮЛЬ

ран ВЭО и ГЛАВЭНЕРГО НКТП, Энергетического института Академии наук СССР и Всесоюзного энергетического научного инженерно-технического общества (ВЭНИТО).

Адрес редакции: МОСКВА. Ильинка, Ипатьевский п., 2, 1-й эт. Тел. 72-46 и 1-57-19.

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.	Стр
А. Е. Алексеев инж. Д. В. Ефремов и проф. Р. А. Лютер—Генераторы Днепровгэса изготовления завода „Электросила“	3
В. Т. Касьянов—Диаграммы синхронной машины с неявновыраженными полюсами, работающей параллельно с мощной сетью	11
Д. А. Вилкер—Регулирование напряжения генераторов переменного тока помощью автоматических реостатных регуляторов	21
Б. П. Апаров—К вопросу вентиляции быстроходных турбогенераторов	24
работ научно-исследовательских институтов	
С. С. Городецкий, инж. Н. Н. Войденов — Определение допустимой температуры нагрева изоляции 6-kV кабелей с медной жилой токами короткого замыкания и способ расчета нагрева с учетом отхода тепла	29
Инж. Е. В. Калинин—Отсасывание энергии от проводов высоковольтных линий передач	36
Инж. И. С. Брук—Работа асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями в фазах ротора	39
Инж. Н. В. Горохов—Расчет реостата асинхронного двигателя по схеме Калленберга	42
Хроника	49
В авангарде технической мысли (Тридцать лет инженерной деятельности акад. И. Г. Александрова)	49
Инж. Андреев—Мост для измерения потерь в диэлектриках	49
Инж. С. А. Астафьев—Ферромагнитный шарик во вращающемся поле	50
Библиография	51
Из книг и журналов	52

ИТР и РАБОЧИМ ЗАВОДА „ЭЛЕКТРОСИЛА“

ПРОИЗВЕДТЕЛЯМ РЕКОРДНЫХ ПО МОЩНОСТИ ДНЕПРОВСКИХ ГИДРОГЕНЕРАТОРОВ
НАШ ПРИВЕТ!
НЕ ЗНАЯ ТЕХНИЧЕСКОЙ НЕЗАВИСИМОСТИ СССР ОТ КАПИТАЛИСТИЧЕСКИХ СТРАН

Генераторы Днепровгэса изготовления завода „Электросила“

Инж. А. Е. Алексеев, инж. Д. В. Ефремов, проф. Р. А. Лютер
Ленинград, завод „Электросила“

Основные задания и технические условия

Генераторы для Днепровгэса являются величайшими машинами этого типа по своим физическим размерам. Их изготовление требует от завода высокой научно-технической культуры и значительного объема оборудования. Для первой очереди станций генераторов были заказаны в Америке фирмой „Алстон“ даже самым крупнейшим фирмам этот завод ли можно было доверить, так как технические машины и их габариты далеко превосходили, что до сего времени выполнялось Европой. 4-й генератор второй очереди станции заказан Ленинградскому заводу „Электросила“. Американский генератор пущен 1 мая 1932 г., советский генератор пущен 23 января 1933 г. Акты передачи такого ответственного задания

каза Союзной промышленности свидетельствовал о высокой степени развития нашего электромашиностроения. Пуск же 23 января 1933 г. первого советского генератора со сдвигом в 9 мес. по отношению к первому американскому генератору утвердил за нашим крупным электромашиностроением высоты американской техники и окончательно освободил Союз в этом деле от импортной зависимости.

Советские генераторы выполнены совершенно идентично с генераторами ГЕС. Это важное обстоятельство имеет особое значение, так как опыт постройки одной из самых совершенных машин с новейшими производственными приемами изготовления и с новейшими техническими приемами расчета и конструкции позволил очень быстро и весьма радикально перестроить работу на целом ряде участков производства завода „Электросила“ по образцу последней американской практики.

Основные технические данные генераторов следующие: мощность генератора 62 MW, $\cos \varphi = 0,8$; 77,5 MVA, $n = 88,25$ об/мин, напряжение $13,8 \text{ kV} \pm 5\%$, $3250 \text{ A} \pm 5\%$, внешний диаметр статора генератора 12,5 м, общий вес генератора 780 т, маховый момент ротора 28900 tm^2 .

Верхняя крестовина генератора имеет на себе по-верх подпятника, рассчитанного на давление в 950 т, вспомогательный генератор мощностью 750 kVA, $\cos \varphi = 0,8$, 2300 V. Ротор вспомогательного генератора насажен на верхний торец втулки подпятника, сидящей на валу генератора, и следовательно, делает то же число оборотов, как и ротор главного генератора. Над вспомогательным генератором расположен его возбудитель на 37 kW, 148 А при 250 V и 88,2 об/мин. Вспомогательный генератор служит для питания мотор-генератора на 375 kW, 250 V, 1450 об/мин, работающего на возбуждение главного генератора и на асинхронные двигатели регуляторов турбины.

Напряжение главного генератора (13,8 kV) не является стандартным, и выбор его объясняется тем, что ток генератора, получающийся при этом напряжении, определяет на паз генератора объем тока, равный 3250 амперопроводникам, при котором число пазов статора, шаг обмотки и линейная нагрузка AS статора оказались в наивыгоднейшем соотношении с точки зрения к. п. д. генератора и чистоты синусоиды его э. д. с. при максимальном в то же время использовании материала машины, т. е. при минимальном весе активных материалов генератора. Такая свобода в выборе напряжения объясняется тем, что на Днепрогэсе генератор-трансформатор представляет одну единицу, т. е. отсутствуют собирательные шины низкого напряжения, параллельная же работа предусмотрена лишь со стороны высокого напряжения.

При передаче заказа на днепровские генераторы высоковольтная сеть Днепрогэса не была еще жестко фиксирована, но, учитывая передачу энергии в Донбасс, предписанное отношение короткого замыкания взято ближе к высшей границе практики американских установок, т. е. около 1,25, что соответствует кратности тока короткого замыкания около 2,25 при полной нагрузке и $\cos \varphi = 0,8$ и около 1,65 при $\cos \varphi = 1$.

Переходная реактивность предписана в 30%. Эта величина также несколько ниже средней величины переходного реактивного сопротивления из практики американских установок для гидрогенераторов без демпферной обмотки (около 35%). Переходная реактивность около 30% обеспечивает в достаточной мере динамическую устойчивость работы генераторов. Генератор задан с повышением напряжения около 30% при сбросе полной нагрузки и $\cos \varphi = 0,8$ и около 18% при сбросе полной нагрузки и $\cos \varphi = 1$, что соответствует характеристике холостого хода, подходящей к нормальной характеристике по указаниям Союза германских электротехников.

Гарантированными значениями к. п. д. являются:

Для главных генераторов

$\cos \varphi$	При 1/1 на- грузки	При 9/10 на- грузки	При 3/4 на- грузки	При 1/2 на- грузки
0,8 1	97,8 98,4	97,7 98,3	97,5 98,2	96,8 97,6

Для вспомогательных генераторов

$\cos \varphi$	При 1/1 на- грузки	При 3/4 на- грузки	При 1/2 на- грузки
0,8 1	91,3 94,4	90,8 94	89,2 92,8

Для возбуждательного мотор-генератора

Нагрузка	1/1	3/4	1/2
$\eta\%$ $\cos \varphi$	85 0,815	84 0,76	80,5 0,64

Техническими условиями заказа предусмотрено повышение температуры статорной и роторной обмотки (класс изоляции Б) не свыше 60°C при окружающей температуре 40°C как для главного, так и для вспомогательного генераторов. Для возбудителей, имеющих класс изоляции А, повышение температуры написано не свыше 50°C .

II. Описание конструкции генератора

Днепровский генератор выполнен нормального веса типа (рис. 1), т. е. с вертикально расположенным валом, находящимся в двух направляющих подшипниках и опертый на подпятник. Один из направляющих подшипников размещен в верхней подвижной крестовине генератора непосредственно под подпятником, для поддержки другого направляющего подшипника, расположенного под ротором, имеется нижняя крестовина, которая служит также для размещения на ней тормозов-домкратов предназначенных для останова, а также подъема 10—12 тт всей вращающейся части гидроагрегата перед демонтажем подпятника.

Контактные кольца ротора главного генератора положены внутри барабана верхней крестовины и средственно под верхним направляющим подшипником генератора и так как генератор имеет утопленную установку — с уровнем пола станции заподлицо с ней кромкой статорной станины, т. е. в одной плоскости с обшивкой между лап верхней крестовины подобное размещение контактных колец является наиболее удобным с точки зрения ухода за ними. Контактные кольца, расположенные над возбудителем дают ток возбуждения в обмотку ротора вспомогательного генератора; их расположение тоже удобно для эксплуатации, так как наблюдение за ними может производиться одновременно с наблюдением за работой коллектора возбудителя.

Конструкция генератора является новейшей, гарантирующей наивысшую прочность частей генератора при минимуме затраченного конструктивного материала. Большинство крупных деталей генератора выполнено сварными (станина статора, верхняя и нижняя крестовины, спицы ротора, бак подпятника и станина вспомогательного генератора).

Станина статора главного генератора состоит из шести сболченных между собою частей (район сваренных из прокатанных стальных листов. Ни стыковых частей станины, ни внутренний диаметр не подвергались обработке, так как, во-первых, стальные элементы станины — бруссы — вваривались в станину, предварительно законченную общей сваркой, правильно установленную по окружности и, во-вторых,

ное железо собиралось на клинья, имеющие хвосты, которые приваривались к кольцевым поясам станины одновременно со сборкой активного железа при постоянном контроле concentричности сборки железа. Активное железо выштамповано из легированного железа толщиной 0,85 mm с потерями 1,6 W/kg при 50 пер/сек и индукции в 10 000 G. Отштампованные сегменты затем покрывались специальным лаком. После окончания сборки железа в станине, его затяжки и рихтовки производилась проточка верхнего пояса статора-кольца, служащего для опоры на него крестовины. Затем производилась проверка потерь в активном железе, причем проверка показала, что потери увеличились до 1,7 W/kg лишь до значения 1,7 W/kg. Это свидетельствует о том, что сборка железа и проведена с надлежащей тщательностью.

Обмотка статора главного генератора двухполюсная с корзиночным исполнением лобовых соединений и имеет $2 \frac{16}{17} = \frac{50}{17}$ пазов на полюс и фазу. Высокие значения знаменателя дроби, выражающей число пазов на полюс и фазу, а также сокращение длины обмотки статора до 0,907, обусловили получение весьма благоприятных значений точных коэффициентов суммирования высших гармонических в кривой э. д. с. генератора. Они имеют значения: для пятой гармоники 0,1418, для седьмой 0,0265 и для девятой 0,00305. Кроме того, совершенно исключены гармонические от зубчатости статора. Сдельные катушки статорной обмотки, каждая около 30 kg, изолированы так называемой непрерывной изоляцией из микалента на черном асфальтовом лаке и компаундированы вакуум-компаундным процессом. Примененный принцип изоляции и производственный процесс изготовления обмотки являются наиболее совершенными из всего того, что знает динамостроительная практика.

Работы последнего времени в области изоляции электрических машин показали, что изоляция на черных асфальтовых лаках дает, особенно, лучшие результаты, чем изоляция, выполненная на шеллаке. Большая влажность асфальтовых лаков, значительно меньшее вспухание изоляции, отсутствие внутренних газовых включений (как следствие процесса многоразовой компаундировки) приводит к значительно меньшему старению асфальтовой изоляции.

Принцип непрерывной ленточной изоляции при помощи микалента также дает значительные улучшения по сравнению с простыми опрессовками. Отсутствует стык между пазовой и лобовой частями. Микалента непрерывно наматывается на шаблон, и поэтому действие термических и электродинамических проявляющихся в эксплуатации, не приводит к разрушению изоляции из микаленты, что часто бывает при изолировке обмотки опрессовкой в пазовой части и лобовой части.

Лобовая часть шаблонов гидрогенераторов Дгэс обмотана специальной ферроасбестовой лентой. Это ускоряет процесс поверхностной ионизации между пазом и обмоткой и в вентиляционных промежутках.

Лобовые части обмотки советского генератора покрываются специальным лаком, который значительно осла-

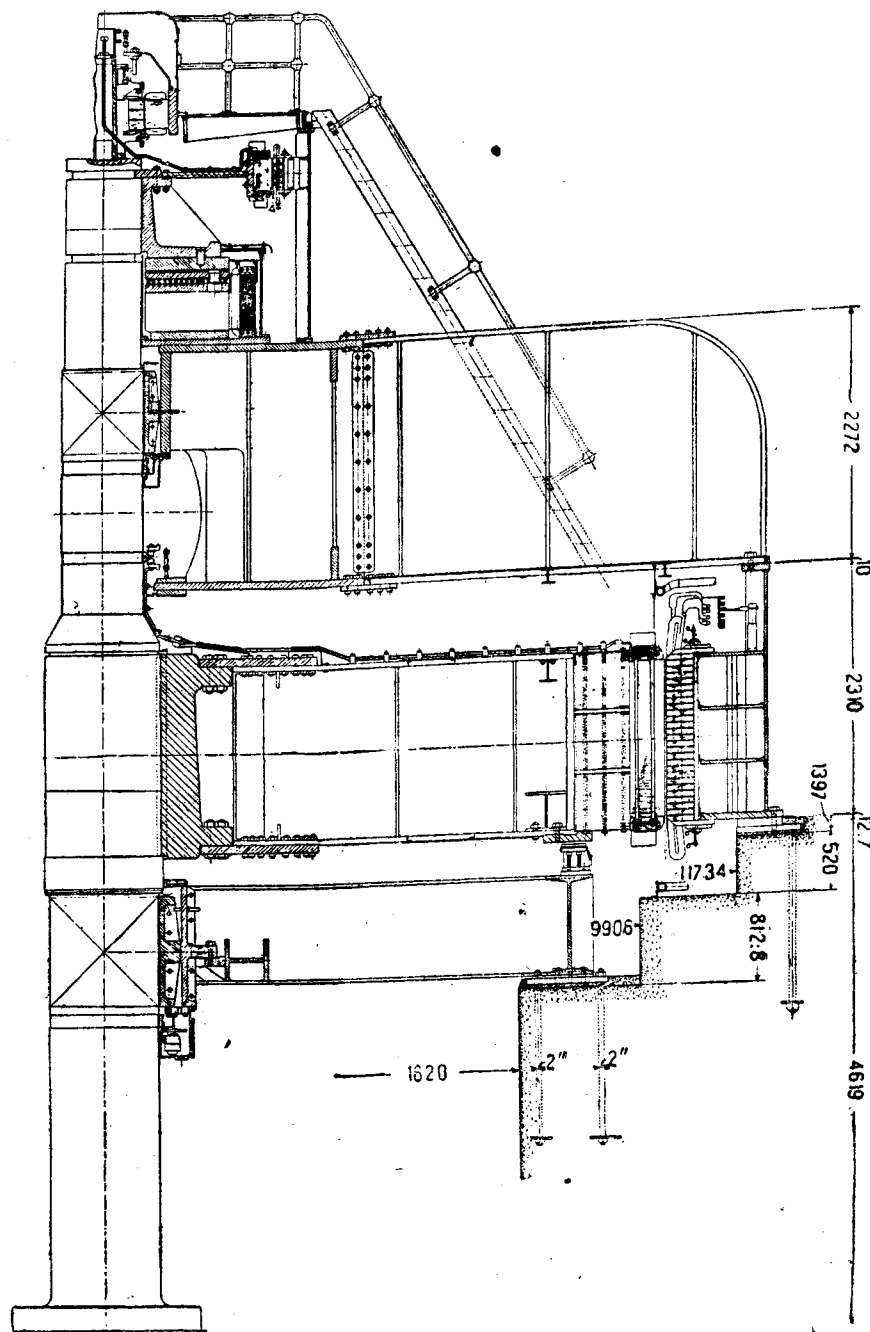


Рис. 1. Продольный разрез гидрогенератора подвешенного типа 77,5 MVA, $n = 88,2$ об/мин

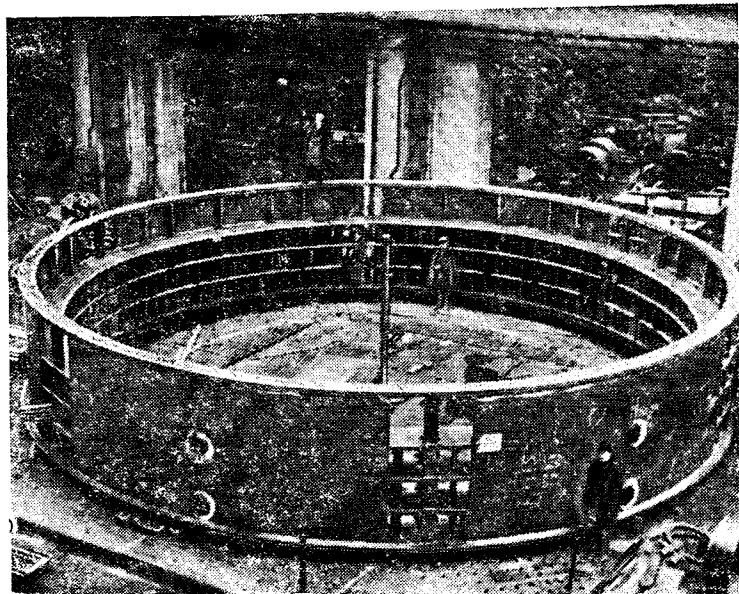


Рис. 2. Вид законченной общей сваркой станины генератора

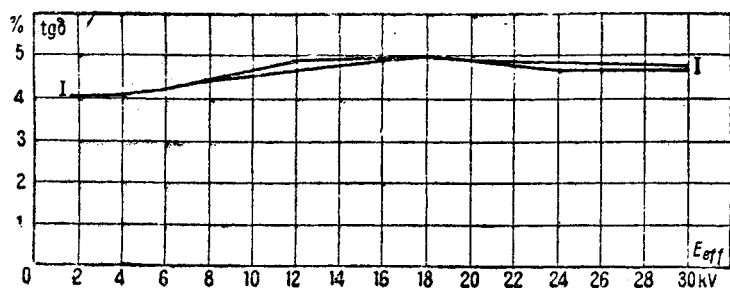


Рис. 3. Зависимость $\text{tg } \delta$ от испытательного напряжения. Испытание в холодном состоянии, электроды станиолевые с охранными кольцами.
I—в состоянии доставки (с неснятой асбестовой лентой)

бил ионизацию и образование озона в этой части машины.

Шаблоны обмотки статора были подвергнуты предварительному весьма подробному испытанию. Была измерена зависимость $\text{tg } \delta$ (угла диэлектрических потерь) от напряжения в пределах от 0 до 30 kV в холодном состоянии со станиолевыми электродами (табл. 1):

Т а б л и ц а 1¹⁾

E	1,5	3,0	6,0	12,0	18,0	24,0	30,0 kV
$\text{tg } \delta$	4,0	4,0	4,3	4,85	4,95	4,61	4,61

Затем секция помещалась в специально собранный пакет статорного железа и в этих условиях произведено испытание при различных напряжениях и температурах. И, наконец, секция была подвергнута испытанию на старение. В течение 105 час. секция была подвергнута действию температуры 100°C при постоянно приложенном напряжении 24 kV; при этом непрерывно фиксировался угол диэлектрических потерь.

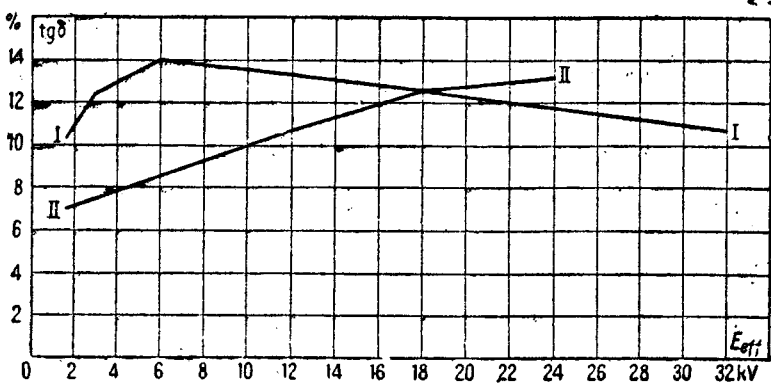


Рис. 4. Зависимость $\text{tg } \delta$ от испытательного напряжения. Испытание в холодном состоянии. Электрод—пакет из листового железа без охранных колец.

I—в состоянии доставки (со снятой асбестовой лентой);
II—после испытания на старение (со снятой асбестовой лентой)

Непосредственно после испытания на старение были измерены углы потерь в холодном состоянии, степень распухания и определено пробивное напряжение в горячем и холодном состоянии. При температуре 90°C секция была пробита при 82 kV и в холодном состоянии при 95 kV.

1) Подъем потерь при 12—18 kV регулярно повторялся в различных секциях. Объясняется наличием и специфическим поведением асбестовой ленты.

На диаграммах рис. 3, 4 и 5 приведены данные испытания.

Приведенные цифры свидетельствуют о чрезвычайно высоком качестве изоляции обмотки и о несомненной ее долговечности. Примененные принципы и технология процесса, несомненно, дают положительный результат. Нужно отметить, что для увеличения срока службы изоляции с асбестовыми лаками абсолютную температуру обмотки следует иметь выше 95—100°C.

Укладка катушек в канавки железа статора производилась в разогретом виде при температуре около 80°C. Катушка двухвитковая, причем каждый виток состоит из 33 параллельных жил, изолированных дельтоасбестом. Эти 33 параллельных проводника пропаиваются в лобовых частях в 7 парных групп; для того чтобы избежать значительных

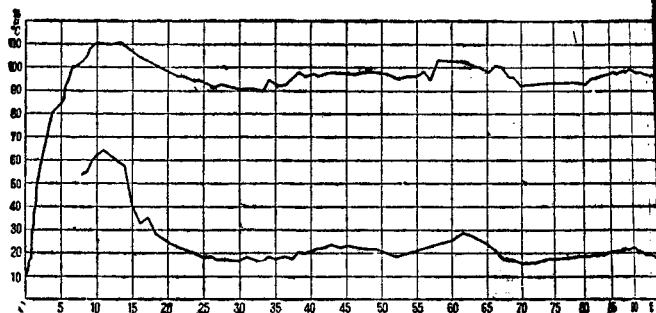


Рис. 5. Зависимость температуры электродов (верхняя кривая) и зависимости $\text{tg } \delta$ при длительном приложении напряжения от времени (нижняя кривая)

уравнительных токов, параллельные ветви в лобовых частях соответственно скручены. Полные добавочные потери в меди статора составляют лишь 10%, от механических потерь. При коротких замыканиях обмотка статора подвергается значительным усилиям (амплитуда значения пикового тока короткого замыкания около 27 500 А) и потому все катушки бандажированы к двум бандажным кольцам с одной стороны статорного железа и снабжены раскладками на лобовых частях. Катушки после укладки в железо статора, но до соединения их между собой испытывались на корпус в течение 1 мин. напряжением 37,5 kV при 50 пер/сек и затем после соединения напряжением 33,5 kV при той же частоте. Окончательное испытание обмотки после сборки на месте, т. е. на станции, и их просушки было произведено напряжением 28,6 kV. Отметим, что при изготовлении катушек предписывается производить испытание на механическое при напряжении 1500 V при повышенной частоте и на корпус (станиолевая обкладка) при 43 kV и 50 пер/сек в течение 1 мин.

Ротор и полюсная система. Ротор генератора в механическом отношении представляет собой конструкцию со „свободным“ ободом. Это значит, что спицы генератора лишь поддерживают обод и передают ему или воспринимают от него вращающий момент, но не связаны с ободом в радиальном направлении. Таким образом обод как бы надет на спицы и связан с ними лишь в тангенциальном направлении. Как видно из продольного разреза генератора (рис. 1), спицы ротора (общим числом 12 спиц) при посредстве двух массивных колец сбалчиваются между собой и прибалчиваются к ступице литой стали, насаженной на вал. Вес спиц около 42 т, вес ступицы около 20

Обод ротора выполнен штампованным из сегментов стальной стали толщиной 6 мм, причем для штамповки этих сегментов приобретен специальный американский семисоттонный пресс, штампуемый один такой сегмент в 7 приемов. Всего сегментов на обод около 180 и вес их порядка 180 т. Сегменты эти образуют обод, будучи собраны на 408 стальных калиброванных шпильках вокруг спиц ротора. В сегментах штампованы Т-образные хвосты для установки и наложения полюсов.

В обode предусмотрены два радиальных воздушных канала шириной по 40 мм, служащие для усиления вентиляции полюсов, а также статорного железа.

Полюса тоже штампованной конструкции из листовой стали толщиной 1 мм. Этим достигнуто упрощение производства полюсов и уменьшение добавочных потерь на поверхности полюсов.

В днепровской машине добавочные потери на поверхности полюса в холостом ходе и коротком замыкании составляют всего около 0,1% мощности генератора. Форма полюсного башмака выбрана таким образом, что кривая индукций в воздухе не содержит больших гармонических, превышающих 5% основной гармоники. Роторные катушки намотаны на ребро из латуни меди 9,65 × 66,5 мм. Вес каждой катушки около 500 кг. Витки полюсной обмотки изолированы друг от друга асбестом, не содержащим железа. Изоляция от сердечника асбест-миканитовая. Крайние витки катушки покрыты пропитанным асбестовым лаком. При монтаже на полюс сверху и снизу катушечные изоляционные шайбы из пропитанной фанеры.

Обмотка полюсов подвергается весьма значительным напряжениям при разгоне и потому прессуется при помощи катушек давлением не менее 150 т.

Для достижения более интенсивного охлаждения обмотки возбуждения отдельные витки в шахматном порядке выступают на торцевых частях полюсных катушек. Ротор снабжен вентиляционными лопатками, обеспечивающими необходимый для охлаждения генератора расход воздуха около 60 м³/сек при условии, что гидравлическое сопротивление внешней цепи не превышает 14 мм вод. ст.

Наиболее серьезным испытанием ротора является испытание на угонную скорость. Для днепровских роторов предписанное техническими условиями угонное число оборотов в минуту составляет 176,5. Ротор днепровского генератора был испытан на угонную скорость в новом разгонном сооружении завода.

Ротор собирается в разгонной яме на временном фундаменте, устанавливаемом на подпятник, смонтированный на полу. Сверху монтируется ферма с направляющим подшипником, на которой устанавливается разгонный двигатель. „Электросила“ пользуется для разгона наиболее крупных гидрогенераторов 24-полюсным асинхронным двигателем мощностью 5 000 л. с. в течение 1 мин, питаемым непосредственно из сети „Электротока“. Для значительного сдвига ротора днепровского генератора весом около 430 т развиваемый двигателем максимальный момент вращения около 30 тм недостаточен и требуется помощь крановых лебедок. Разгонное число оборотов по техническим условиям должно поддерживаться в течение 1 мин. Это достигается соответствующей установкой уровня воды в пусковом резервуаре. Исследование кривой выбега и пускового момента показало, что момент сопротивления от трения на вентиляцию может быть выражен для днепровского ротора нижеследующим образом в функции от числа оборотов:

$$M_c = 1,3 + 0,4 \left(\frac{n}{100} \right) + 1,52 \left(\frac{n}{100} \right)^3 \text{ тм.}$$

Для $n = 176,5$ об/мин получаем:

$$M_c = 1,3 + 0,4 \cdot 1,765 + 1,52 \cdot 1,765^3 = 10,3 \text{ тм.}$$

Эта величина соответствует мощности около 2 500 л. с. Разгон был произведен за время около 18 мин. при средней мощности, потребляемой из сети, около 4 500 kW.

Механические напряжения при угонной скорости достигают в ласточковых хвостах полюсов около 4,5 kg/mm² и в обode ротора около 12 kg/mm².

Верхняя и нижняя крестовины генератора. Верхняя крестовина является наиболее ответственной сварной конструкцией генератора, так как ею воспринимается не только вес ротора генератора и турбины, но также давление от реакции воды на турбинное колесо.

Верхняя крестовина состоит из центрального барабана, служащего для поддержки подпятника пружинного типа верхнего направляющего подшипника и вспомогательного генератора. Барабан сконструирован так, что верхний направляющий подшипник может быть удален вниз, т. е. без разборки подпятника и связанной с этим разборки и вспомогательного генератора и возбuditеля. Одновременно конструкция барабана обеспечивает свободный доступ к контактным кольцам, расположенным под верхним направляющим подшипником; 12 лап крестовины приболчены к кольцам и ребрам центрального барабана и заточенными поверхностями на своих концах они опираются на станину статора. Перекрывающие между лап листы, служащие полом, приболчены непосредственно к нижним поясам лап и к сегментным деревянным клиновым брускам, которые в свою очередь прибалчиваются к станине статора. Деревянные бруска введены для изоляции перекрытия крестовины от станины статора с целью воспрепятствовать возможности возникновения блуждающих (подшипниковых) токов. С той же целью между опорными поверхностями лап верхней крестовины и верхним кольцом станины статора проложены изоляционные прокладки и изолированы крепительные болты лап крестовины.

Нижняя крестовина поддерживает нижний направляющий подшипник и сварена из балок двутаврового сечения и листов. На ней устанавливаются тормоза, нормально работающие при затормаживании ротора от сжатого воздуха давлением около 8 ат. При использовании тормозов в качестве домкратов применяется масло, причем давление масла должно быть около 85 ат.

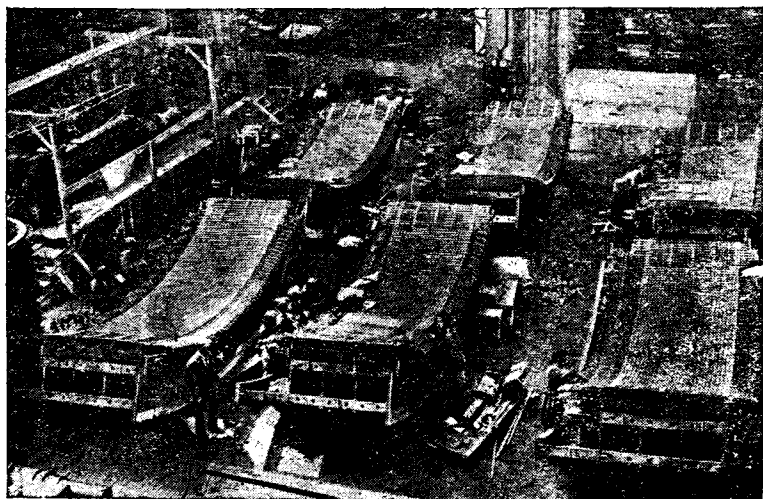


Рис. 6. Сборка катушек обмотки статора в станину

Фиксация нижнего направляющего подшипника к крестовине произведена через посредство литого чугунного гнезда. Оно представляет собою полый цилиндр, сболченный из двух половин, с разъемом по вертикали и с круговой закраиной по середине своей высоты. Этой закраиной гнездо опирается на заточку в центральной части нижней крестовины. Предусмотрена возможность центровки гнезда относительно крестовины. Нижний направляющий подшипник демонтируется вниз по удалении масляных баков, приболченных к нижнему торцу гнезда. Само же гнездо наиболее удобно может быть вынуто из крестовины, поднимая его вместе с валом генератора, оперев его нижней ребордой на фланец вала.

Установка генератора на фундамент. Наиболее характерным отличием от европейских конструкций установки вертикальных гидрогенераторов здесь является отсутствие кольцевой фундаментной плиты, в европейских установках обычно общей как для станины генераторов, так и для его нижней крестовины. В днепровском генераторе станина установлена на 12 относительно небольших плитках, расположенных (по вертикали) под лапами верхней крестовины и прикрепленных к фундаменту анкерными болтами. Нижняя крестовина точно так же установлена на своих отдельных плитках. Подобный способ фиксации генератора проще в монтаже, надежнее и, кроме того, он экономит на каждом генераторе, размеров днепровского, около 30 т чугуна.

III. Электрические параметры днепровских генераторов

Выше уже было указано, что по соображениям устойчивости работы днепровских генераторов на обслуживаемую ими крупнейшую высоковольтную систему электрические параметры этих генераторов не соответствуют средним значениям американской практики, а предписаны техническими условиями ближе к верхнему пределу по устойчивости.

Из табл. 2 легко видеть то место, которые эти машины занимают в практике современных генераторов.

Таблица 2
Таблица параметров гидрогенераторов без демпферной обмотки

Параметр	Средние значения по американской практике (минимально-максимальные)	Расчетные значения для днепровских генераторов
Продольное синхронное реактивное сопротивление x_d	1,15 0,60 — 1,45 0,75	0,89
Поперечное синхронное реактивное сопротивление x_q 2)	0,40 — 0,95 0,35	0,56
Переходное реактивное сопротивление X'_d 2)	0,20 — 0,45 0,55	0,33
Реактивность для обратной последовательности фаз x_2 2)	0,30 — 0,70	0,43
Реактивность нулевой последовательности фаз x_0 2)	0,04 — 0,26 6,6	0,12
Постоянная времени, цепь возбуждения при разомкнутом статоре T_0 сек	3,0 — 10,5	7,4
Постоянная времени затухания составляющей переменного тока при трехфазном коротком замыкании T_3' сек.	2,0 1,0 — 3,9	2,7
Постоянная времени затухания составляющей постоянного тока при трехфазном коротком замыкании T_0'	0,30 0,1 — 0,5	0,34

2) Все реактивности даны в долях единицы

В общем виде средний квадрат тока короткого замыкания для генераторов без демпферной обмотки может быть представлен

$$I_{kn} = I'_{on} e^{-\frac{t}{T'_{on}}} + (I'_n - I_n) e^{-\frac{t}{T'_n}} + I_{kun}$$

Здесь n — индекс, характеризующий короткое замыкание ($n=3$ — трехфазное, $n=2$ — двухфазное, $n=1$ — однофазное), I'_{on} — составляющая постоянного тока короткого замыкания, T'_{on} — постоянная времени затухания составляющей постоянного тока короткого замыкания, $I'_n - I_n$ — составляющая переходного тока короткого замыкания, I_{kun} — постоянная времени затухания составляющей переходного тока короткого замыкания.

В табл. 3 даны формулы для подсчета отдельных составляющих тока короткого замыкания и соответственных постоянных времени. Формулы даны для подсчета соответственных средних квадратичных (R. S. Value) токов. Внешняя реактивность x предположена неизменной для прямого, обратного и нулевого сдвигов фаз. Сопротивлением внешней цепи пренебрегаем.

Подставляя в формулы табл. 3 для днепровских генераторов вышеприведенные значения реактивных сопротивлений

$$\begin{aligned} x_d &= 0,89 \\ x_q &= 0,56 \\ x'_d &= 0,33 \\ x_2 &= 0,43 \\ x_0 &= 0,12 \\ T_0 &= 7,4 \text{ сек.} \\ T'_0 &= 2,7 \text{ " } \\ T'_{03} &= 0,34 \text{ " } \\ r_a &= 0,004 \end{aligned}$$

найдем для тока короткого замыкания на зажимах при работе на полную нагрузку ($P=1$) нижеследующие выражения:

$$I_{k3} = I_N (2,2 e^{-\frac{t}{0,34}} + 1,9 e^{-\frac{t}{2,7}} + 2,2),$$

$$I_{k2} = I_N (1,67 e^{-\frac{t}{0,34}} + 0,96 e^{-\frac{t}{4,25}} + 2,6),$$

$$I_{k1} = I_N (2,5 e^{-\frac{t}{0,34}} + 1,34 e^{-\frac{t}{4,5}} + 4,1).$$

Характеристики моментов вращения гидрогенераторов. Для проблемы устойчивости параллельной работы синхронных машин весьма существенны характеристики моментов вращения генератора в функции от угла δ внутреннего сдвига вектора напряжения, индуцируемого полюсами и вектора напряжения на зажимах машины, принимаемого за единицу. Характеристики моментов вращения даются обычно в кратности от момента вращения соответствующего полной нагрузке в киловольтамперах и $\cos \varphi = 1$.

Для полной характеристики поведения синхронной машины при переходных режимах и качаниях существуют следующие характеристики моментов вращения в функции от угла:

1) характеристика моментов для установившегося режима,

2) характеристика моментов T_k для переходных режимов при изменении угла внутреннего сдвига от начального значения δ' до нового значения δ .

Формулы по расчету токов короткого замыкания для гидрогенераторов для демпферной обмотки

Составляющая постоянного тока.

Для трехфазного короткого замыкания

$$I'_{03} = 0,73 I_N \frac{1}{x'_d + x}$$

Для двухфазного короткого замыкания

$$I_{02} = 0,73 I_N \frac{\sqrt{3}}{x'_d + x_2 + 2x}$$

Для однофазного короткого замыкания

$$I_{01} = 0,73 I_N \frac{3}{x'_d + x_2 + 3x}$$

Составляющая переходного тока:

Для трехфазного короткого замыкания

$$I'_3 - I_3 = I_N \left(\frac{1}{x'_d + x} - \frac{1}{x_d + x} \right)$$

Для двухфазного короткого замыкания

$$I'_2 - I_2 = I_N \left(\frac{\sqrt{3}}{x'_d + x_2 + 2x} - \frac{\sqrt{3}}{x_d + x_2 + 2x} \right)$$

Для однофазного короткого замыкания

$$I'_1 - I_1 = I_N \left(\frac{3}{x'_d + x_2 + x_0 + 3x} - \frac{3}{x_1 + x_2 + x_0 + 3x} \right)$$

Установившийся ток короткого замыкания (исходя из прямолинейных характеристик и предполагая работу генератора до короткого замыкания при нагрузке в долях нормальной)

$$I_{ky3} = \frac{1,15}{x_d + x} \sqrt{(\sin \varphi + P X_d)^2 + \cos^2 \varphi}$$

$$I_{ky2} = \frac{1,15 \cdot \sqrt{3}}{x_d + x_2 + 2x} \sqrt{(\sin \varphi + P X_d)^2 + \cos^2 \varphi}$$

$$I_{ky1} = \frac{1,15 \cdot 3}{x_d + x_2 + x_0 + 3x} \sqrt{(\sin \varphi + P X_d)^2 + \cos^2 \varphi}$$

Характеристика моментов T_n , возникающих при нештатном включении генератора в синхронизм (т. е. включение в параллельную работу в момент времени, когда $\delta \neq 0$). Ниже даны формулы для T_y , T_k и T_n (отношение ампер-витков под нагрузкой к ампер-ам холостого хода)

$$T_y = \frac{K}{x_d} \sin \delta + \frac{x_d - x_q}{2x_d \cdot x_q} \sin 2\delta,$$

$$T_k = \frac{K}{x_d} \sin \delta + \frac{x'_d - x_q}{2x'_d \cdot x_q} \sin 2\delta + \frac{x_d - x'_d}{x_d \cdot x'_d} \sin \delta \cos \delta',$$

$$3) \quad T_n = \frac{1}{x'_d} \sin \delta + \frac{x'_d - x_q}{2x'_d \cdot x_q} \sin 2\delta$$

включение в параллельную работу предположено при пуске холостого хода).

рис. 7 даны кривые для T_y , T_k и T_n для случая

$$x_d = 0,89$$

$$x_q = 0,53$$

$$x'_d = 0,33$$

$$K = 1,80$$

соответствующего параметрам днепровского гидрогенератора.

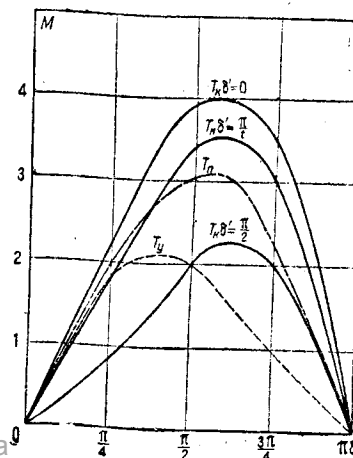


Рис. 7. Зависимость момента вращения (в долях от нормального) от угла сдвига векторов внутренней э. д. с. и напряжения в радианах

По приведенным формулам моментов вращения видно, что для статической устойчивости параллельной работы особенно существенна синхронная реактивность x_d , а также реактивность x_q . Гидрогенераторы с $x_d = 1,15$ и $x_q = 0,75$, что соответствует средним данным американских гидрогенераторов, достаточно устойчивы и экономичны по стоимости и к. п. д. Лишь в относительно редких случаях для установок с весьма длинными линиями передачи мы встречаемся в американской практике с генераторами, имеющими $x_d = 0,6$ и $x_q = 0,40$. Днепровские генераторы по параметрам x_d и x_q ближе к нижнему пределу.

Для устойчивости при переходных режимах, вызванных толчками в нагрузку, большое значение преобретают переходные реактивности x'_d и x'_q . Для генераторов без демпферных обмоток $x'_q = x_q$, а $x'_d = 0,35$. В целях динамической устойчивости днепровские генераторы имеют x'_d несколько меньший среднего.

Для устойчивости работы при несимметричных коротких замыканиях на линиях передачи (двухфазные и однофазные) существенную роль играет также реактивность обратного следования фаз x_2 . Относительно большое реактивное сопротивление обратного следования фаз x_2 для гидрогенераторов без демпферной обмотки сильнее ограничивает по величине токи короткого замыкания при несимметричных коротких замыканиях и тем уменьшает по величине сброс электрической мощности, получающийся при несимметричных коротких замыканиях.

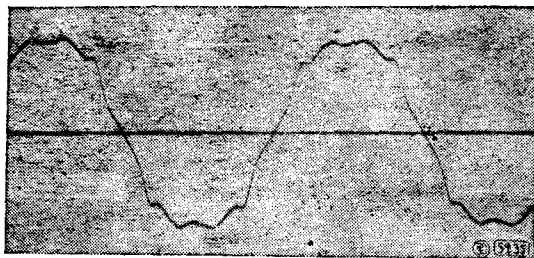


Рис. 8. Осциллограмма кривой поля вспомогательного генератора до схода полюсов на работе

Гидрогенераторы с демпферными обмотками дают в среднем снижение x_2 с 0,55 до около 0,25. Такое снижение реактивности x_2 , а также конструктивное осложнение полюсовой системы привело к тому, что американская практика нормально выполняет гидрогенераторы без демпферных обмоток, несмотря на то, что при качаниях демпферная система содействует устойчивости. Для днепровских генераторов $x_2 = 0,43$ и в достаточной мере ограничивает сброс мощности при несимметричных коротких замыканиях в линиях.

Потери и коэффициент полезного действия. Расчетные потери для днепровских генераторов нижеследующие:

Потери на трение и вентиляцию	250 kW
Потери в железе	412 "
Потери короткого замыкания	366,5 "
Потери на возбуждение	257 "

Общая сумма потерь 1 275,5 kW

соответствующий к. п. д.—около 98%. Столь высокий к. п. д. главного генератора получен, с одной стороны, благодаря применению высшего сорта легированной стали толщиной 0,35 mm (потери 1,6 W/kg) при $B = 10\,000$ и 50 пер/сек, с другой стороны, путем применения двухслойной корзиночной обмотки с мелко подразделенным сечением отдельных жил, обеспечивающим малые добавочные потери в коротком замыкании.

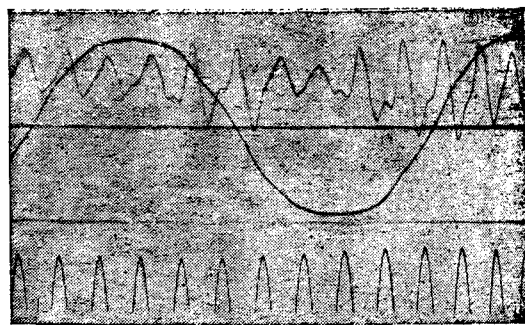


Рис. 9. Осциллограмма кривой поля вспомогательного генератора после схода полюсов на работе

Потери отводятся охлаждающим генератор воздуха в количестве около 60 m³/сек. Система вентиляции—закрытая с водяным воздухоохладителем. Общий к. п. д. возбуждательной системы 0,75.

Регулирование возбуждения. Выше было указано, что техническими условиями для днепровских генераторов предусмотрена система возбуждения, аналогичная американской станции „Коновинго“, т. е. главный генератор возбуждается от мотор-генератора питаемого вспомогательным генератором, насаженным на одном валу с главным генератором.

Мощность вспомогательного генератора 750 kW при 2300 V. Наружный диаметр его активного железа 3850 mm. Ввиду малого полюсного деления этот генератор имеет всего 1¹⁰/₁₇ пазов на полюс и фазу. Вследствие неудачно выбранного числа пазов при пуске полюсах вспомогательный генератор изготовления фирмы GEC дает значительный шум (гудение) от пульсации поля. Обследование этого на заводе „Электрическая“ показало, что выполнение схода полюсов на работе значительно улучшает форму кривой поля и способствует устранению шума. Первый советский генератор поэтому был выполнен со сходом полюсов. Испытание на месте показало, что шум во время работы вспомогательного генератора прекратился, и машина работает значительно спокойнее американских генераторов. На рис. 8 и 9 даны осциллограммы поля до схода и после схода полюсов.

Основные параметры вспомогательных генераторов следующие:

реактивность рассеяния $x_s = 0,25$
синхронная реактивность $x_d = 0,93$
переходная реактивность $x'_d = 0,35$
постоянная времени цепи возбуждения $T_o = 1$ sec
перегружаемость 3,3-кратная.

Так как питаемый вспомогательным генератором двигатель возбуждательного агрегата короткозамкнутый с пуском в ход прямым включением на полное напряжение, то вспомогательный генератор снабжен быстродействующим регулятором фирмы GEC типа FA, описанного Burnham⁸⁾.

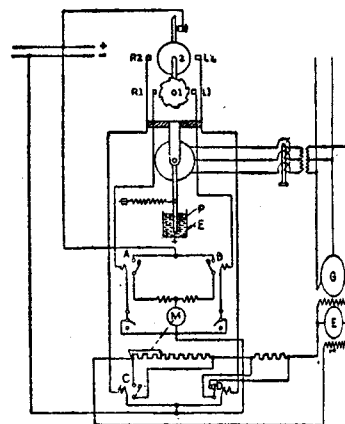


Рис. 10. Регулятор напряжения вспомогательного генератора

Схема регулятора ГЕС представлена на рис. 10. Основным элементом регулятора является якорек асинхронного двигателя, питаемого через трансформатор напряжения от регулируемого напряжения генератора. Развиваемый якорьком момент вращения определяется положительной системой напряжений генератора. При относительно медленных изменениях напряжения поворачивает правый или левый контакт R_1 , что в свою очередь влечет за собою включение на вращение в том или ином направлении мотора шунтового реостата возбuditеля. Если же изменение напряжения происходит с резким толчком, то включается также один из контактов R_2 так называемого ударного возбуждения. Эти контакты управляют включением особых релейников, шунтирующих или вводящих в цепь возбуждения возбuditеля значительные сопротивления, так что скорость подъема или спуска напряжения быстро повышается.

Двигатель возбuditельного агрегата мощностью 5 л. с. имеет максимальный момент вращения около нормального, что достаточно надежно обеспечивает работу при перегрузках в моменты коротких замыканий главных генераторов. Относительно большая перегруженность вспомогательных генераторов и быстрое регулирование возбуждения играют существенную роль в моменты коротких замыканий главных генераторов.

Для обеспечения динамической устойчивости постоянной времени цепи возбуждения возбuditеля должна быть по возможности мала: для возбuditелей днепро-

ских генераторов она составляет около 1,4 сек. Мощность возбuditелей 375 kW 250 V. Автоматическое регулирование возбуждения совершается при помощи быстродействующих регуляторов фирмы ГЕС типа FA⁴⁾.

Этот регулятор напряжения отличается от описанного выше регулятора вспомогательного генератора лишь тем, что здесь имеется вспомогательный возбuditель и реостат в цепи возбуждения главного возбuditеля, включенного по схеме мостика Уитстона.

При ударном возбуждении скорость подъема напряжения возбuditеля около 200 V/сек, потолочное напряжение 350 V. Это вполне обеспечивает динамическую устойчивость работы, если учесть большую постоянную времени цепи ротора главного генератора (7,4 сек).

Заключение

Постройка рекордных по мощности гидрогенераторов для Днепрогэса является крупнейшим шагом в истории развития советского Электромашиностроения и в деле овладения заводом „Электросила“ высотами современной передовой техники и тем самым освобождения нашей страны от иностранной технической помощи. Неуклонно растущие требования со стороны развивающегося электростроительства предъявят в ближайшее же время нашей электромашиностроительной промышленности и в частности заводу „Электросила“ еще более трудные и сложные задания на постройку машин.

Достигнутые заводом успехи в области крупного генераторостроения дают все основания считать, что эти задания будут успешно им выполнены.

Диаграммы синхронной машины с неявновыраженными полюсами, работающей параллельно с мощной сетью

Инж. В. Т. Касьянов
Ленинград, завод „Электросила“

В работе автора „Электрическая машина двойного питания как общий случай машины переменного тока¹⁾“ были выведены общие выражения для токов и э. д. с. машины двойного питания, которые одновременно являются формулами, выражающими геометрические места концов векторов токов и э. д. с. любой машины переменного тока, будь то асинхронная или синхронная машина, статический трансформатор, потенциальный регулятор или коллекторная машина.

В настоящей статье помощью этих формул рассматривается более детально работа синхронной машины, включенной к мощной сети, при постоянном возбуждении.

Вышеупомянутые общие формулы были выведены на основании векторной диаграммы машины двойного питания (рис. 1с). Они имеют следующий вид:

$$I_1 = \frac{U_1(s + \dot{z}_{2s} \dot{Y}_s) - U_2 e^{j(\theta_2 - \theta_1)}}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}, \quad (1)$$

$$E_1 = - \frac{U_1 \dot{z}_{2s} + U_2 \dot{z}_1 e^{j(\theta_2 - \theta_1)}}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}, \quad (2)$$

$$I_2 = \frac{U_2(1 + \dot{z}_1 \dot{Y}_s) - U_1 s e^{-j(\theta_2 - \theta_1)}}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}, \quad (3)$$

$$\dot{E}_2 = - \frac{U_2 s \dot{z}_1 + U_1 s \dot{z}_{2s} e^{-j(\theta_2 - \theta_1)}}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}, \quad (4)$$

где I_1 и I_2 — векторы токов статора и ротора, E_1 и E_2 — векторы э. д. с. статора и ротора; U_1 и U_2 — фазные напряжения, f_1 и f_2 — частоты на зажимах статора и ротора,

$s = f_1 / f_2$ — скольжение,

$\dot{z}_1 = r_1 + j x_1$ — комплекс сопротивления обмотки статора, $\dot{z}_{2s} = r_2 + j s x_2$ — комплекс сопротивления обмотки ротора при скольжении s ;

$\dot{Y}_s = g_1 + g_2 s - j b$ — комплекс проводимости намагничивания машины (железные потери в статоре и роторе учитываются как потери в короткозамкнутых обмотках, имеющих активные проводимости g_1 и g_2 ; насыщением железа пренебрегается); θ_1 и θ_2 — углы между векторами э. д. с. и напряжений (рис. 1);

$e^{\pm j(\theta_2 - \theta_1)}$ — оператор (указатель) поворота вектора на угол $\pm(\theta_2 - \theta_1)$.

Предполагается, что числа витков статора и ротора одинаковые.

При пользовании этими формулами нужно иметь в виду следующее. Рис. 1с представляет чисто „временную“ диаграмму, показывающую для машины двойного питания соотношения синусоидально меняющихся величин (векторов) во времени. Если в этой диаграмме повернуть все вторичные векторы на угол $\theta_2 - \theta_1$, т. е. вместо совмещения векторов U_1 и U_2 совмещение векторов \dot{E}_1 и \dot{E}_2 , то получим „временно-пространственную“ диаграмму рис. 1б. Эта последняя диаграмма не дает сдвига фаз э. д. с. \dot{E}_1 и \dot{E}_2 во времени (его дает временная диаграмма рис. 1с), но зато в ней векторы \dot{I}_1 и \dot{I}_2 и их геометрическая сумма \dot{I}_m представляют картину пространственного соотноше-

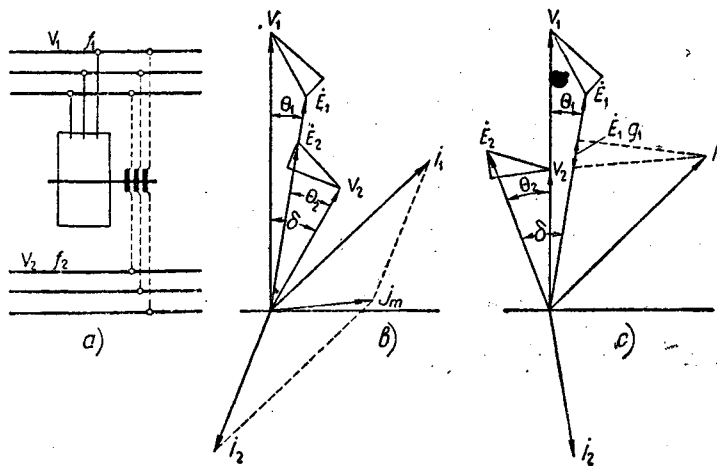


Рис. 1. Машина двойного питания и ее векторные диаграммы

ния постоянных во времени ампер-витков статора и ротора и результирующих ампер-витков. Иначе говоря, сумма $\dot{I}_1 + \dot{I}_2$ во временно-пространственной диаграмме даст намагничивающий ток (результатирующие ампер-витки), та же сумма во временной диаграмме дает для машины двойного питания суммарный ток, забираемый ею из сети²⁾.

Формулы (1) — (4), полученные из диаграммы рис. 1с, приводят к временным диаграммам; чтобы получить из этих формул временно-пространственные диаграммы рис. 1б, нужно векторы \dot{E}_2 и \dot{I}_2 повернуть на угол $\theta_2 - \theta_1$, т. е. умножить (3) и (4) на оператор поворота

$$e^{+j(\theta_2 - \theta_1)};$$

при этом получаем:

$$\dot{I}_2 = \frac{U_2 (1 + z_1 \dot{Y}_s) e^{j(\theta_2 - \theta_1)} - U_1 s}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}, \quad (5)$$

$$\dot{E}_2 = - \frac{U_2 s z_{2s} e^{j(\theta_2 - \theta_1)} + U_1 s z_{2s}}{z_{2s} + s z_1 + z_1 z_{2s} \dot{Y}_s}. \quad (6)$$

Общие формулы синхронной машины

Если в трехфазной машине двойного питания мы будем уменьшать частоту f_2 тока, питающего ротор, то в пределе при $f_2 = 0$ получим синхронную машину с распределенной обмоткой возбуждения, обтекаемой

²⁾ См. вышеуказанную работу автора. Следует иметь в виду, что при $s < 0$ для получения суммарного тока, забираемого из сети, нужно взять сумму $\dot{I}_1 + \dot{I}_{2\text{сопр.}}$, т. е. суммировать \dot{I}_1 с зеркальным изображением тока \dot{I}_2 в оси ординат.

„остановившимся“ трехфазным током (т. е. постоянным током), например, по схеме рис. 3б. Поэтому чтобы из общих формул получить формулы для синхронной машины, нужно в них подставить $s = 0$.

Для синхронной машины нам больший интерес представляют временно-пространственные диаграммы, рассматриваемые в этой статье; временная же диаграмма синхронной машины была дана в цитированной работе автора. Подставив $s = 0$ в формуле (3), затем в (1), (2), (5) и (6), и положив ради упрощения

$$\theta_2 - \theta_1 = \delta - 90,$$

получим общие формулы для синхронной машины:

$$I_2 = \frac{U_2}{r_2},$$

$$\dot{I}_1 = \frac{U \dot{Y}}{1 + z \dot{Y}} + j \frac{I_2 e^{j\delta}}{1 + z \dot{Y}},$$

$$\dot{E}_1 = \frac{U}{1 + z \dot{Y}} + j \frac{I_2 z e^{j\delta}}{1 + z \dot{Y}},$$

$$\dot{I}_2 = -j I_2 e^{j\delta},$$

$$\dot{E}_2 = 0.$$

где U — фазное напряжение на статоре, U_2 — фазное напряжение на роторе, \dot{I}_1 — фазный ток статора, \dot{I}_2 — ток ротора (см. далее), \dot{E}_1 — фазная э. д. с. статора, индуцируемая результирующим полем,

$$z = r + jx$$

— комплекс сопротивления обмотки статора, причем r — активное сопротивление обмотки (включая все потери пропорциональные квадрату тока) и x — сопротивление от полей рассеяния,

$$j = g - jb$$

— комплекс проводимости возбуждения (вычисленные параметры g и b дано ниже в примере, $e^{j\delta}$ — оператор (указатель) поворота вектора на угол δ , причем δ , как увидим далее, есть угол пространственного смещения индукторов относительно их положения при холостом ходе с возбуждением, при котором $\dot{E}_1 = U$ (т. е. из положения, отвечающего правильному параллельному включению).

В диаграммах и предыдущих формулах мы имеем дело с действующими значениями токов и э. д. с., потому при возбуждении машины по схеме „остановившегося“ трехфазного тока (рис. 3б) ток I_2 связан с возбуждающим постоянным током J_g соотношением

$$J_g = I_{2\text{max}} = \frac{U_{2\text{max}}}{r_2} = I_2 \sqrt{2}. \quad (7)$$

В синхронных машинах с неявно выраженными полюсами и распределенной обмоткой возбуждения (рис. 3а) ток I_2 есть ток возбуждения i_m , приведенный к обмотке статора. Соотношение между I_2 и i_m найдем, приравняв выражение для реакции арматуры AW_a ампер-виткам обмотки возбуждения AW_m ,

$$AW_a = AW_m;$$

$$2,7 \cdot W_1 K_m I_2 \approx i_m W_2;$$

отсюда:

$$I_2 \approx i_m \frac{W_2}{2,7 \cdot W_1 K_{w1}}, \quad (8)$$

где W_1 — число витков в фазе статора; W_2 — полное число витков обмотки возбуждения, K_{w1} — обмоточный коэффициент обмотки статора.

Определим намагничивающий ток \dot{I}_m синхронной машины (иначе — результирующие ампер-витки): очевидно, что во временно-пространственной диаграмме ток \dot{I}_m есть геометрическая сумма токов \dot{I}_1 и \dot{I}_2 :

$$\dot{I}_m = \dot{I}_1 + \dot{I}_2. \quad (9)$$

Подставляя сюда (8) и (18), находим:

$$i_m = \frac{U\dot{Y}}{1+z\dot{Y}} - j \frac{I_2 z \dot{Y} n^{\delta}}{1+z\dot{Y}}. \quad (14)$$

Тот же результат получим, если напишем:

$$\dot{i}_m = -\dot{E}_1 \dot{Y}$$

Подставим сюда вместо \dot{E}_1 ее значение из (9).

Формула (9) дает э. д. с. \dot{E}_1 , индуцируемую результирующим полем машины, представляющим геометрическую сумму поля индукторов и поля реакции арматуры. Кроме этой реально существующей э. д. с. в теориях синхронных машин различают еще две фиктивные э. д. с.: э. д. с. \dot{E}_m от поля индукторов и э. д. с.

\dot{E}_r от поля реакции якоря. Чтобы найти э. д. с. \dot{E}_m , напишем (15) и (13) в виде:

$$(\dot{i}_m) = \dot{i}_1 + \dot{i}_2 = -\dot{E}_1 \dot{Y}. \quad (16)$$

Если $\dot{i}_1 = 0$ (холостой ход при $\dot{E}_1 = U$), то в обмотке индуцируется только одна э. д. с.

$$\dot{E}_1 = \dot{E}_m;$$

величину ее найдем, положив в (16) $\dot{i}_1 = 0$ и пользуясь (10):

$$\dot{E}_m = -\frac{\dot{i}_2}{\dot{Y}} = j \frac{I_2 e^{j\delta}}{\dot{Y}}. \quad (17)$$

Электродвижущая сила \dot{E}_a от поля реакции якоря разделится следующим образом: для фиктивного поля реакции якоря намагничивающим током является ток \dot{i}_2 ; поэтому на основании (15), пользуясь (8), находим:

$$\dot{E}_a = -\frac{\dot{i}_1}{\dot{Y}} = -\frac{U}{1+z\dot{Y}} - j \frac{I_2 e^{j\delta}}{(1+z\dot{Y})\dot{Y}}. \quad (18)$$

Из теории переменного тока известно, что произведение вектора напряжения на сопряженное значение вектора тока дает комплексное выражение, представляющее полную мощность цепи переменного тока; вещественная часть этого выражения есть активная мощность, а мнимая часть—реактивная мощность. Таким образом произведение

$$U \cdot \dot{i}_{1 \text{ сопряж}} = \dot{P}_1 \quad (19)$$

дает комплексное выражение первичной мощности синхронной машины, а произведение (рис. 1с)

$$\dot{E}_1 \cdot (\dot{i}_1 + \dot{E}_1 g)_{\text{сопр.}} = \dot{P}_\psi \quad (20)$$

представляет комплексное выражение электромагнитной мощности синхронной машины.

Если в (19) и (20) подставить вместо \dot{i}_1 и \dot{E}_1 их значения из (8) и (9), освободиться от мнимых величин в знаменателе, выполнить все преобразование и отделить вещественные части от мнимых, то получим следующие выражения для активной P_{1w} и реактивной $P_{\psi w}$ составляющих первичной мощности, а также для активной $P_{\psi w}$ и реактивной $P_{\psi w}$ составляющих электромагнитной мощности синхронной машины:

$$P_{1w} = \frac{-U^2(g+zy^2) + UI_2 \sqrt{A^2+B^2} \sin(\delta-\rho)}{A^2+B^2} \text{ W/на фазу,} \quad (21)$$

$$P_{\psi w} = \frac{-U^2(b+xy^2) + UI_2 \sqrt{A^2+B^2} \cos(\delta-\rho)}{A^2+B^2} \text{ VA/на фазу,} \quad (22)$$

$$P_{\psi w} = \frac{I_2^2(r+gz^2) + VI_2 \sqrt{A^2+B^2} \sin(\delta+\rho)}{A^2+B^2} \text{ W/на фазу,} \quad (23)$$

$$P_{\psi w} = \frac{-U^2b + I_2^2x + UI_2 \sqrt{(gx+bx)^2 + (1+gr-bx)^2} \cos(\delta+\rho)}{A^2+B^2} \text{ VA/на фазу,} \quad (24)$$

где

$$\left. \begin{aligned} y^2 &= g^2 + b^2, \quad A = gx - br, \\ z^2 &= r^2 + x^2, \quad B = 1 + gr + bx, \\ p \text{ и } p_1 &\text{— постоянные углы, для которых} \\ \operatorname{tg} p &= \frac{gx + br}{1 + gr + bx}, \\ \operatorname{tg} p_1 &= \frac{gx + br}{1 + gr - bx}. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

При вычислении мощностей по формулам (21) и (24) знак плюс будет указывать на отдаваемую в сеть мощность, а знак минус—на поглощаемую из сети мощность.

Момент вращения M трехфазной синхронной машины (в kgt) получим из (23):

$$M = 3 \frac{P_{\psi w}}{9,81 \cdot \omega} = \frac{3p}{9,81 \cdot 2\pi f} P_{\psi w} \text{ kgt,} \quad (25a)$$

где p —число пар полюсов машины.

Упрощенные формулы

В больших быстроходных машинах с высоким к. п. д. основные свойства машины определяются почти исключительно величинами x и b , т. е. рассеянием обмотки статора и величиной воздушного зазора (от которой зависит сопротивление x_w , эквивалентное реакции арматуры); в таких машинах влияние потерь в меди и железе, учитываемых параметрами r и g , весьма мало. Для подобного рода машин можно пренебречь величинами r и g ; получаемая при этом ошибка в значениях токов и э. д. с. весьма мала и будет сказываться только в третьем и редко во втором знаке (см. далее пример). Таким образом, полагая в общих формулах

$$r = 0 \text{ и } g = 0,$$

получаем следующие весьма простые формулы для мощной быстроходной синхронной машины:

$$\dot{i}_1 = j \frac{-Ub + I_2 e^{j\delta}}{1 + bx}, \quad (26)$$

$$\dot{E}_1 = \frac{-U - I_2 x e^{j\delta}}{1 + bx}, \quad (27)$$

$$\dot{i}_2 = -j I_2 e^{j\delta}, \quad (28)$$

$$\dot{i}_m = -j \frac{Ub + I_2 b x e^{j\delta}}{1 + bx}, \quad (29)$$

$$\dot{E}_m = -\frac{I_2}{b} e^{j\delta}, \quad (30)$$

$$\dot{E}_a = -\frac{\dot{i}_1}{b} = \frac{-Ub + I_2 e^{j\delta}}{b(1 + bx)}, \quad (31)$$

где I_2 определяется (7) и (12).

Диаграммы, построенные по этим упрощенным формулам, имеющим вещественный знаменатель, дают совершенно достаточную точность при рассмотрении вопросов о токах возбуждения, перегрузочной способности (устойчивости), о коэффициенте мощности и пр., но по ним нельзя, разумеется, получить к. п. д. Впрочем к. п. д. всегда надежнее вычислять по отдельным потерям, чем по круговым диаграммам.

Обзор общих формул

Приведенные выше общие формулы для токов, э. д. с. и мощностей дают, как увидим далее, полную характеристику свойств и поведения синхронной машины в различных условиях ее работы. За независимые переменные в этих формулах можно принять угол δ пространственного смеще-

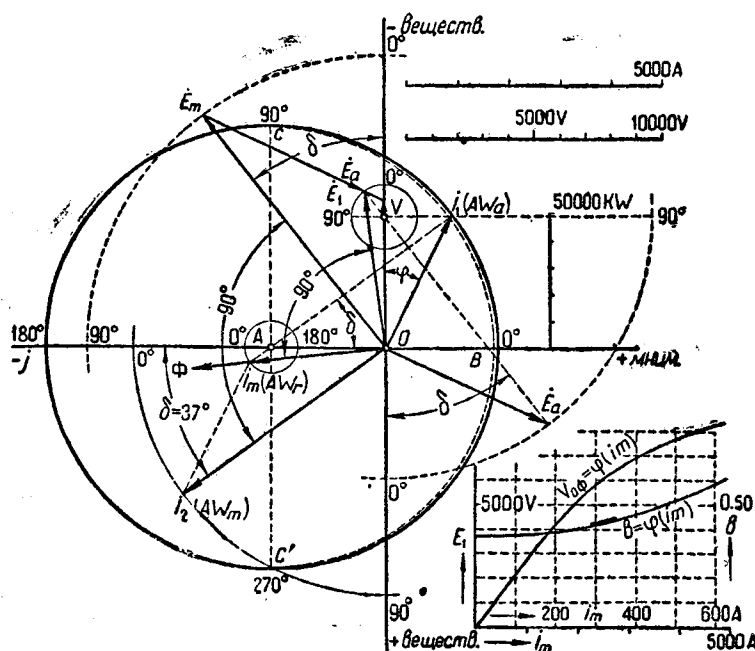


Рис. 2. Диаграмма турбогенератора 50 MW, 10,5 V, 3050 A. 55,5 MVA, $\cos \varphi = 0,9$, 1500 об/мин, построенного заводом „Электросила“ для Каширской г/э

ния ротора, ток возбуждения I_2 , первичное напряжение U , а также частоту f (входящую в выражения для x и b) и другие параметры; в соответствии с этим мы получаем различные режимы работы синхронной машины. Из них наибольший интерес представляет работа синхронной машины на мощную сеть при постоянном возбуждении

$$(\delta = \text{var}, I_2 = \text{const}, U = \text{const}).$$

Нетрудно убедиться, что при независимой переменной δ общие формулы для токов и э. д. с. выражают окружности. Действительно, рассматривая (8), видим, что первый член, пропорциональный напряжению сети U , имеет постоянную величину; это есть вектор, определяющий положение центра окружности⁸⁾. Второй член (8), пропорциональный току возбуждения I_2 , имеет также постоянную величину; это есть радиус окружности, который при изменении независимой переменной, т. е. угла δ в пределах от 0 до 360° описывает своим концом полную окружность, вращаясь вокруг конца вектора центра (благодаря наличию оператора поворота $e^{j\delta}$).

Формулы (9), (14) и (18) для векторов \dot{E}_1 , \dot{I}_m и \dot{E}_a имеют ту же структуру, т. е. состоят из вектора центра и вращающегося радиуса. Формулы (10) и (17) для векторов \dot{I}_2 и \dot{E}_m имеют только один вращающийся радиус, т. е. выражают окружности с центром в начале координат.

Приведенные выше формулы относятся к машинам неявновыраженными полюсами; однако они могут быть применены и к машинам с явновыраженными полюсами, причем в этом случае они дают решение задачи в первом довольно грубом приближении.

⁸⁾ Этот вектор центра равен

$$\frac{U}{1 + \dot{z} \dot{Y}},$$

$$\frac{1 + \dot{z} \dot{Y}}{\dot{Y}} = \frac{1}{\dot{Y}} + \dot{z} = \dot{z}_a + \dot{z},$$

т. е. так называемое „синхронное“ сопротивление, учитывающее индукцию арматуры (слагаемое \dot{z}_a) и сопротивление обмотки статора (слагаемое \dot{z}).

Работа синхронной машины на мощную сеть при постоянном возбуждении

Рассмотрим на частных примерах применение общих формул к изучению работы синхронной машины. Сначала воспользуемся упрощенными формулами, т. е. рассмотрим машину, в которой железными и медными потерями можно пренебречь. В качестве примера возьмем турбогенератор завода „Электросила“, установленный на Каширской г/э; он имеет следующие данные: 50 MW, 10,5 kV, 3050 A, 55,5 MVA,

$$\cos \varphi = 0,9$$

1500 об/мин, 50 пер/сек. Обмотки статора соединены звездой; число витков на фазу

$$w_1 = 18;$$

обмоточный коэффициент

$$K_{w1} = 0,9.$$

Полное число витков обмотки ротора

$$W_2 = 87 \cdot 4 = 348.$$

Односторонний воздушный зазор 43 мм. Диаметр ротора—1333 мм.

Холостой ход:

$$\dot{E}_{10\phi} = \frac{10\,500}{\sqrt{3}} = 6\,060 \text{ V},$$

ток возбуждения—

$$i_{m0} = 320 \text{ A}.$$

Потери в железе—

$$P_{\text{желе}} = 202 \text{ kW}.$$

Потери на трение и вентиляцию—

$$P_{\text{м}} = 350 \text{ kW}$$

(характеристика холостого хода изображена на рис. 2).

Короткое замыкание.

$$I_{1k} = 3\,050 \text{ A}.$$

Ток возбуждения

$$i_{mk} = 422 \text{ A}.$$

Реактивное сопротивление (от полей рассеяния)

$$x = 0,282 \, \Omega \text{ (14,2\%)}.$$

Потери в меди плюс добавочные потери

$$P_k = 244 \text{ kW}.$$

Определим параметры машины. По формуле (12) найдем соотношение между действительным током возбуждения ротора i_m и приведенным к статору током возбуждения i_2 :

$$i_2 \approx i_m \frac{W_2}{2,7 \cdot W_1 K_{w1}} = i_m \frac{348}{2,7 \cdot 18 \cdot 0,9} = 7,95 i_m.$$

Найдем параметры r , g и b :

$$r = \frac{P_k}{3 I_{1k}^2} = \frac{244 \cdot 10^3}{3 \cdot 3\,050^2} = 0,00875 \, \Omega \text{ на фазу},$$

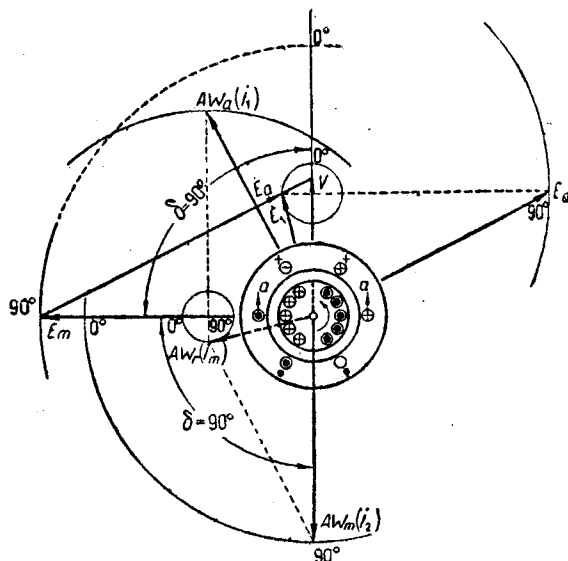


Рис. 2а. Диаграмма турбогенератора рис. 2 для момента выпадения из синхронизма в генераторном режиме (угол $\delta = 90^\circ$)

$$g = \frac{P_{ж}}{3 E_{10\phi}^2} = \frac{202 \cdot 10^3}{3 \cdot 6060^2} = 0,00183 \text{ S на фазу,}$$

$$b = \frac{I_{20}}{E_{10\phi}} = \frac{7,95 \cdot i_{m0}}{E_{10\phi}} = \frac{7,95 \cdot 320}{6060} = 0,42 \text{ S на фазу.}$$

Теперь построим диаграммы данного турбогенератора, пренебрегая железными ($g=0$) и медными потерями, т. е. пользуясь упрощенными формулами (26) до (31), а затем сравним их с результатами, получаемыми из точных формул. Диаграммы построим для тока возбуждения

$$i_m = 635 \text{ A.}$$

ЭТОМ

$$I_2 = 7,95 \cdot i_m = 7,95 \cdot 635 = 5050 \text{ A.}$$

Подставляя найденные параметры в формулы (26) — получаем:

$$\left. \begin{aligned} \dot{I}_1 &= -j 2270 + j 4520 e^{j\delta}, \\ \dot{E}_1 &= -5420 - 1275 e^{j\delta}, \\ \dot{I}_2 &= -j 5050 e^{j\delta}, \\ \dot{I}_m &= -j 2270 - j 535 e^{j\delta}, \\ \dot{E}_m &= -12000 e^{j\delta}, \\ \dot{E}_a &= -5420 + 10750 e^{j\delta}. \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

при построении диаграммы тока

$$\dot{I}_1 (-j 2270 + j 4520 e^{j\delta})$$

в комплексной плоскости (рис. 2) с осями вещественных и мнимых количеств и наносим на нее векторы

$$\vec{OA} = -j 2270.$$

При этом $\delta=0$ (при этом $e^{j\delta}$ обращается в единицу), находим вектор

$$\vec{OA} + \vec{AB} = \vec{OB} = -j 2270 + j 4520 = +j 2250$$

соответствующего углу $\delta=0$, и из центра A в точку B проводим окружность тока \dot{I}_1 . Подобным образом строим окружности для векторов \dot{I}_1 , \dot{E}_a , \dot{I}_2 и \dot{I}_m и отмечаем на них точки, соответствующие углам

$$\delta = 90^\circ, \delta = 180^\circ \text{ и } \delta = 270^\circ$$

2). Если на всех этих окружностях отложить от начала какой-либо угол δ , и полученные точки соединить с началом координат, то получим векторы \dot{I}_1 и э. д. с., образующие векторную диаграмму.

На рис. 2 построена таким путем векторная диаграмма для случая, когда угол δ (угол смещения оси ротора из положения идеального холостого хода) равен 37° , что соответствует полной нагрузке генератора при

$$\cos \varphi = 0,9.$$

Векторное положение оси обмотки ротора относительно оси результирующего поля и поля реакции арматуры дается в векторной диаграмме взаимным положением векторов \dot{I}_2 (ось индуктора), \dot{I}_1 (ось реакции арматуры) и \dot{I}_m (ось результирующего поля), причем

$$\dot{I}_m = \dot{I}_1 + \dot{I}_2$$

также рис. 2а). При всевозможных изменениях угла смещения ротора δ соответственно изменяется при этом изменяется также величина и положение всех векторов в диаграмме, но всегда таким образом, что они своими концами скользят по нанесенным на чертеже окружностям, причем соответствующие радиусы окружностей описывают один и тот же угол δ (рис. 2 и 2а).

Из диаграммы видно, что напряжение на зажимах U геометрическая сумма фактивной э. д. с. от поля индуктора \dot{E}_m , фактивной э. д. с. от поля реакции

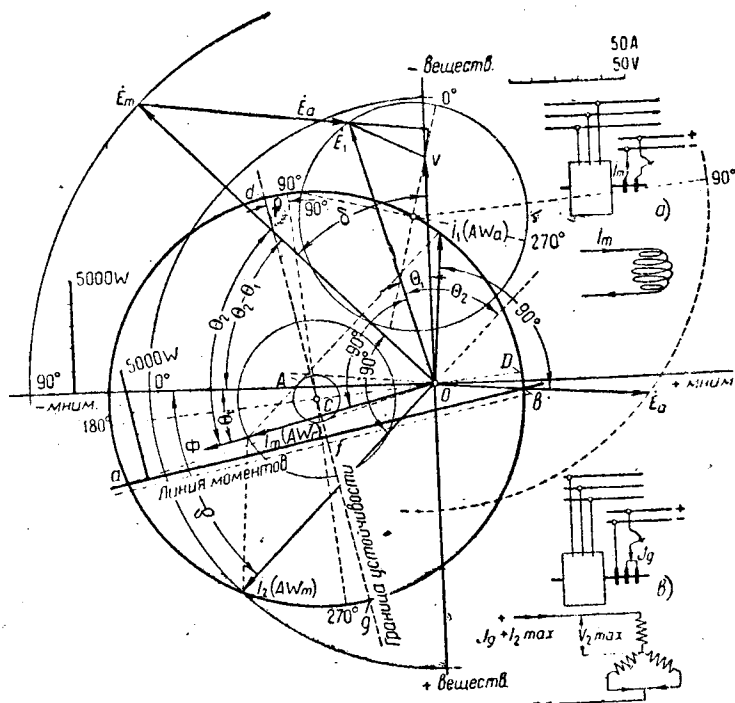


Рис. 3. Диаграмма синхронной машины без железных потерь

якоря \dot{E}_a и падения напряжения $\dot{I}_1 \dot{x}$; геометрическая же сумма $\dot{E}_m + \dot{E}_a$ дает э. д. с. \dot{E}_1 , реально индуктируемую результирующим полем в обмотке статора. Вектор

$$\dot{E}_a + (-\dot{I}_1 \dot{x})$$

есть полное падение напряжения в так называемом „синхронном сопротивлении“ \dot{X} , т. е.

$$\dot{I}_1 \dot{x} - \dot{E}_a = \dot{I}_1 \dot{X}. \quad (33)$$

Подставляя сюда (31), находим выражение для синхронного сопротивления

$$\dot{X} = \dot{x} + \frac{1}{b} = \dot{x} + \dot{x}_a, \quad (34)$$

где

$$\dot{x}_a = \left(\frac{1}{b} \right)$$

есть сопротивление, эквивалентное реакции арматуры.

Из диаграммы рис. 2 нетрудно усмотреть все фазные сдвиги временных векторов э. д. с. и тока \dot{I}_1 и взаимные положения пространственных векторов \dot{I}_2 , \dot{I}_m и \dot{I}_1 , представляющих диаграмму ампер-витков машины (ибо \dot{I}_2 пропорционален AW_m , т. е. ампер-виткам возбуждения; \dot{I}_1 пропорционален ампер-виткам реакции арматуры и \dot{I}_m пропорционален результирующим ампер-виткам).

Верхняя полуокружность окружности тока \dot{I}_1 соответствует генераторному режиму, а нижняя полуокружность — моторному режиму. Ордината любой точки верхней полуокружности представляет мощность, отдаваемую в сеть, а ордината нижней полуокружности — поглощаемую из сети мощность. Очевидно, что в точках, соответствующих углам $\delta = 90^\circ$ (точка C) и $\delta = 270^\circ$ (точка C') генераторная и моторная мощности достигают максимума. При достижении этих точек машина выпадает из синхронизма.

Рассматривая формулы (26) и (29) для первичного и намагничивающего токов, видим, что они имеют общий вектор центра, пропорциональный напряжению U ;

радиусы же окружностей этих токов различны, но пропорциональны току возбуждения I_2 . Если I_2 уменьшать до нуля, то окружности токов I_1 и I_m будут уменьшаться и, наконец, превратятся в точку, расположенную в конце вектора центра. Таким образом вектор центра окружностей I_1 и I_m есть ток, забираемый машиной из сети, когда она приключена к сети без возбуждения.

Обращаясь к выражениям (27) и (31) для э. д. с. \dot{E}_1 и \dot{E}_a , видим, что радиусы их окружностей также пропорциональны току возбуждения; общий вектор центра этих кругов, пропорциональный U , есть э. д. с., индуцируемая в обмотке полем реакции арматуры, когда машина приключена к сети без возбуждения.

Мы видим, таким образом, что вектор центра, а следовательно, и положение центров окружностей I_1 , I_m , \dot{E}_1 и \dot{E}_a , зависит от величины сетевого напряжения U , радиусы же всех окружностей, имеющих на диаграмме рис. 2, зависят от тока возбуждения I_2 и прямо ему пропорциональны.

При отсутствии железных потерь вектор результирующего потока $\dot{\Phi}$ (рис. 2) совпадает по направлению с вектором результирующих ампер-витков AW_r (иначе — с вектором намагничивающего тока I_m). Если пренебрегать насыщением железа, то величина потока $\dot{\Phi}$ будет пропорциональна I_m ; в действительности же машины имеют насыщение, которое искажает теоретические круговые диаграммы, поэтому интересно исследовать, насколько велико это искажение. На рис. 2 дана опытная характеристика холостого хода рассматриваемого турбогенератора; на том же рисунке построена кривая зависимости реактивной проводимости намагничивания

$$b \left(= \frac{I_m}{E_1} \right)$$

от намагничивающего тока (результатирующих ампер-витков), причем жирной линией отмечен участок этой кривой, соответствующий работе машины в пределах от точки холостого хода до точек C и C' выпадения из синхронизма. Таким образом, величина параметра b не остается постоянной и меняется в некоторых небольших пределах. На рис. 2 пунктиром нанесена диаграмма тока I_1 , построенная по точкам с учетом изменения величины b по кривой

$$b = \varphi(i_m).$$

Как видим, насыщение железа заметным образом сказывается только при холостом ходе и малых нагрузках, при которых I_m имеет наибольшую величину; при больших же нагрузках и около точек выпадения из синхронизма влияние насыщения практически отсутствует, так как в рассматриваемой машине величина параметра b определяется, главным образом, воздушным зазором (43 мм). Таким образом для рассматриваемых нами машин круговая диаграмма дает практически вполне точные результаты.

Как было указано выше, при построении диаграмм турбогенераторов можно пренебрегать параметрами r и g , т. е. пользоваться упрощенными формулами (26) до (31). Действительно, если вычислить для рассматриваемой машины токи и э. д. с. по точным формулам и нанести их на диаграмму рис. 2, построенную по упрощенным формулам, то расхождение между ними получается в пределах толщины карандашной черты.

На рис. 2а дана векторная диаграмма рассматриваемого турбогенератора для случая максимальной на-

грузки (в генераторном режиме), т. е. для момента выпадения из синхронизма, когда угол $\delta = 90^\circ$. В трех диаграммах схематически изображены ротор и статор двухполюсной машины с их обмотками, проводниками обозначены проводники обмоток. Кресты и точки на проводниках показывают направления токов, а крестики и точки рядом с проводниками статора обозначают мгновенные направления э. д. с. \dot{E}_m , индуцируемых (фиктивным) полем ротора. Векторная диаграмма относится к обмотке фазы a и иллюстрирует взаимное пространственное положение ампер-витков (магнитных полей) ротора и реактора, с одной стороны, и результирующих ампер-витков (результатирующего поля) — с другой.

Посмотрим теперь, как сказывается на диаграмме учет медных потерь (железными потерями будем пренебрегать); для этого построим диаграмму для машины со следующими утрированно плохими параметрами:

$$\left. \begin{aligned} U &= 100 \text{ V}, & U_2 &= 25 \text{ V}, \\ z &= r + jx = 0,2 + j0,5, \\ r_2 &= 0,20, & g &= 0, \\ Y &= g - jb = -j0,7. \end{aligned} \right\}$$

Подставляя эти параметры в формулы (7), (8), (10), (14), (17) и (18), находим:

$$\left. \begin{aligned} I_2 &= 125, \\ I_1 &= (5,3 - j51) + (-9,5 + j91,5)e^{j\delta}, \\ \dot{E}_1 &= (-73,2 - j7,6) + (-47,7 + j13,6)e^{j\delta}, \\ I_2 &= -j125e^{j\delta}, \\ I_m &= (5,3 - j51) + (-9,5 - j33,4)e^{j\delta}, \\ \dot{E}_m &= -178,5e^{j\delta}, \\ \dot{E}_a &= (-73,2 - j7,6) + (131 + j13,6)e^{j\delta}. \end{aligned} \right\}$$

Далее, из формул (21), (23) и (25) находим:

$$\left. \begin{aligned} \angle p &= -6^\circ; \\ P_{1w} &= -531 + 9210 \sin(\delta + 6^\circ) \text{ W/на фазу,} \\ P_{\psi w} &= 1695 + 9210 \sin(\delta - 6^\circ) \text{ W/на фазу.} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Построив по формуле (36) диаграмму для угла $\delta = 4^\circ$ получаем рис. 3. Сравнивая его с рис. 2, видим, что центры кругов I_1 , I_m , \dot{E}_1 и \dot{E}_a , лежавшие ранее на координатных осях, теперь при учете медных потерь сместились с этого положения. Вследствие появления активного падения напряжения в обмотке статора выражение (34) для синхронного сопротивления получает вид:

$$\dot{X} = \frac{1}{b} + \dot{z} + \dot{x}_a = \dot{z}.$$

На рис. 3, кроме угла δ , показаны также углы θ_1 и θ_2 .

Мощность и момент вращения

Первичная мощность синхронной машины выражается формулой (21) и является функцией угла δ . Определим угол δ , при котором машина имеет наибольшую первичную мощность. Для этого находим максимум выражения (21), приравняв нулю его производную по углу δ :

$$\frac{dP_{1w}}{d\delta} = UI_2 \sqrt{A^2 + B^2} \cos(\delta - p) = 0;$$

следовательно,

$$\cos(\delta - p) = 0; \\ \delta - p = 90^\circ \text{ и } 270^\circ.$$

Следовательно, наибольшая первичная мощность достигается при угле

$$\delta_1 = 90^\circ + p \text{ и } \delta_2 = 270^\circ + p.$$

При положительном операторе поворота положительные углы отсчитываются против часовой стрелки.

ставляя δ_1 и δ_2 в формулу (21), находим наибольшую генераторную и моторную первичную мощность машины:

$$P_{1w \max} = \frac{U(g + ry^2) \pm U I_2 \sqrt{(gx - br)^2 + (1 + gr + bx)^2}}{(gx - br)^2 + (1 + gr + bx)^2} \text{ W на фазу. (40)}$$

Здесь знак плюс относится к генераторному, а знак минус — к моторному режиму.

В формуле (40) член $(gx - br)^2$ есть квадрат разности произведений двух малых величин, т. е. представляет собою весьма малую величину; точно так же малы члены ry^2 и gr . Пренебрегая ими, можем написать следующее весьма простое выражение для наибольшей первичной мощности синхронной машины:

$$P_{1w \max} \approx -\frac{U^2 g}{(1 + bx)^2} \pm \frac{U I_2}{1 + bx} \text{ W на фазу, (41)}$$

еще упрощая,

$$P_{1w \max} \approx \frac{-U^2 g \pm U I_2}{1 + bx} \text{ W на фазу. (41a)}$$

Пренебрегая первым членом, получим:

$$P_{1w \max} \approx \pm \frac{U I_2}{1 + bx} \text{ W на фазу. (42)}$$

Пример. Определим наибольшую первичную мощность рассмотренного выше турбогенератора мощностью 50 MW, работающего на сеть при 10,5 kV с током возбуждения

$$I_2 = 5050 \text{ A } (i_m = 635 \text{ A}).$$

В точной формуле (40) находим (на три фазы): в генераторном режиме

$$P_{1w \max} = +81\,900 \text{ kW},$$

в моторном режиме

$$P_{1w \max} = -82\,490 \text{ kW}.$$

В приближенной формуле (41a) соответственно

$$P_{1w \max} = +81\,900 \text{ kW},$$

$$P_{1w \max} = -82\,280 \text{ kW}.$$

В приближенной формуле (42) для обоих режимов

$$P_{1w \max} = 82\,000 \text{ kW}.$$

Видно, результаты, полученные по точной и приближенной формулам, различаются только в третьем разряде.

Аналогично предыдущему, исходя из (22), находим наибольшую отдаваемую в сеть реактивную мощность синхронной машины, работающей как синхронный конденсатор при токе возбуждения I_2 :

$$P_{1wl \max} = \frac{-U^2(b + xy^2) + U I_2 \sqrt{A^2 + B^2}}{A^2 + B^2} \text{ VA на фазу (43)}$$

приблизительно,

$$P_{1wl \max} \approx \frac{U I_2 - U^2 b}{1 + bx} \text{ VA на фазу. (44)}$$

Пример. Для рассматриваемого турбогенератора с током возбуждения

$$I_2 = 5050 \text{ A } (i_m = 635 \text{ A})$$

получим по формуле (44)

$$P_{1wl \max} \approx 40\,800 \text{ kVA}.$$

На диаграмме же имеем при холостом ходе

$$P_{1wl} = 40\,900 \text{ kVA}.$$

Найдем условия, при которых мощность генератора равна нулю; для этого приравняем нулю правую часть выражения (40):

$$U[-U(g + ry^2) + I_2 \sqrt{A^2 + B^2}] = 0.$$

Отсюда находим, что мощность генератора обращается в нуль:

1) когда

$$U = 0,$$

т. е. без объяснений,

2) когда

$$I_2 = \frac{U(g + ry^2)}{\sqrt{A^2 + B^2}},$$

т. е. при очень малом токе возбуждения; действительно, по формуле (8) радиус окружности тока I_1 пропорционален току возбуждения I_2 ; при уменьшении последнего круга тока I_1 (окружность на рис. 4) сужается и при найденном выше значении тока I_2 превращается в окружность k , касающуюся оси абсцисс; при этом

$$P_{1w \text{ ген}} = 0,$$

ибо первичная мощность измеряется ординатой точки окружности тока;

3) когда

$$U = \frac{I_2 \sqrt{A^2 + B^2}}{g + ry^2},$$

т. е. при очень большом (практически едва ли достижимом) напряжении сети. При увеличении U вектор центра окружности тока увеличивается [формула (8)], и вся окружность сдвигается налево вниз (рис. 4) в положение C_1 , при котором она становится касательной к оси абсцисс и $P_{w \text{ ген}}$ обращается в нуль.

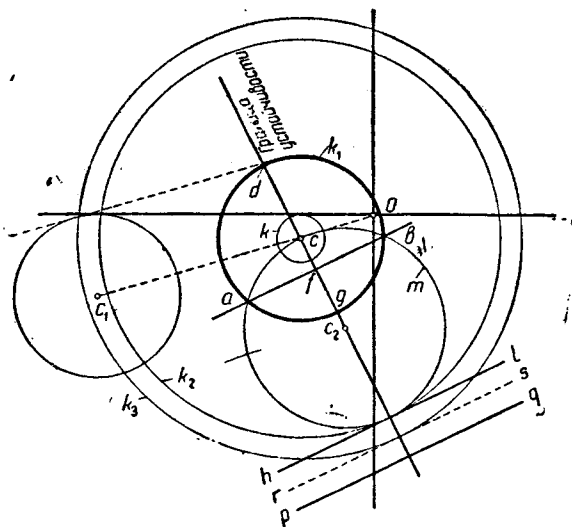


Рис. 4. Влияние тока возбуждения и первичного напряжения на диаграмму тока I_1 и на положение линии моментов

Таким образом, из условий первого и третьего видим, что полезная мощность генератора при работе с переменным напряжением и постоянным возбуждением обращается в нуль два раза: при $U = 0$ и при весьма большом значении U ; очевидно, что существует такое промежуточное значение U , при котором наибольшая мощность генератора достигает максимума.

Чтобы найти условия для получения этого абсолютного максимума, найдем максимум выражения (40), приравняв нулю его производную по U :

$$\frac{d(P_{1w \max})}{dU} = -2U(g + ry^2) + I_2 \sqrt{A^2 + B^2} = 0.$$

Отсюда находим значение U , при котором достигается максимум опрокидывающей мощности генератора;

$$U = \frac{I_2 \sqrt{A^2 + B^2}}{2(g + ry^2)}. \quad (45)$$

Подставляя (45) в (40), находим величину этого наибольшего максимума:

$$(P_{1w \max})_{\max} = \frac{I_2^2}{4(g + ry^2)} \text{ W на фазу. (46)}$$

Момент вращения M машины, работающей с постоянным возбуждением, зависит от угла δ и дается

в синхронных ваттах [формула (23)] или в kgm [формула (25a)]. Найдем угол δ , при котором момент достигает наибольшей величины; для этого найдем максимум выражения (23):

$$\frac{dM}{d\delta} = UI_2 \sqrt{A^2 + B^2} \cos(\delta + p) = 0;$$

$$\cos(\delta + p) = 0.$$

Отсюда находим два угла δ' и δ'' , при которых момент достигает максимума (т. е. при которых машина выпадает из синхронизма:

$$\left. \begin{aligned} \delta' &= 90^\circ - p, \\ \delta'' &= 270^\circ - p = 180^\circ + \delta'. \end{aligned} \right\} \quad (47)$$

Для машины, диаграмма которой дана на рис. 3, угол

$$p = -6^\circ$$

[см. формулу (37)]; поэтому по формуле (47)

$$\delta' = 90^\circ - (-6^\circ) = 96^\circ$$

и

$$\delta'' = 276^\circ.$$

Отложив эти углы на диаграмме тока, получаем точки наибольшего момента, в которых происходит выпадение из синхронизма, а именно точку d в генераторном режиме и точку g в моторном режиме. Линия dg есть линия или граница устойчивой работы, причем область устойчивой работы находится по правую сторону линии dg .

Найдем наибольший момент, подставив найденные углы δ' и δ'' в (23):

$$M_{\text{max ген}} = \frac{I_2^2(r + gz^2) + UI_2 \sqrt{A^2 + B^2}}{A^2 + B^2} \text{ W на фазу,} \quad (48)$$

$$M_{\text{max мотор}} = \frac{I_2^2(r + gz^2) - UI_2 \sqrt{A^2 + B^2}}{A^2 + B^2} \text{ W на фазу.} \quad (49)$$

Если к формулам (48) и (49) применить ранее применявшиеся упрощения, то получим следующие весьма простые приближенные формулы для максимального момента:

$$M_{\text{max ген}} \approx \frac{I_2^2 r + UI_2}{1 + bx} \text{ W на фазу,} \quad (50)$$

$$M_{\text{max мотор}} = \frac{I_2^2 r + UI_2}{1 + bx} \text{ W на фазу.} \quad (51)$$

В диаграмме тока синхронной машины, так же как и в диаграмме асинхронного двигателя, существует линия моментов, причем расстояние любой точки круга тока до линии моментов представляет в некотором масштабе момент вращения. Рассмотрим несколько способов построения линии моментов.

1. В машине без железных потерь при нулевом моменте ось ампер-витков реакции якоря совпадает с осью ампер-индукторов, чему в диаграмме рис. 3 соответствует совпадение в одну линию трех векторов: вектора тока I_1 , вектора тока I_2 и вектора намагничивающего тока I_m (иначе—резльтирующих ампер-витков). При изменении угла δ от 0 до 360° такое совпадение имеет место два раза, а именно в точке a и в точке b (рис. 3). В том и другом случае результирующие ампер-витки равны или арифметической разности ампер-витков индукторов и ампер-витков якоря, или же их арифметической сумме, смотря по тому, перевозбуждена машина (как на рис. 3) или недо возбуждена. Легко усмотреть из рис. 3, что линия, соединяющая концы векторов I_1 и I_m (она равна вектору I_2) при любых положениях последних, всегда остается касательной к окружности A , которую на основании этого легко построить. Отсюда графический способ построения линии моментов: проводим через начало координат две касательные Oa и Ob к окружности A и находим, таким образом, линию моментов ab .

2. Найдем значение угла δ , при котором момент машины. Приравнявая нулю выражение момента по формуле (23), находим два значения δ_{II} , при которых момент становится равным нулю

$$\left. \begin{aligned} \delta_I &= -(\gamma + p), \\ \delta_{II} &= 180^\circ + (\gamma - p), \end{aligned} \right\}$$

где

$$\sin \gamma = \frac{I_2(r + gz^2)}{U \sqrt{A^2 + B^2}}.$$

Пользуясь выражением (47), можно переписать формулу (52) так:

$$\left. \begin{aligned} \delta_I &= 90^\circ - p - (90^\circ + \gamma) = \delta' - (90^\circ + \gamma), \\ \delta_{II} &= 90^\circ - p + (90^\circ + \gamma) = \delta' + (90^\circ + \gamma). \end{aligned} \right\}$$

Отложив на окружности тока найденные два находим точки b и a , в которых момент равен нулю. Заметим, что при слишком большом токе возбуждения I_2 или при слишком малом напряжении сети U может оказаться, что в формуле (52)

$$I_2(r + gz^2)$$

будет больше

$$U \sqrt{A^2 + B^2},$$

т. е.

$$\sin \gamma > 1,$$

что невозможно, и что является указанием на отсутствие на круге тока точек нулевого момента. Таким образом при слишком сильном перевозбуждении или при слишком большом понижении напряжения в линии моментов синхронной машины, как увидим далее, будет проходить вне окружности тока, т. е. синхронная машина потеряет способность развивать генераторный момент, но сохранит способность работать как генератор, однако же при моменте, не ниже некоторой определенной величины. Подробнее этот вопрос будет рассмотрен далее.

3. Сравнивая (53) с (47), видим, что линия моментов ab перпендикулярна к линии устойчивости dg (рис. 3 и 4). Отсюда еще способ построения линии моментов по формуле (47) строим линию устойчивости dg и далее, пользуясь (48) и (49), на две части df и fg чтобы

$$\frac{fd}{fg} = \frac{M_{\text{max ген}}}{M_{\text{max мотор}}},$$

и через точку f проводим перпендикулярно dg линию моментов ab . Следует иметь в виду, что точка f с нею и линия моментов, может оказаться вне окружности тока I_1 ; это будет в том случае, когда формула (49) дает для максимального моторного момента положительную величину или когда в формуле $\sin \gamma$ получается больше единицы.

4. Можно доказать, что если от центра C окружности тока I_1 (рис. 4) отложить на линии устойчивости отрезок $\overline{CC_2}$, причем

$$\overline{CC_2} = \frac{U}{2(r + gz^2)},$$

и из точки C_2 провести через центр C окружности то она пересечет окружность тока I_1 в точках нулевого момента a и b ; отсюда способ построения линии моментов.

Попутно заметим, что вектор центра $\overline{CO_2}$ окружности m равен:

$$\overline{OC_2} = \frac{U \dot{Y}}{1 + z \dot{Y}} + \frac{U(B - jA)}{2(r + gz^2)(1 + z \dot{Y})},$$

причем центр C_2 является общим центром семейства окружностей, представляющих окружности тока I_1 .

те машины с различными (но постоянными) мощностями при переменном возбуждении. Окружность m (рис. 4) есть окружность тока I_1 при работе с моментом, равным нулю при переменном возбуждении. Если пренебречь потерями в железе, т. е. положить $g = 0$, как следует из (55) и (56), центр C_2 этих кругов лежит на оси ординат в расстоянии $\frac{U}{2r}$ от начала координат.

Масштаб отрезков, заключенных между линией моментов и окружностью тока, измеряющих момент вращения, найдем следующим образом. По рис. 4 сумма отрезков

$$(\overline{af} + \overline{fg}) K_w = |M_{\max \text{ ген}}| + |-M_{\max \text{ мот}}| = \overline{dg} K_w,$$

где K_w — масштабный коэффициент момента в синхронных ваттах. Пользуясь (48) и (49), находим:

$$K_w = \frac{2 U I_2}{\sqrt{A^2 + B^2} \cdot \overline{dg}}. \quad (57)$$

Из (8) и (125) следует, что радиус R окружности тока I_1 равен

$$R = \left| \frac{I_2}{1 + z \dot{Y}} \right| = \frac{I_2}{\sqrt{A^2 + B^2}} = \frac{\overline{dg}}{2}. \quad (58)$$

Подставляя (58) в (57), получаем:

$$K_w = U, \quad (59)$$

т. е. масштаб момента равен масштабу тока, умноженному на U , иначе говоря, момент в синхронных ваттах можно измерять в масштабе первичной мощности отрезками, перпендикулярными линии моментов. Момент на валу машины можно получить, если из найденного момента вычесть механические потери, т. е. по найденной линии моментов ab (рис. 3) провести линию параллельно первой на расстоянии, соответствующем механическим потерям (пунктирная линия на рис. 3).

Рассмотрим теперь зависимость момента от первичного напряжения U и от тока возбуждения I_2 .

Момент вращения при установившемся коротком замыкании найдем, положив в (23) $U = 0$:

$$M = \frac{I_2^2 (r + gz^2)}{A^2 + B^2} \text{ W/фазу}. \quad (60)$$

или, приближенно:

$$M \approx \frac{g_2^2 r}{1 + bx} \text{ W/фазу}. \quad (61)$$

Пример. Определим момент вращения при установившемся коротком замыкании для рассмотренного турбогенератора Каширской гЭС при токе возбуждения

$$I_2 = 5050 \text{ A } (i_m = 635 \text{ A}):$$

По формуле (60) находим, что

$$M \approx 626 \text{ kW}.$$

Определим теперь условия, при которых исчезает момент вращения синхронной машины; для этого приравняем нулю выражения (48) и (49):

$$M_{\max \text{ ген}} = I_2 [I_2 (r + gz^2) + U \sqrt{A^2 + B^2}] = 0;$$

$$M_{\max \text{ мот}} = I_2 [I_2 (r + gz^2) - U \sqrt{A^2 + B^2}] = 0;$$

Отсюда находим, что момент вращения обращается в нуль:

1) когда ток возбуждения

$$I_2 = 0,$$

2) в машине с неявновыраженными полюсами, не имеющей реактивного момента⁵⁾, является вполне possible;

Строго говоря, некоторый реактивный момент существует, ибо, хотя на цилиндричность ротора, магнитная проводимость по радиальной и поперечной оси ротора не вполне одинакова вследствие неравномерного распределения пазов и зубцов ротора по его окружности (наличие „большого зуба“).

2) когда в моторном режиме $U = \text{const}$ ток возбуждения I_2 достигает весьма большой величины, равной

$$I_2 \geq \frac{U \sqrt{A^2 + B^2}}{r + gz^2}; \quad (62)$$

действительно, на рис. 4 окружность тока K_1 при увеличении тока возбуждения увеличивается в диаметре и, наконец, превращается в окружность K_2 , которая уже не пересекает окружности нулевого момента m , а только касается ее в одной точке; при этом линия моментов превращается из секущей ab в касательную hl и машина теряет способность работать как мотор, сохраняя, однако, способность работать как генератор, но при нагрузке не ниже определенной величины; этот случай может иметь практическое значение при работе синхронного компенсатора, в особенности при работе на линии передачи с большим сопротивлением, а также при пуске синхронного мотора одновременно с генератором (Frequezanlauf);

3) когда в моторном режиме при $I_2 = \text{const}$ напряжение U понизится до величины

$$U < \frac{I_2 (r + gz^2)}{\sqrt{A^2 + B^2}}; \quad (63)$$

действительно, при уменьшении U окружность тока I_1 ($= K_1$ на рис. 4), сохраняя свой диаметр, продвигается своим центром к началу координат, так как по формуле (8) вектор центра пропорционален U ; в то же время окружность m нулевого момента, уменьшая свой диаметр, также придвигается к началу координат [см. формулу (56)]; при этом наступает момент, когда m полностью поместится внутри окружности тока K_1 , касаясь ее в одной точке, причем линия моментов становится касательной к окружности тока и машина теряет способность развивать моторный момент. Что касается момента вращения в генераторном режиме, то он при увеличении I_2 и U непрерывно возрастает [формула (48)].

Мы видели [формула (62)], что при

$$I_2 \geq \frac{U \sqrt{A^2 + B^2}}{r + gz^2}$$

исчезает моторный момент машины. Линия моментов при этом возбуждении становится касательной к окружности тока (линия hl на рис. 4). При дальнейшем увеличении возбуждения окружность тока превращается в окружность K_2 , причем окружность нулевого момента m полностью располагается внутри K_2 , не касаясь ее. Линию моментов для этого случая мы построим по формуле (54) в виде линии pq (рис. 4), лежащей вне окружности тока, и являющейся зеркальным изображением линии hl (касательная к окружности m) в касательной rs к окружности тока.

Таким образом в моторном режиме при $U = \text{const}$ и $I_2 = \text{const}$ момент вращения теряется два раза: при слишком малом и при слишком большом возбуждении; очевидно, что существует некоторое промежуточное значение тока возбуждения, при котором максимальный момент достигает наибольшей величины. Этот абсолютный максимум момента мы найдем, определив максимум выражения (49):

$$\frac{d(M_{\max \text{ мот}})}{dI_2} = \frac{2 I_2 (r + gz^2) - U \sqrt{A^2 + B^2}}{A^2 + B^2} = 0.$$

Отсюда находим ток возбуждения, при котором синхронный мотор имеет наибольший опрокидывающий момент

$$I_2 = \frac{U \sqrt{A^2 + B^2}}{2(r + gz^2)}. \quad (64)$$

При этом токе возбуждения окружность тока I_1 проходит через центр круга нулевого момента. Подстав-

для (64) в (49), находим наибольший опрокидывающий момент мотора:

$$(M_{\max \text{ мотор}})_{\max} = -\frac{U^2}{4(r+gz^2)} W/\text{фазу}. \quad (65)$$

Обратимся теперь к рассмотрению синхронизирующей силы S машины. Как известно⁶⁾, синхронизирующей силой называется предел отношения приращения электромагнитной мощности $d(P_{\psi w})$ к приращению угла $d\delta$, подобно тому, как в механике скоростью называют предел отношения приращения пути dl к приращению времени dt . При любом законе изменения скорости она имеет размерность $\text{м} \cdot \text{сек}^{-1}$, что основано на замене кривой скорости ее касательной в данной точке. Подобно этому, „синхронизирующая сила“ имеет размерность $W/\text{радиан}$ и является в этом смысле приращением мощности машины при изменении сдвига индукторов на единицу угла (радиан). Таким образом из (23) находим:

$$S = \frac{d(P_{\psi w})}{d\delta} = \frac{UI_2 \cos(\delta + p)}{\sqrt{A^2 + B^2}} W/\text{радиан}. \quad (66)$$

Отсюда синхронизирующий момент M_s (в синхронных ваттах) при изменении угла отклонения индукторов на малую величину $\Delta\delta^\circ$ равен:

$$M_s = S \frac{\Delta\delta^\circ}{57,3^\circ} = \frac{UI_2 \cos(\delta + p)}{\sqrt{A^2 + B^2}} \frac{\Delta\delta^\circ}{57,3^\circ} W/\text{фазу}. \quad (67)$$

Полный синхронизирующий момент трехфазной машины равен

$$M_s = \frac{3}{9,81 \cdot \omega} \frac{I_2 \cos(\delta + p)}{\sqrt{A^2 + B^2}} \frac{\Delta\delta^\circ}{57,3^\circ} \text{ kgm}, \quad (67a)$$

где ω —угловая скорость машины, или приближенно:

$$M_s = \frac{UI_2 \cos(\delta + p)}{1 + bx} \frac{\Delta\delta^\circ}{57,3} W/\text{фазу}, \quad (68)$$

$$M_s' = \frac{3}{9,81 \cdot \omega} \frac{UI_2 \cos(\delta + p)}{1 + bx} \frac{\Delta\delta^\circ}{57,3} \text{ kgm}. \quad (68a)$$

⁶⁾ Е. Arnold, „WST“, Bd. IV, S. 309. Общераспространенный термин „синхронизирующая сила“ является не особенно удачным и часто ведет к недоразумениям, ибо „синхронизирующая сила“ есть мощность, но не сила; ввиду этого замечается стремление заменить его другим, например, „удельная синхронизирующая мощность“, „удельный синхронизирующий момент“, „синхронизирующая жесткость“ и т. п.

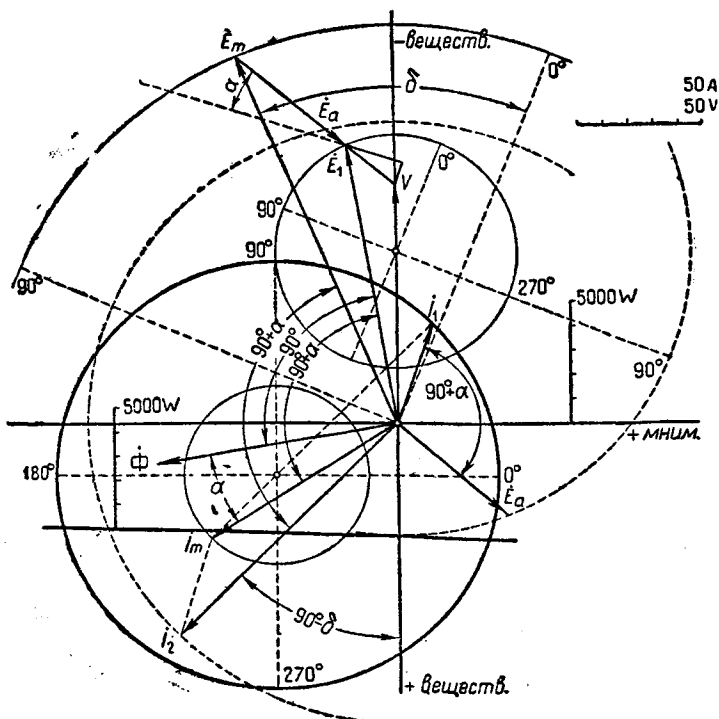


Рис. 5. Диаграмма синхронной машины с учетом железных потерь

При больших значениях $\Delta\delta$ синхронизирующий момент следует вычислять по формуле (23) как разное двух значений $P_{\psi w}$.

Пример. Если при параллельном включении вы упомянутого турбогенератора Каширской гЭС на общую сеть ($U = \text{const}$) выключение будет ошибочно произведено при расхождении фаз U и E_{10} в 20° , то синхронизирующий момент при токе возбуждения

$$I_{20} = 2540 \text{ A } (I_m = 320 \text{ A})$$

по формуле (68) будет равен

$$M_s \approx 3 \frac{6060 \cdot 2540 \cdot \cos 20^\circ}{1 + 0,42 \cdot 0,282} \cdot \frac{20}{57,3} 10^{-3} = 20400 \text{ kW}$$

или

$$M_s \approx \frac{20400 \cdot 10^3}{9,81 \cdot 2\pi \cdot 1500} \approx 13200 \text{ kgm}.$$

Отсюда синхронизирующее усилие P_s на окружности ротора при радиусе его $R = 0,667 \text{ м}$:

$$P_s \approx \frac{M_s}{R} = \frac{13200}{0,667} 10^{-3} \approx 20 \text{ т}.$$

Синхронизирующий момент можно наблюдать в неподвижной машине, если питать обмотку статора постоянным током I_g , например, по схеме рис. 3б. При этом обмотка статора создает неподвижное в пространстве магнитное поле, и возбужденный ротор стремится занять в этом поле такое положение, чтобы ось его обмотки совпала с осью поля статора. При попытке вывести ротор из этого положения равновесия он развивает противодействующий момент, величину которого можно вычислить по общей формуле (25a), которая сохраняет свою силу при любой частоте, в том числе и при нулевой частоте (при постоянном токе). Действительно, имея в виду, что x —прямо пропорционален, а b —обратно пропорциональна частоте и полагая в (25a) $f = 0$, получаем:

$$M_{f=0} = \frac{3p}{9,81 \cdot 100\pi} \frac{I_1 I_2 \sin \beta}{b} \text{ kgm}, \quad (69)$$

где

$$\beta = (\delta - 90^\circ)$$

есть угол поворота ротора в электрических градусах из положения равновесия, I_1 —действующее значение остановившегося трехфазного тока, равного $\frac{I}{\sqrt{2}}$, I_2 —приведенный ток возбуждения.

Пример. В вышеупомянутом турбогенераторе Каширской гЭС при токе возбуждения

$$I_m = 600 \text{ A } (I_2 = 4770 \text{ A}),$$

возбуждая статор постоянным током

$$I_g = 600 \text{ A}$$

по схеме рис. 3б и поворачивая ротор на $45^\circ (= 90^\circ \text{ эл.})$, получим по формуле (69) противодействующий (синхронизирующий) момент

$$M_s = \frac{3 \cdot 2}{9,81 \cdot 314} \frac{600 \cdot 4770}{\sqrt{2} \cdot 0,42} = 9400 \text{ kgm}.$$

Таков был бы момент, если бы не было насыщения железа, т. е. если бы характеристика холостого хода была прямолинейна. Для учета влияния насыщения нужно определить результирующий намагничивающий ток (результирующие ампер-витки) как геометрическую сумму токов I_1 и I_2 , найти из кривой холостого хода соответствующее значение b и подставить его в формулу (69). В нашем примере результирующий намагничивающий ток при повороте ротора на 90° эл. будет:

$$\sqrt{I_1^2 + I_2^2} = \sqrt{\left(\frac{600}{\sqrt{2}}\right)^2 + 4770^2} \approx 4780 \text{ A}.$$

Для этого тока находим из кривой холостого хода рис. 2 значение

$$b = 0,50.$$

Подставляя его в формулу (69), получаем действительный синхронизирующий момент:

$$M_s = \frac{3 \cdot 2}{9,81 \cdot 314} \cdot \frac{600}{\sqrt{2}} \frac{4780}{0,50} \approx 7910 \text{ kgm}.$$

Отсюда синхронизирующее усилие на окружности ротора:

$$P_s = \frac{M_s}{R} = \frac{7910}{0,667} = 11850 \text{ kg}.$$

Формулы (25а) и (69), дающие момент вращения синхронной машины при любой частоте, имеют практическое значение для расчета устройств синхронной передачи движения и проверены автором на опыте.

Диаграмма синхронной машины при учете железных потерь

На рис. 5 построена диаграмма машины, имеющей параметры (35), причем

$$g = 0,30.$$

На том же рис. 5 дана векторная диаграмма для $\delta = 45^\circ$.

Вследствие введения железных потерь вектор результирующего магнитного потока Φ сдвинулся на „гистерезисный“ угол α относительно вектора I_m (результати-

рующих ампер-витков). Подобно этому вектор E_a сдвинулся на угол α относительно вектора $I_1 x$ и на угол $90 + \alpha$ относительно вектора I_1 . Точно так же векторы E_1 и E_m увеличили свои сдвиги относительно векторов I_m и I_2 до угла $90 + \alpha$. Центр круга I_1 опустился еще ниже. Линия моментов также опустилась ниже и изменила свой наклон вместе с линией устойчивости, которая здесь случайно совпала с диаметром $90-270^\circ$. Разница между наибольшим моментом в генераторном и моторном режимах возросла, а нулевой радиус круга тока I_1 уже не проходит через начало координат, как то было на рис. 3.

Из предыдущего мы видим, что общие формулы машины двойного питания достаточно полно описывают свойства и поведение синхронной машины с неявновыраженными полюсами при работе на мощную сеть.

В дальнейшем помощью этих общих формул будут рассмотрены другие режимы синхронной машины, например, самостоятельная работа на внешнюю сеть, работа синхронной машины при низкой частоте, пуск синхронного мотора одновременно с генератором (Fre-quenzanlauf), параллельная работа двух машин или двух станций и пр.

Регулирование напряжения генераторов переменного тока помощью автоматических реостатных регуляторов

Инж. Д. А. Виккер
Москва

Процесс регулирования напряжения помощью автоматических регуляторов есть процесс непрерывного взаимодействия ряда факторов и процессов, а именно:

- 1) степени устойчивости работы первичного двигателя;
- 2) процессов возбуждения или развозбуждения генератора, связанных с изменениями величины и характера нагрузки;
- 3) процессов возбуждения или развозбуждения генератора, происходящих под влиянием реактивных токов сети, когда генератор работает в системе других генераторных станций;
- 4) динамика регулятора, непрерывно получающего импульсы, обуславливаемые изменениями напряжения генератора (или сети);
- 5) процессов возбуждения и развозбуждения возбудителя, происходящих вследствие воздействия регулятора;
- 6) процессов возбуждения и развозбуждения генератора, следующие за изменениями возбуждения возбудителя, и других.

Из числа этих факторов, динамика регулятора, если и играет определяющую роль, то во всяком случае есть „начало“ процесса регулирования и в то же время есть тот процесс, с которым непрерывно связаны и переплетаются процессы возбуждения и развозбуждения. Анализ динамики регулятора напряжения должен лечь в основу изучения процесса регулирования.

Время процесса регулирования реостатный регулятор напряжения 1 меняет величину сопротивления r_m (рис. 1) в цепи возбуждения возбудителя, в то же время как якорь возбудителя замкнут на постоянное внешнее сопротивление $R_m + R$, где R_m пред-

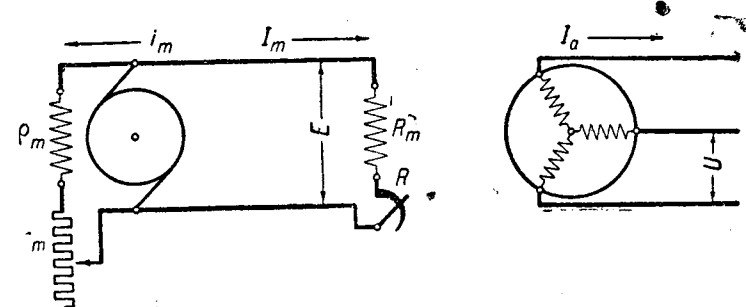


Рис. 1

ставляет сопротивление обмотки возбуждения генератора²⁾. При этом, очевидно, сила тока возбуждения возбудителя i_m меняется, и, следовательно, меняется напряжение на зажимах обмотки электромагнитов R_m . Кривая I (рис. 2):

$$E = f(i_m) \quad (1)$$

представляет примерный вид такой „внешней характеристики“ шунтовой динамомашин, работающей в подобных условиях, т. е. замкнутой на постоянное внешнее сопротивление³⁾.

Заметим здесь же, что эта характеристика является стационарной характеристикой динамомашин, т. е. характеристикой, выражающей связь между параметрами установившихся режимов:

$$E_1 = f(i_{m1}), E_2 = f(i_{m2}), E_3 = f(i_{m3}) \dots$$

²⁾ Автоматические реостатные регуляторы могут менять величину сопротивления либо в цепи возбуждения возбудителя (в так называемой вспомогательной цепи возбуждения), либо в цепи возбуждения генератора (в так называемой главной цепи возбуждения). В настоящей статье мы ограничимся рассмотрением первого из этих вариантов регулирования.

³⁾ Эффект магнитного гистерезиса вспомогательной цепи возбуждения предполагается практически незначительным, и характеристика I предполагается годной как для случая роста возбуждения возбудителя, так и для случая его развозбуждения.

Общепринятое название „реостатный регулятор“ не вполне верно. „Вибрационные“ регуляторы напряжения (Тирилла) по существу также являются реостатными. Правильнее было бы различать два рода реостатных регуляторов напряжения:

1) Плавно-действующие реостатные регуляторы, т. е. регуляторы, плавно или плавно-колебательно меняющие величину статического сопротивления в цепи возбуждения, называемые плавными реостатными регуляторами.

2) Вибрационно-действующие реостатные регуляторы, т. е. регуляторы резко, скачкообразно, с определенной частотой, меняющие величину реостатного сопротивления в цепи возбуждения, так называемые вибрационные регуляторы.

В настоящей работе идет речь только о плавно-действующих реостатных регуляторах.

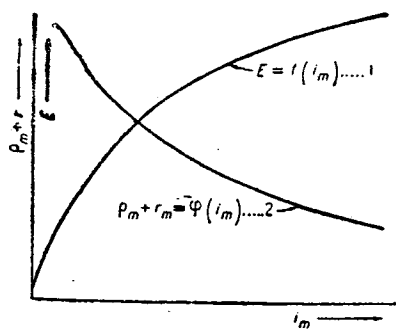


Рис. 2

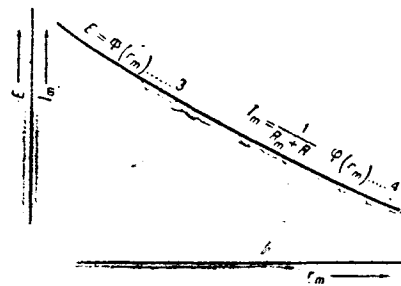


Рис. 3

Эта характеристика могла бы быть рассматриваема как динамическая только в том случае, если бы можно было допустить, что суммарный (резльтирующий) коэффициент времени вспомогательной и главной цепей возбуждения чрезвычайно мал (равен нулю).

На основании характеристики (1) можно определить для каждого установившегося (стационарного) напряжения E величину соответствующего ему сопротивления шунтовой цепи динамомашин, по формуле:

$$r_m + r_m = \frac{E}{I_m},$$

где $r_m = \text{const}$ представляет сопротивление обмотки возбуждения возбуждателя.

Кривая 2 (рис. 2)

$$r_m + r_m = \varphi(I_m) \quad (2)$$

представляет примерный вид изменения суммы сопротивления $r_m + r_m$ как функции величины I_m при условии, что $R_m + R = \text{const}$.

На основании кривых 1 и 2 (рис. 2) и приняв во внимание, что $r_m = \text{const}$, можно построить так называемую реостатную характеристику возбуждателя

$$E = \psi(r_m), \quad (3)$$

соответствующую тому же основному условию, что $R_m + R = \text{const}$.

Такая реостатная характеристика шунтовой динамомашин примерно представлена на рис. 3. Характер и кривизна этой характеристики зависят от степени насыщения и конструктивных особенностей динамомашин. Эта кривая имеет две, практически прямые ветви, плавно переходящие одна в другую.

На основании характеристики (3) можно построить график величины I_m :

$$I_m = \frac{E}{R_m + R} = \frac{1}{R_m + R} \psi(r_m). \quad (4)$$

Кривая рис. 3 является одновременно графиком функции (3) и функции (4): обе характеристики отличаются друг от друга только размерностями и масштабами своих ординат.

Отметим здесь, что характеристики 2, 3 и 4, подобно характеристике (1), являются стационарными характеристиками (характеристиками установившихся режимов) в том смысле, как об этом сказано выше относительно характеристики 1.

На основании характеристики 4, являющейся в своем роде реостатной характеристикой возбуждателя, можно построить семейство реостатных характеристик генератора для ряда нагрузок переменного тока, если даны нагрузочные характеристики генератора.

Пусть рис. 4 представляет ряд нагрузочных характеристик генератора переменного тока:

$$U = \vartheta(I_m). \quad (5)$$

Пусть кривая A представляет характеристику холостого хода генераторов, кривая B представляет его нагрузочную характеристику

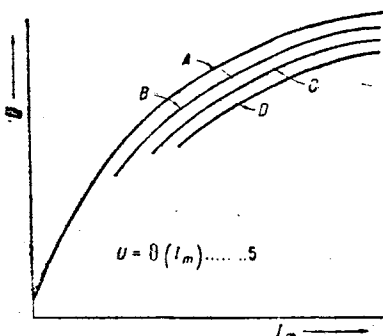


Рис. 4

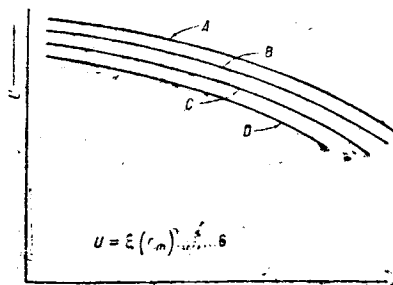


Рис. 5

для проводимости y_1 приемной сети; кривая C представляет нагрузочную характеристику для проводимости y_2 приемной сети; кривая D — то же для проводимости y_3 и т. д., при $y_1 < y_2 < y_3$ и $\cos \varphi = \text{const}$.

Любую из этих характеристик (5) на основании характеристики можно преобразовать в характеристику

$$U = \xi(r_m).$$

Такая кривая будет представлять стационарную реостатную характеристику генератора для определенной проводимости и определенного коэффициента мощности цепи переменного тока.

Примерный вид таких стационарных реостатных характеристик генератора представлен в виде семейства кривых A, B, C, D на рис. 5. Кривая A представляет реостатную характеристику холостого хода генератора; кривая B представляет реостатную характеристику генератора для проводимости y_1 приемной цепи; кривая C представляет его реостатную характеристику для проводимости y_2 приемной цепи; кривая D — то же для проводимости y_3 и т. д., причем $y_1 < y_2 < y_3$ и $\cos \varphi = \text{const}$. Каждая из этих кривых представляет напряжение U на зажимах генератора в виде однозначной функции от величины r_m , т. е. от величины сопротивления, включаемого механизмом регулятора в цепь возбуждения возбуждателя.

В настоящей статье мы ограничимся рассмотрением процесса регулирования, производимого автоматически регулятором напряжения системы ВВС⁴⁾. Величина сопротивления r_m , включаемого механизмом этого регулятора⁵⁾ в цепь возбуждения возбуждателя, связана определенным образом с величиной угла поворота якоря регулятора.

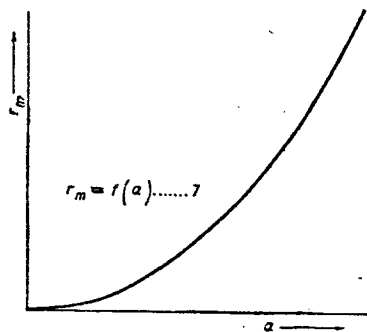


Рис. 6

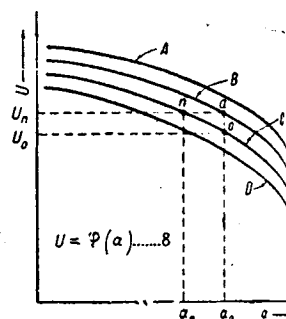


Рис. 7

Пусть кривая

$$r_m = f(\alpha) \quad (6)$$

(рис. 6) представляет собой примерный вид этой зависимости α — угол поворота якоря регулятора⁷⁾.

На основании кривой 7 (рис. 6) мы можем каждую из реостатных характеристик U генератора преобразовать в характеристику

$$U = \varphi(\alpha). \quad (8)$$

Примерный вид таких характеристик представлен на рис. 5 в виде семейства кривых A, B, C, D. Эти кривые представляют зависимость напряжения U на зажимах генератора от угла α поворота якоря регулятора и поэтому являются регуляторными характеристиками генератора. Кривая A представляет

⁴⁾ Эффект магнитного гистерезиса главной цепи возбуждения предполагается практически незначительным, и характеристики предполагаются годными как для случая роста, возбуждения генератора, так и для случая его развозбуждения.

⁵⁾ Регулятор системы ВВС является одним из видов плавнодействующих реостатных регуляторов. В случае плавнодействующих реостатных регуляторов других видов, как, например, реостаты моторных, процесс регулирования аналогичен процессу регулирования, производимому регулятором ВВС.

⁶⁾ Описание конструкции автоматического регулятора напряжения ВВС принцип его действия, его детали и пр. см. монография "Автоматический регулятор напряжений переменного тока систем ВВС", составленную мною под редакцией проф. В. С. Кулебаки и выпущенную Отделом Высоких Напряжений и Аппаратуры Всесоюзного Электротехнического Института, Москва, 1932.

⁷⁾ Зависимость величины r_m от угла α в каждом отдельном случае регулятора ВВС дается как элемент конструкции регулятора. В случае реостатно-моторных регуляторов, например, в случае реостатных регуляторов с электрическим приводом (Вестингауза, Сименса и других фирм), или с гидравлическим приводом (Guenot и других фирм) величина сопротивления является функцией хода двигателей. Эта зависимость также является элементом конструкции регулятора.

ный вид регуляторной характеристики для холостого хода регулятора; кривая B представляет регуляторную характеристику регулятора для случая проводимости y_1 приемной сети; кривая C — для случая проводимости y_2 и т. д., причем $y_1 < y_2 < y_3 \dots < y_n = \text{const}$.

Как каждая из реостатных характеристик b генератора есть стационарная характеристика, то, очевидно, регуляторные характеристики B также суть стационарные характеристики. В смысле, как это указано выше относительно характеристики B , выражающей взаимозависимость между величинами $\alpha_1 - U_1, \alpha_2 - U_2, \alpha_3 - U_3 \dots$ установившихся режимов возбуждения (рис. 8).

Форма кривых B и крутизна их падения в каждом отдельном случае зависят: 1) от параметров конструкции и степени магнитного насыщения возбудителя и генератора и 2) от крутизны подъема кривизны кривой 7 (рис. 6).

Для упрощения дальнейшего анализа мы примем, что стационарные регуляторные характеристики A, B, C, D (рис. 7) являются прямыми линиями.

Обратимся к динамике регулятора.

Пусть в течение некоторого достаточно длительного промежутка времени проводимость приемной сети остается равной y_1 при постоянном коэффициенте мощности сети. Система „возбудитель — генератор-регулятор“ в течение этого промежутка времени предполагается находящейся в стационарном состоянии; при этом напряжение на зажимах генератора равно номинальному напряжению U_n , а якорь регулятора находится в покое. Пусть при этом якорь занимает положение, определяемое некоторым углом α_0 . Этим параметрам соответствует точка a на стационарной регуляторной характеристике B (рис. 7).

Допустим теперь, что проводимость приемной сети мгновенно изменилась до величины y_2 , причем коэффициент мощности сети остался без изменения. Вследствие указанного изменения проводимости приемной сети, напряжение на зажимах генератора упадет до некоторой величины U_0 , и система возбудитель-генератор-регулятор выйдет из стационарного состояния вследствие того, что $U_0 < U_n$; якорь регулятора получит импульс в сторону уменьшения угла α ; величина τ_m начнет уменьшаться; на-

пряжение E на зажимах возбудителя будет подниматься, и вследствие этого будет подниматься напряжение U на зажимах генератора. По мере нарастания напряжения U , будет уменьшаться момент вращения, прилагаемый к якорю регулятора. В то время, когда напряжение U достигнет величины номинального напряжения U_n , момент станет равным нулю, но якорь по инерции продолжит свое вращение в сторону уменьшения угла α . При этом величина сопротивления r_m будет продолжать уменьшаться, E будет продолжать увеличиваться, U будет продолжать подниматься, но импульс, приложенный к якорю регулятора, будет направлен уже против его движения. Затем якорь регулятора повернет в обратную сторону и т. д. В течение некоторого времени мы будем видеть колебания якоря регулятора, сопряженные с колебаниями напряжения на зажимах генератора.

Так как энергия, получаемая регулятором от генератора (или от сети), постепенно поглощается демпферной системой регулятора, причем так как мощность демпфера предполагается достаточной для полного поглощения этой энергии, то колебания якоря регулятора будут затухающими, и по истечении некоторого промежутка времени система возбудитель-генератор-регулятор придет опять в стационарное состояние, и напряжение на зажимах генератора станет равным номинальному напряжению U_n . Пусть якорь регулятора займет при этом положение, определяемое углом α_n . На-

чальный и конечный моменты указанного колебательного процесса изображаются точками $O(\alpha_0, U_0)$ и $n(\alpha_n, U_n)$ (рис. 7) на стационарной регуляторной характеристике C . Но все промежуточные состояния колебательного процесса системы „генератор-регулятор“ будут отображаться точками, лежащими, вообще говоря, вне стационарной регуляторной характеристики C . Эти точки будут находиться на некоторой „динамической“ регуляторной характеристике, отличной, вообще говоря, от стационарной регуляторной характеристики. Только в частном случае, когда суммарный результирующий коэффициент времени системы „вспомогательная цепь возбуждения-возбудитель—главная

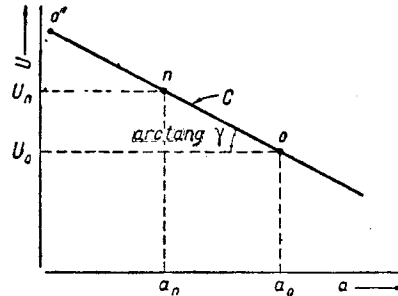


Рис. 8

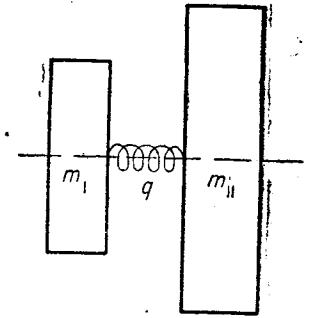


Рис. 9

цепь возбуждения-генератор“ равен нулю, — только в этом случае динамическая регуляторная характеристика генератора совпадает со стационарной регуляторной характеристикой, и все отдельные моменты процесса $U = \varphi(\alpha)$ будут иметь своими отображениями точки одной из стационарных регуляторных характеристик (в рассматриваемом случае — характеристики C).

В настоящей статье мы ограничимся рассмотрением этого простейшего случая.

Стационарная зависимость величины напряжения U от угла α поворота якоря регулятора может быть выражена в виде:

$$U = U_0 + \gamma(\alpha_0 - \alpha),^{10)} \quad (9)$$

где U_0 и α — координаты точки O на характеристике C (рис. 7 и 8), а γ — абсолютное значение тангенса угла наклона характеристики C к оси абсцисс. Вместо уравнения (9) можем написать:

$$U - U_n = U_0 - U_n + \gamma(\alpha_0 - \alpha),$$

где U_n — величина номинального напряжения регулирования. Если обозначим:

$$U - U_n = \Delta U, \quad (10)$$

$$U_0 - U_n = (\Delta U)_0, \quad (11)$$

то вместо уравнения (9) получим выражение:

$$\Delta U = (\Delta U)_0 + \gamma(\alpha_1 - \alpha). \quad (12)$$

К якорю регулятора как во время его качаний, так и в состоянии его покоя приложен вращающий момент

$$M = M_F - M_0, \quad (13)$$

где M_F — момент вращения системы „вращающее поле Феррариса-якорь регулятора“, а M_0 — противодействующий момент системы направляющих пружин регулятора¹¹⁾.

Первый из них равен:

$$M_F = CU^2,$$

где C — постоянная системы „вращающее поле Феррариса-якорь регулятора“.

Второй из них есть величина постоянная:

$$M_0 = CU_n^2,^{12)}$$

где C — та же постоянная, а U_n — номинальное напряжение генератора (сети).

Поэтому выражение (13) может быть представлено в виде:

$$M = CU^2 - CU_n^2. \quad (14)$$

Так как согласно выражения (10)

$$U = U_n + \Delta U,$$

то вместо выражения (14) получим:

$$M = C(U_n + \Delta U)^2 - CU_n^2 \approx 2CU_n\Delta U$$

или, на основании выражения (12),

$$M = 2CU_n[(\Delta U)_0 + \gamma(\alpha_0 - \alpha)].$$

Последнее выражение может быть представлено в виде:

$$M = 2CU_n^2 \left[\frac{(\Delta U)_0}{U_n} + \frac{\gamma}{U_n}(\alpha_0 - \alpha) \right].$$

Обозначим:

$$\frac{(\Delta U)_0}{U_n} = \Delta_0. \quad (15)$$

Тогда

$$M = 2CM_n^2 \left[\Delta_0 + \frac{\gamma}{U_n}(\alpha_0 - \alpha) \right]^{13)}.$$

или, короче,

$$M = \Delta - \beta\alpha, \quad (16')$$

¹⁰⁾ Как уже указано выше, мы вправе принять, что регуляторные характеристики A, B, C, D (рис. 7) являются прямыми линиями. Выражение (9) есть уравнение одной из таких прямых.

¹¹⁾ См. указанную выше монографию „Автоматический регулятор напряжения переменного тока системы ВВС“.

¹²⁾ Мы ограничиваемся здесь рассмотрением регулятора, настроенного астатично для номинального напряжения.

¹³⁾ Ср. Ernest Inillard, Le régulateur automatique pour machines électriques Lausanne—Geneve, 1928, p. 35.

где A и B — константы:

$$A = 2CU_n^2 \left(\Delta_0 + \frac{\gamma}{U_n} \alpha_0 \right), \quad (17)$$

$$B = 2CU_n \gamma. \quad (18)$$

С механической точки зрения движущиеся части регулятора могут быть схематически представлены в виде двух масс m_I и m_{II} (рис. 9), могущих вращаться каждая около своей оси. Эти оси находятся одна на продолжении другой, но независимы друг от друга. Массы m_I и m_{II} эластично связаны между собой помощью пружины q . Масса m_I схематически представляет собой якорь и контактные сектора регулятора ВВС; масса m_{II} схематически представляет собой демпферный сектор и демпферную шайбу регулятора; пружина q соответствует пружине, осуществляющей в действительности эластичную связь между якорем и демпферной системой ¹⁴⁾.

Во время процесса регулирования к массе m_I приложен вращающий момент, данный выражениями (16) и (16'), а к массе m_{II} приложен противодействующий вращающий момент, производимый силами демпфирования и равный

$$K \frac{d\beta}{dt},$$

где K — коэффициент демпфирования, отнесенный к единице угловой скорости массы m_{II} , а β — угол поворота массы m_{II} (трением осей в их подшипниках и другими вредными сопротивлениями массы m_I мы пренебрегаем).

Угол кручения пружины, связывающей массы m_I и m_{II} , в каждый момент времени равен $\alpha - \beta$; поэтому момент противодействия (и действия) пружин q в каждый момент времени равен $\varepsilon(\alpha - \beta)$, где ε — коэффициент статической деформации пружины q .

Применив в отношении масс m_I и m_{II} принцип д'Аламбера, получим следующие два уравнения, определяющие их движения:

$$A - B\alpha - \Theta_I \frac{d^2\alpha}{dt^2} - \varepsilon(\alpha - \beta) = 0, \quad (19)$$

$$\varepsilon(\alpha - \beta) - \Theta_{II} \frac{d^2\beta}{dt^2} - K \frac{d\beta}{dt} = 0, \quad (20)$$

где Θ_I — момент инерции массы m_I , Θ_{II} — момент инерции массы m_{II} относительно их соответственных осей вращения. Или в более удобном виде:

$$\Theta_I \frac{d^2\alpha}{dt^2} + (\varepsilon + B)\alpha - \varepsilon\beta = A, \quad (19')$$

$$\Theta_{II} \frac{d^2\beta}{dt^2} + K \frac{d\beta}{dt} + \varepsilon\beta - \varepsilon\alpha = 0. \quad (20')$$

Мы получили систему двух дифференциальных уравнений с координатными параметрами α и β . Эти уравнения выражают вращательные колебания двух масс, эластично связанных между собой; иначе говоря, эти уравнения выражают движение механической системы с двумя степенями свободы ¹⁵⁾.
Решение этой системы уравнений дает нам для координат параметра α следующее выражение:

$$\alpha = e^{-\delta_1 t} (C_1 \cos \omega t + C_2 \sin \omega t) + C_3 e^{-\delta_2 t} + C_4 e^{-\delta_3 t} + \frac{q}{p_4}. \quad (21)$$

Выражение (21) можно представить в виде:

$$\alpha = \frac{C_1}{\sin \varphi} e^{-\delta_1 t} \sin(\omega t + \varphi) + C_3 e^{-\delta_2 t} + C_4 e^{-\delta_3 t} + \frac{q}{p_4}, \quad (22)$$

где

$$\varphi = \arctg \frac{C_1}{C_2}.$$

Для определения постоянных интегрирования C_1, C_2, C_3, C_4 могут послужить условия:

$$\text{при } t = 0 \quad \alpha = \alpha_0 \quad \frac{d\alpha}{dt} = 0$$

$$\text{при } t = \infty \quad \alpha = \alpha_n \quad \frac{d\alpha}{dt} = 0.$$

Не входя здесь в методику определения величин декрементов затухания δ_1, δ_2 и δ_3 и периода колебаний якоря регулятора $T = \frac{2\pi}{\omega}$, мы можем резюмировать, что угол поворота якоря регулятора есть периодическая затухающая функция времени вида (21'), имеющая своим пределом при $t = \infty$

$$\alpha_n = \frac{2}{p_4}.$$

Выше мы получили для напряжения U на зажимах генератора выражение (9), представляющее зависимость (статическую величину U от угла α поворота якоря регулятора:

$$U = U_0 + \gamma(\alpha_0 - \alpha).$$

Так как угол α есть периодическая затухающая функция времени (21), то и напряжение U , на основании выражений (9) и (21) также будет периодической затухающей функцией времени, имеющей тот же период и те же декременты затухания своих слагающих, что функция (21').

Из выражения (9) следует, что U и α как функции времени сдвинуты по фазе друг относительно друга на полпериода.

Выражение (21') должно дать конструктору возможность оптимизировать наивыгоднейшее соотношение между величинами моментов инерции Θ_I и Θ_{II} и дать указания для рационального и наивыгоднейшего выбора величин ε, K и других параметров регулятора.

К вопросу вентиляции быстроходных турбогенераторов

Проф. Б. П. Апаров
ВЭИ

Быстроходные турбогенераторы большой мощности имеют совершенно определенный диаметр статора. Объясняется это тем, что окружные скорости роторов таких больших машин достигли с точки зрения механической прочности предельных для настоящего времени значений 160–170 м/сек. В силу этого диаметр ротора, несмотря на требования электрического расчета, определяется только окружной скоростью:

$$D_p = \frac{v \cdot 60}{\pi n},$$

здесь v — окружная скорость ротора (м/сек), n — число оборотов ротора в минуту.

Для двух полюсных машин при 3000 об/мин величина диаметра ротора равна при указанных окружных скоростях примерно 1–1,1. Так, при $v = 157$ м/сек и $n = 3000$ об/мин:

$$D_p = \frac{157 \cdot 60}{\pi \cdot 3000} = 1 \text{ м.}$$

Диаметр ротора быстроходного турбогенератора может быть увеличен только при дальнейшем прогрессе прочности металлов. Поэтому активные длины мощных быстроходных турбогенераторов получаются весьма большими.

Длина активной части ротора турбогенератора может быть определена по формуле автора¹⁾ (для $n = 3000$ об/мин):

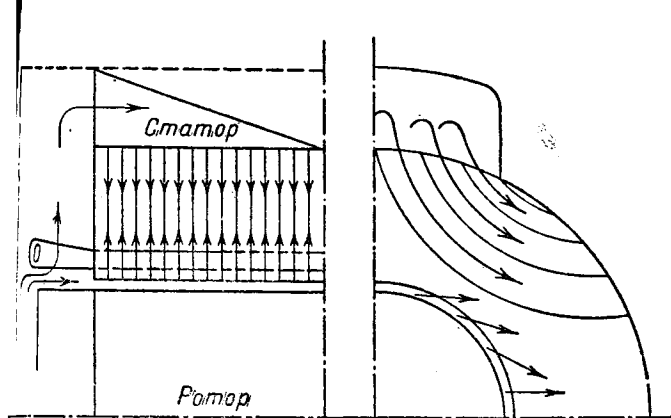
$$l_i = \frac{7,852P \text{ (kVA)} \cdot 10^7}{v^2 \cdot AS \cdot B_i},$$

где AS — линейная нагрузка якоря, B_i — индукция в воздушном зазоре. Так, для последнего, одного из на-

¹⁵⁾ Уравнения (19') и (20') представляют собой систему двух линейных дифференциальных уравнений второго порядка с постоянными коэффициентами. Эта система уравнений решается посредством определения параметра β из уравнения (19'), затем двукратное дифференцирование полученного таким образом для β выражения подстановки соответствующих выражений в уравнение (20') и т. д.

¹⁾ Б. П. Апаров, О расчете быстроходных турбогенераторов "Электричество", 1933, № 8.

¹⁴⁾ См. в указанной выше монографии "Автоматический регулятор напряжений переменного тока системы ВВС", рис. 5.

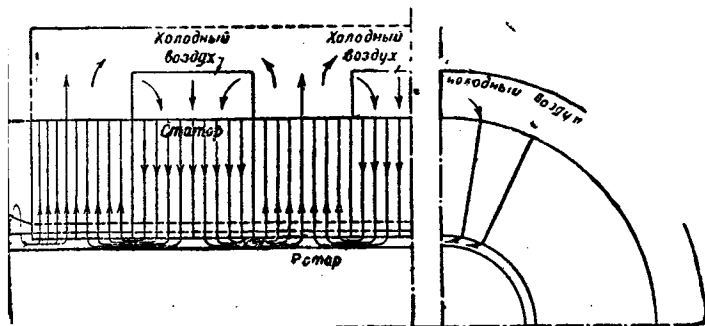


1. Пути воздуха показаны стрелками. Обмотка статора (О) на правом чертеже не показана

нее мощных быстроходных турбогенераторов мощностью 80 000 kVA при $n = 3000$ об/мин (фирма SSW) на активной части ротора равна приблизительно

При такой активной длине статора и ротора задача охлаждения машины с помощью существующих систем циркуляции воздуха по радиальным и аксиальным каналам железа статора и ротора становится весьма трудной.

Для усиления вентилирующего действия воздуха в указанных системах охлаждения с успехом применяют принцип впуска охлаждающего воздуха статора в каналы ротора не только через воздушный зазор, но и со стороны внешней поверхности статора. При этом в настоящее время имеются два способа впуска. При одном из них воздух с помощью нескольких камер на внешней поверхности статора входит сверху в радиальные каналы ротора и движется поперечно по ним с помощью соответствующих ветрениц, не доходя до воздушного зазора (рис. 1). При втором способе впуска холодного воздуха с периферии машины, на внешней поверхности статора устраивается несколько камер или отсеков, которые охватывают все радиальные каналы статора на нескольких полюсах. Вблизи лобовых частей каналов обдуваются воздухом, идущим в воздушный зазор, как обычно, со стороны концов машины. Из отсеков холодный воздух проходит в радиальные каналы статора и движется по радиальным каналам каждого отсека до воздушного зазора. Отсеки расположены на некотором расстоянии друг от друга по длине машины. Число отсеков определяется длиной машины, благодаря чему может быть одна, две и больше струй холодного воздуха с внешней поверхности статора. Дойдя до воздушного зазора, охлаждающий воздух разветвляется в две противоположные стороны, движется вдоль воздушного зазора и выходит наружу в обратном направлении через радиальные каналы между отсеками (рис. 2). Таким образом при втором способе часть каналов статора обтекает холодным воздухом, идущим к зазору, часть идущим



2. Пути воздуха показаны стрелками. Обмотка статора на правом чертеже не показана

от зазора к периферии машины. Обычное соотношение числа каналов с входящим воздухом и каналов с выходящим воздухом определяется, как 4:5.

Охлаждение турбогенераторов по первому способу применяют некоторые американские и европейские фирмы, в частности ВС, а также завод „Электросила“. Охлаждение по второму способу вполне надежно применяют американские фирмы, главным образом, GEC и Westinghouse.

Так как место впуска холодного воздуха (струй) может быть любым, то отсюда следует, что увеличение числа струй дает возможность охлаждать, таким образом, машину любой длины. Опыт показал, что многоструйная система вентиляции вполне надежна для охлаждения турбогенераторов в 100 000 kVA и выше.

При всех системах вентиляции способ охлаждения ротора до настоящего времени не является полностью выясненным. Прежние способы (аксиальная или радиальная система охлаждения) признаны в настоящее время неудовлетворительными, главным образом, с точки зрения механической прочности ротора. Последнее относится также и к применяющейся американцами системе охлаждения путем аксиальных каналов под пазами ротора, откуда воздух удаляется в воздушный

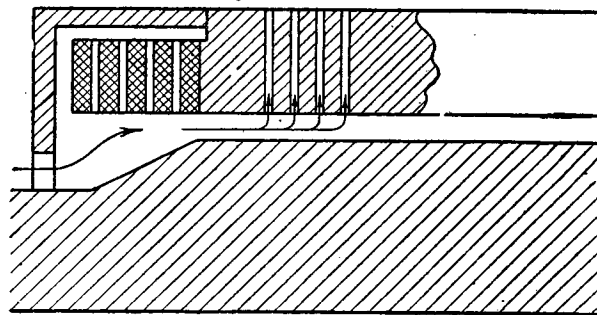


Рис. 3

зазор с помощью отверстий в зубцах (рис. 3). В современных конструкциях применяется также охлаждение с помощью каналов в широком зубе с отводом воздуха в зазор через расположенные по краям или в середине широкого зуба радиальные прорезы, а также охлаждение лобовых частей обмотки ротора путем продувания воздуха в лобовых частях ротора с выходом его у краев зубцов в зазор или через отверстия в капках (рис. 4).

Однако в настоящее время предполагают о возможности выполнения ротора вообще без каких-либо вентиляционных каналов, перенеся центр тяжести отвода тепла от обмотки ротора на усиленное обдувание поверхности ротора в воздушном зазоре. В отведении тепла ротора наибольшую роль играют внешняя поверхность ротора и охлаждение лобовых частей. Правильность такого предположения подтверждается также тем, что на основании многочисленных опытов при всех системах охлаждения ротора количество прогоняемого через ротор воздуха составляет примерно 5÷10% всего воздуха, охлаждающего турбогенератор.

Вопросы выбора системы охлаждения статора и ротора быстроходных турбогенераторов имеют для наших заводов большое значение. До настоящего времени нашими заводами применялась для быстроходных генераторов система охлаждения статора без впуска охлаждающего воздуха в воздушный зазор (рис. 1). Ротор же охлаждался помощью аксиальных каналов в широком зубе с выпуском из них воздуха в середине машины в воздушный зазор. Следует указать, что ряд европейских заводов, в частности, завод ВВС, до последнего времени применяли в этих или иных модификациях

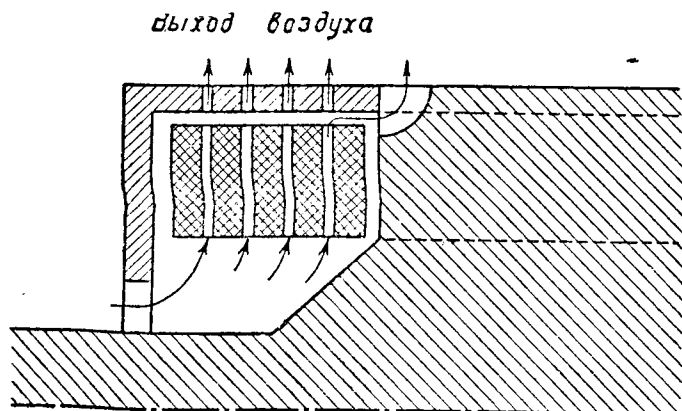


Рис. 4

аналогичную систему охлаждения²). Однако в самое последнее время ВВС уже перешла на систему впуска холодного воздуха через отсеки в воздушный зазор, т. е. перешла на американскую многоструйную систему вентиляции. Конструкцию ротора этот завод в основном оставил прежней, охлаждая его аксиальными каналами в широком зубе с выпуском воздуха в зазор через радиальные щели в широком зубе в двух местах по длине машины (рис. 8). В остальном конструкция охлаждения ротора была аналогичной конструкциям ротора, применяющимся у нас.

Система многоструйной вентиляции статора, применяющаяся такими фирмами, как GEC и Westinghouse, обладает столь большими преимуществами, что и для нас уже должен стать на очередь вопрос перевода на эту систему 3 000-оборотных мощных турбогенераторов.

Следует указать, что до сих пор Америка освоила эту систему для 1500-оборотных машин. Сейчас и мы переходим на эту систему в связи с выпуском четырех-полюсных машин на 50 MW и выше. Все же необходимо также подчеркнуть рассмотрению особенности применения этой системы вентиляции и для 3000-оборотных турбогенераторов, возможность постройки ко-

2) А. Е. Алексеев, „Вестник электропромышленности“, 1931, № 1.

торых для тех же мощностей сейчас не вызывает
каких сомнений.

При многоструйной системе вентиляции, более чем при какой-либо другой, является возможным осуществлять задачу охлаждения ротора без подпазовых каналов, а быть может, и без каналов на роторе. Необходимо только иметь в виду то, что при этой системе охлаждения обмотки ротора будет происходить с поверхности ротора в воздушном зазоре, и наиболее нагретые части обмотки могут оказаться лобовые части, на охлаждение которых в этом случае придется обратить особое внимание.

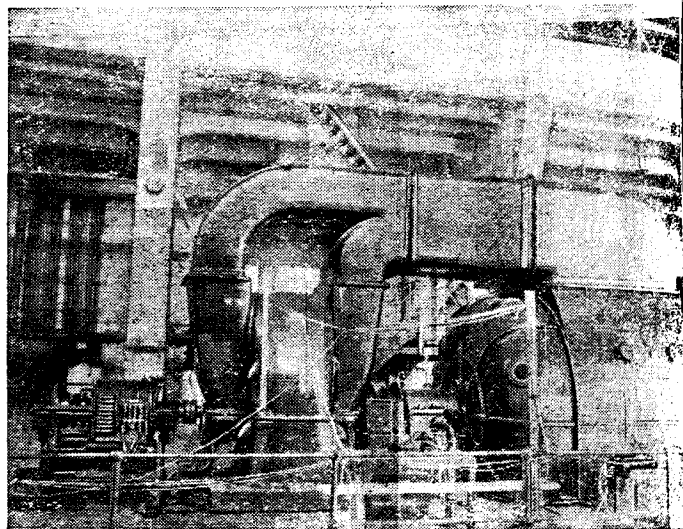


Рис. 5

Когда вопрос касается выбора способов охлаждения и нагрева таких машин, как мощные турбогенераторы, то все предварительные прогнозы могут оказаться сильно видоизмененными опытными данными конструкции.

В дальнейшем приводится некоторый имеющийся материал по затронутому вопросу. Автору пришлось участвовать в испытании турбогенератора ВВС последней

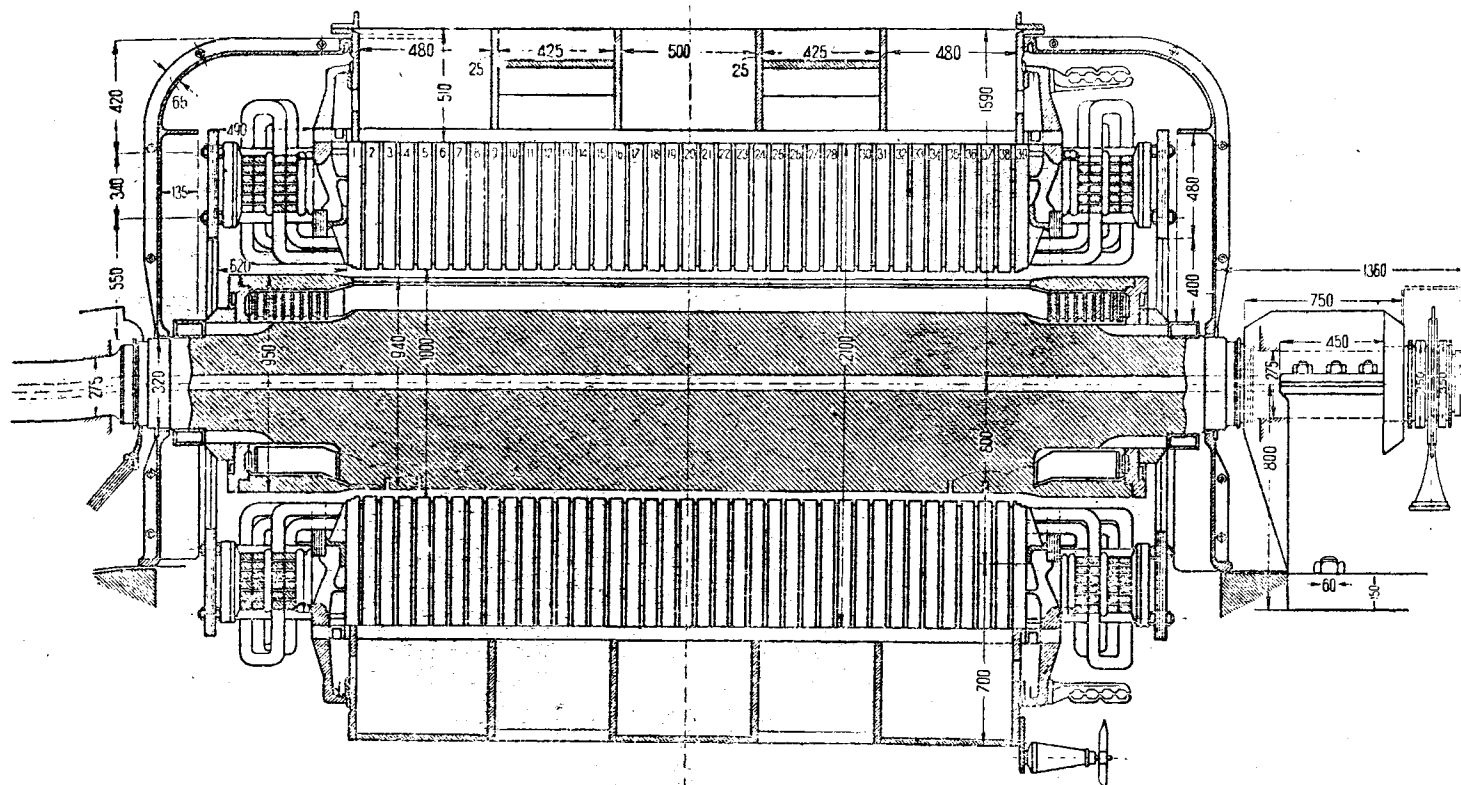


Рис. 6

струкции на 30 MW, 3 000 об/мин. Этот турбогенератор был одним из первых, изготовленных заводом БС с многоструйной системой вентиляции (см. приложение). Так как в силу указанного этот генератор представлял для наших заводов значительный интерес, в отношении системы вентиляции и нагрева воздуха было предложено произвести ряд дополнительных исследований. В то же время автор располагал материалом испытания на наших станциях турбогенераторов БС той же мощности прежней конструкции, а также результатами исследования аналогичного турбогенератора завода „Электросила“.

Особенностью новой конструкции ВВС явилось приращение отдельного вентилятора, вращающегося на валу турбогенератора; отдельный вентилятор „стоит на горячем воздухе“, т. е. высасывает из генератора горячий воздух и нагнетает через охладитель охлажденный воздух. Применение отдельного вытяжного вентилятора для турбогенераторов такой мощности является несколько неожиданным. Американская практика по соображениям экономии места и надежности эксплуатации для турбогенераторов таких мощностей обычно применяет вентиляторы, встроенные в турбогенератор. Общий вид схемы турбогенератора показаны на рис. 5 и 6. Опыты производились как при невозбужденном генераторе, так и при нагрузке.

Измерения воздуха производились двумя способами: методом прохождения с помощью трубки Пито поля сечения A наружной трубы, по которой воздух из генератора попадает в вентилятор (рис. 5). Так как при подобных измерениях, хотя и в действительных условиях можно было ожидать несколько неточных результатов из-за плохого распределения струй воздуха, то было еще произведено изменение расхода воздуха с помощью насадки. Для этого труба была снята с генератора, а на ее место была поставлена подобная по размерам деревянная труба, на конце которой был приделан деревянный же коллектор специальной формы для уменьшения потерь входа. Данный коллектор являлся измерительной шайбой и по перепаду давления на нем определялся расход воздуха по известной формуле. Коэффициент расхода для данного коллектора был принят равным 0,985.

Для измерения давления в отдельных камерах и местах генератора были просверлены отверстия диаметром около 5 мм; для измерения давления в отдельных местах вентилятора фирмой были предусмотрены отверстия в виде пробок с патрубками. Измерения производились в камерах лобовых частей генераторов и в камерах входящего воздуха, а также в трубах и после вентилятора. Основываясь на результатах теплового режима генератора расход воздуха генератора был отнесен к 55°C. Расход воздуха в этом случае выразится для исследуемого турбогенератора в 22,5 м³/сек.

Из произведенных опытов определения установившихся температур входящего и выходящего воздуха генератора и вентилятора является возможным подсчи-

Таблица 1

Число оборотов в минуту	Давление воздуха в мм водяного столба				
	В камерах выходящего воздуха			До вентиля- тора	После вентиля- тора
	крайней	крайней	центральной		
3000	247	257	266	55	303
2100	111,5	114	118	30	135,5
1000	24,5	25	25	10	31

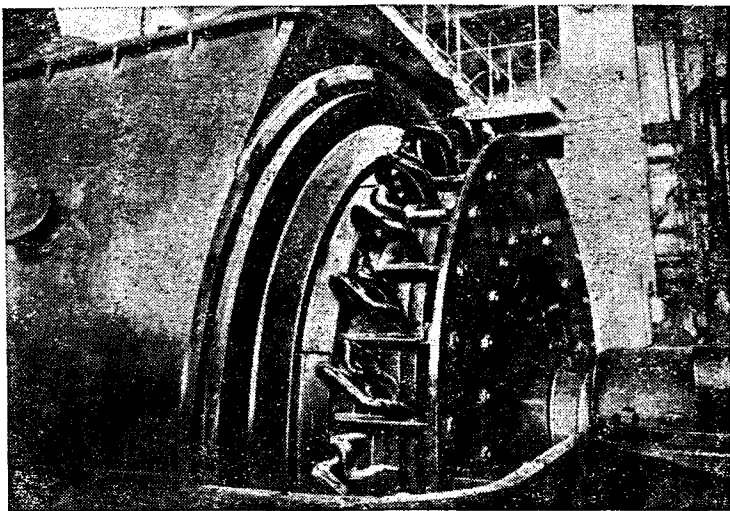


Рис. 7

тать по балансу тепла мощность, потребляемую вентилятором и расходующую на воздушные потери в генераторе. Согласно опытам установившийся перепад температуры в вентиляторе является возможным принять в 5,45°C, а в невозбужденном генераторе в 6,66°C.

Мощность, потребляемую вентилятором, можно оценить в 120÷125 kW, мощность воздушных потерь генератора в 180÷185 kW. В сумме полные вентиляционные потери турбогенератора составляют 300÷330 kW.

Далее были проделаны опыты по определению давления в отдельных камерах и местах генератора. Результаты измерения приведены в табл. 1.

Из таблицы видно, что разрежение в камерах выходящего воздуха генератора примерно одинаково.

Таблица 2

Фирма . . .	Электросила	ВВС	ВВС (новая)	
Мощность P	30	27,5	30	MVA
Напряжение E	6,3	6	110	kV
Ток I	2630	1570	2400	A
Число оборотов в минуту n	3000	3000	3000	
Диаметр расточки статора D_1	980	980	1000	mm
Внешний диаметр статора D_2	2000	1860	2180	mm
Длина статора l	2700	2700	2486	mm
Число пазов статора Q	60	60	54	
Линейная нагрузка якоря AS	—	538	470	A/cm

В табл. 2 приведены основные данные о турбогенераторах завода „Электросила“, ВВС с вентиляцией старой системы и ВВС с многоструйной системой вентиляции статора.

Повышения температуры обмотки ротора над температурой входящего воздуха по данным испытаний представлены в табл. 3.

Таблица 3

	„Электросила“	ВВС	ВВС (новая)
Холостой ход без возбуждения	5°	5°	6,66°
Холостой ход при нормальном возбуждении	28°	15,5°	31°
Ход под нагрузкой и при нормальном напряжении	($P = 26880$ kW, $I = 240$ A) 66,5°		($P = 25700$ kW, $I_p = 231$ A) 75°

Из приведенных таблиц видно, что новая конструкция ВВС также не разрешает еще проблемы удовлетворительного охлаждения обмоток ротора, так как при нормальной нагрузке следует ожидать перегревов ротора по сравнению с требованиями немецких норм. Поэтому при переходе на многоструйную систему вентиляции мощных быстроходных машин с длинными роторами следует особо продумать конструкцию ротора, если делать его без охлаждающих каналов, что является выгодным с точки зрения механической прочности ротора. Принимая во внимание, что при многоструйной системе поверхность ротора охлаждается наилучшим образом, может случиться, что наиболее горячими частями обмотки ротора будут лобовые соединения, на конструкцию которых с точки зрения охлаждения и должно быть обращено особое внимание.

В самое последнее время американской фирмой Allis Schalmier построен турбогенератор мощностью 115 MVA (1800 об/мин), которая выполнила конструкцию охлаждения ротора весьма оригинальным образом. В зубцах ротора сделаны U-образные каналы с загибом на одном конце в сторону вращения ротора (рис. 10). При вращении ротора часть воздуха из воздушного зазора, поступающая из каналов статора, захватывается загнутыми концами трубок и прогоняется по U-образным каналам ротора с большой скоростью, как указывает завод, доходящей до $40-35$ м/сек. Последнее может обеспечить достаточно интенсивное охлаждение ротора. В этой машине также применен выпуск воздуха в воздушный зазор с внешней поверхности статора, однако, с помощью аксиальных карманов, как в конструкции рис. 10, в этом случае ветреницы в каналах статора расположены таким образом, что холодный воздух доходит до воздушного зазора. При той системе вентиляции воздух движется в воздушном зазоре в тангенциальном направлении и часть его проходит в U-образные каналы ротора; завод Allis Chalmers применял эту систему вентиляции и раньше, однако устройство на роторе указанных U-образных каналов и выпуск в них воздуха из зазора может дать ей дальнейшее развитие, несмотря на недостатки, выясненные Fecheimer'ом на заводе Westinghouse.

В настоящей статье автором не затронуты вопросы новых идей в области вентиляции турбогенераторов, в частности вопросы их водородного охлаждения.

Описание конструкции и вентиляции турбогенератора новой конструкции

Турбогенератор ВВС мощностью 30 MVA, 11 kV, 3000 об/мин с $\cos \varphi = 0,8$ напоминает конструкции GEC и представляет новую конструкцию ВВС (рис. 6). Он

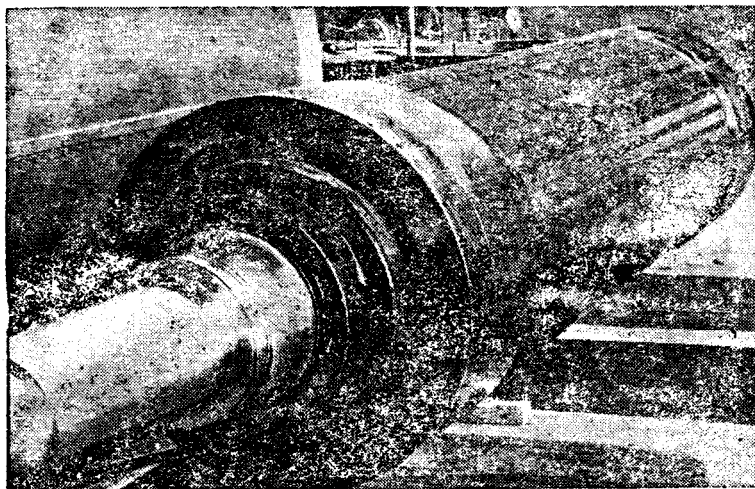


Рис. 8

имеет сварную станину, вытяжную вентиляцию струйную с выносным вентилятором, который сидит на одном валу между генератором и возбудителем и нит теплый воздух в охладитель. Последний расположен под генератором и вентилятором в специальном помещении. Статорное железо разделено на 39 панелей одинаковой ширины и стянуто 18 стяжными болтами лежащими на его поверхности, причем под каждый болт по длине железа имеется шпоночная канавка вставленной шпонкой из немагнитного материала, стягивающей стяжной болт.

В радиальных каналах железа статора имеются ветреницы, расположенные радиально и не имеющие концов загибов.

На железе статора находится 6 перегородок, разделяющих камеры холодного и теплого воздуха; крайние перегородки имеют ряд отверстий, позволяющих воздуху переходить из-под нажимной плиты в боковые секции горячего воздуха. Крышки, прикрывающие лобовые части составлены каждая из двух квадратов, изолированных друг от друга и скрепленных медными болтами. Кожуху крышки также прижимаются медными болтами.

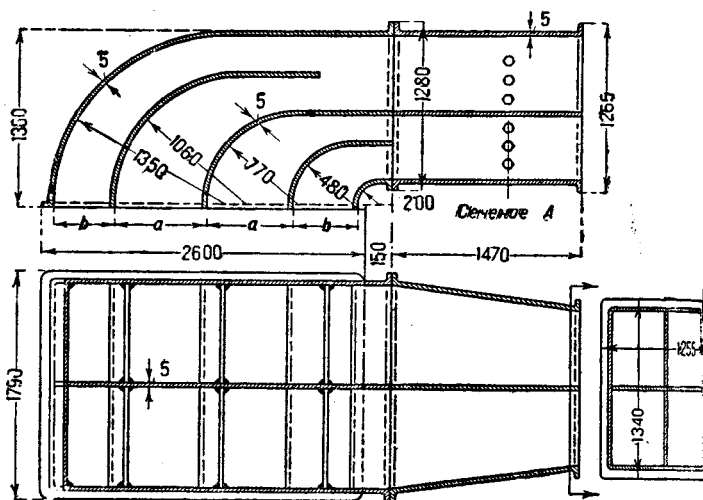


Рис. 9

Лобовые соединения (рис. 6 и 7) сохранены обычной для ВВС конструкции — в данном случае они четырехслойные, укрепленные на двух concentрических рядах болтов. Эти укрепляющие болты, изолированные прессшпановой трубкой, сидят на нажимной плите.

Эвольвентная часть проводников лобовых соединений образует в каждом из 4 слоев 6 рядов, отделенных друг от друга волнистой полосой прессшпана. Слои же лобовых соединений разделены на 2 части клиньями из изоляционного материала, которые опираются на болты, поддерживающие лобовые соединения и располагаются в радиальном направлении. Такие же клинья отделяют лобовые соединения от нажимной плиты. С внешней стороны кроме этих клиньев на концах болтов сидит шайба из изоляционного материала, сделанная в 2 слоя из отдельных секторов, которые перекрывают друг друга. Шайба защищает лобовые соединения спереди.

Вентиляция. Холодный воздух, выходящий из охладителя, попадает в генератор, разбиваясь на 4 струи — 2 в лобовые соединения с обеих сторон и 2 в камеры холодного воздуха. На лобовом щите имеется дугообразный экран, обращенный своим отверстием книзу, так что струя воздуха, входящая в лобовые соединения, разбивается на 2 части — одна, попадающая внутрь экрана и входящая частично в вентилятор ротора и частично под лобовые соединения и в воздушный зазор, и вторая, огибающая экран снаружи и пронизывающая лобовые соединения от периферии к центру. Нажимная плита выполнена фасонной, с впуском воз-

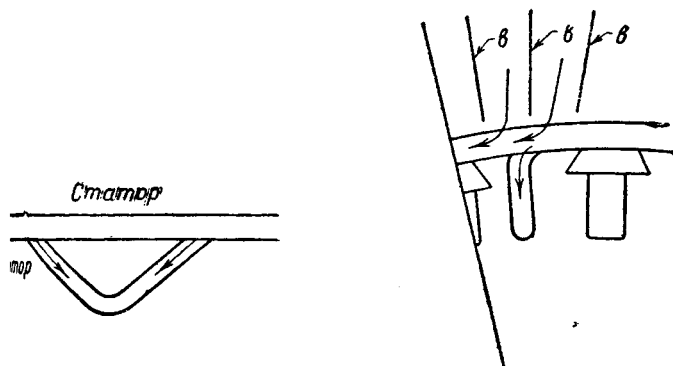


Рис. 10

на под нее через специальные окна. Таким образом воздух, попадающий на лобовые соединения, омыв их, попадает под нажимную плиту и, омыв ее и торец железа статора, попадает через вышеупомянутые отверстия в крайнюю камеру горячего воздуха. Воздух, попадающий в воздушный зазор, может затем, омыв поверхность ротора и расточку статора, выйти, либо в среднюю камеру горячего воздуха. Воздушный же зазор воздух выбрасывается из аксиальных каналов ротора, вгоняемый туда аксиальным вентилятором, сидящим на оси ротора у каппы, и омывающий лобовые соединения ротора. Аксиальные каналы ротора, имеющиеся, повидимому, только в большом (рис. 8), имеют по 3 радиальных канала с обеих сторон (рис. 8).

Следующие два потока воздуха, входящие в камеры среднего воздуха, омывают железо статора, выходят в воздушный зазор и через него же входят в среднюю камеру статора. Далее, из камер горячего воздуха воздух попадает в верхнюю трубу, подающую его в вентилятор. Труба для устранения завихрений и для большей ее жесткости снабжена перегородками, которые вначале делят поток воздуха на 8 частей, затем 4 и к самому вентилятору идет 3 струи — с одной

стороны 2 и с другой — 1, но равная этим двум (рис. 9). Из вентилятора воздух непосредственно попадает в охладитель, имеющий 3 секции. Воздух прогоняется между трубками эллиптического сечения, снабженными жестяными радиаторами, расположенными в шахматном порядке. По трубкам гонится холодная вода. Основные размеры турбогенератора даны в табл. 4.

Таблица 4

Основные размеры турбогенератора ВВС 30 MVA, 11 kV

Диаметр расточки	1 000 mm
Внешний диаметр железа	2 180 mm
Длина железа с вентиляционным каналом	2 486 mm
Число пакетов железа	39
Полусное деление	27 пазов
Число пазов статора	54
Число пазов на полюс и фазу	9
Число проводников в пазу	2
Тип обмотки	2-слойная
эволюционная	
Укорочение	23
Обмоточный коэффициент	0,92
Диаметр активной части ротора	940 mm
Длина активной части	2 670 mm
Длина вместе с гайками и вентилятором	3 970 mm
Длина вала	6 420 mm
Имеется центральное отверстие, число пазов ротора	46
Число секций охладителя	3
Размер секций охладителя	1 810×800 mm
Воздушный зазор	29 mm
Длина ветрениц	360 mm
Диаметр каппы	955 mm
Диаметр вала	400 mm
Расстояние между ветреницами	57 mm
Диаметр цапф	275 mm
Число ветрениц по направлению радиального канала статора	120 mm
Число дыр в крайней перегородке	28 mm
Диаметр дыр	80 mm
Площадь входа воздуха в генератор	5,32 m ²
Площадь выхода воздуха из генератора	3,98 m ²
Сечение воздуха в вводной трубе в месте замера давления	1,46 m ²
Число лопаток аксиального вентилятора ротора	16

РАБОТ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИХ ИНСТИТУТОВ

Определение допустимой температуры нагрева изоляции 6-kV кабелей медной жилой токами короткого замыкания и способ расчета нагрева с учетом отхода тепла

Инж. Городецкий С. С. и инж. Войденов Н. Н.

Москва, ВЭИ

Введение

Как известно, в сетях с большими токами коротких замыканий сечение кабеля не может быть определено только по нагрузке данного кабеля, и выбор сечения кабеля должен быть проверен нагрев кабеля током короткого замыкания. Часто в результате поверочного расчета в целях уменьшения нагрева при коротком замыкании требуются значительные увеличения сечения кабеля, что удорожает установку и увеличивает расход меди. Увеличение сечения зависит от величины допустимой температуры и методов ее расчета имеет большое значение. Относительно допустимой температуры нагрева при коротком замыкании нет единства мнений, и имеющиеся литературные данные дают температуры в пределах 120—250°C, не определяя точно конструкцию и тип кабеля; кроме того, эти литературные данные не базируются на экспериментальном

материале. Поэтому в настоящей работе и сделана попытка экспериментально определить предельную температуру применительно к 6-kV кабелям, которые как кабели распределительной сети находятся в наиболее тяжелых условиях.

Вычисление температуры нагрева проводов и аппаратуры при коротком замыкании неоднократно разбирались в литературе¹⁾. Однако все авторы ограничивались рассмотрением вопроса, принимая процесс нагрева при коротком замыкании адиабатическим, т. е. пренебрегая отходом тепла. В настоящей работе справедливость этого допущения была исследована на 6-kV

1) Бирманс, Ueberströme in Hochspannungsanlagen. 337 стр.; Гут и Грюнберг, Erwärmung von Leitern bei kurzen Belastungszeiten und bei Kurzschlüssen, Bulletin, № 4, 1927; Фабингер, Zur Bestimmung der Erwärmung der Schützdrösselwindungen bei kurzzeitiger Überlastung, „E и M“, 1926, Febr.; Панцервигер, „SZ“, 1922, стр. 113; Розенберг, „Электричество“ 1930.

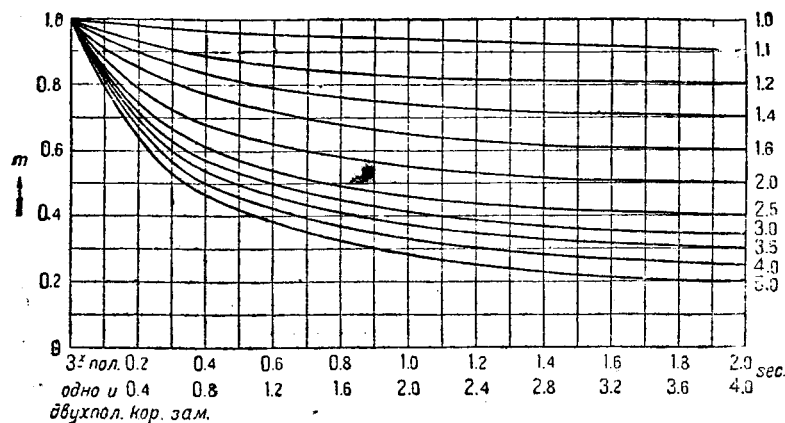


Рис. 1

кабелях с бумажной изоляцией, пропитанной вязким компаундом. Выяснилось, что предположение процесса адиабатическим даже при длительности короткого замыкания порядка 1 ÷ 3 сек. дает температуру с превышением над действительной от 6 до 33% в зависимости от длительности короткого замыкания, температуры нагрева и сечения кабеля.

При вычислении температуры нагрева, принимая процесс нагрева адиабатическим, за исходное уравнение может быть принято следующее:

$$\frac{10^8}{\gamma \lambda} g s^2 dt = 4,19 \cdot 10^3 \cdot g c d \vartheta^2, \quad (1)$$

где t —время в секундах от начала короткого замыкания, s —плотность тока (эффективная) (A/mm^2) в момент t , g —вес меди (kg), ϑ —температура ($^{\circ}C$) в момент t , λ —удельная проводимость меди ($m/\Omega m^2$) при температуре ϑ , c —удельная теплоемкость меди ($cal/g^{\circ}C$) при температуре ϑ , γ —удельный вес меди (kg/dm^3). Уравнение представляет выделившееся тепло за элемент времени dt , причем его правая часть содержит повышение температуры объекта за тот же элемент времени. Преобразуя и интегрируя это уравнение, получаем:

$$\int_0^t s^2 dt = 4,19 \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \gamma \lambda c d\vartheta, \quad (2)$$

где ϑ_0 —температура объекта до короткого замыкания. После такого преобразования в левой части уравнения остались величины, зависящие только от времени, а в правой части—величины, зависящие только от температуры.

При расчете на нагрев должно быть задано протекание тока короткого замыкания по времени (рис. 1³).

²) Работа Фабингера.

³) См. пример на стр. 31, Э-во № 11, 1933.

Имея кривую спада и зная начальный ток короткого замыкания, установившийся ток короткого замыкания и длительность короткого замыкания легко может быть определена величина

$$\int_0^t s^2 dt.$$

Для удобства в дальнейшем в этом интеграле плотность тока s в каждый данный момент времени заменим через произведение плотности тока, соответствующей начальному значению тока короткого замыкания на коэффициент m , характеризующий спадание тока короткого замыкания и равный отношению тока в данный момент к начальному току короткого замыкания

$$\int_0^t s^2 dt = s_0^2 \int_0^t m^2 dt$$

где s_0 —плотность тока в начальный момент короткого замыкания.

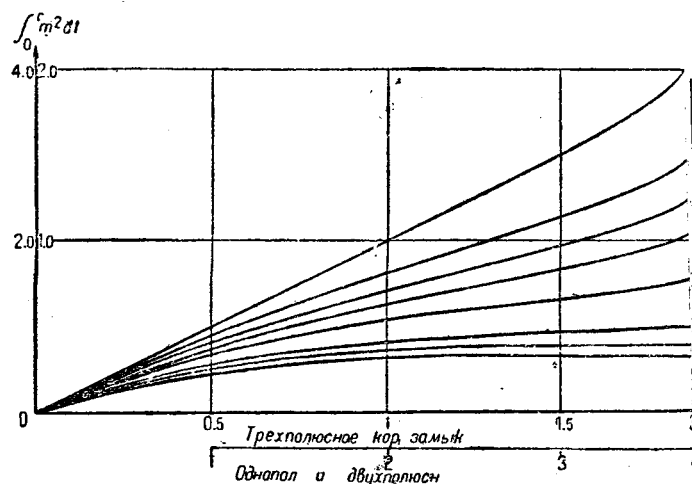
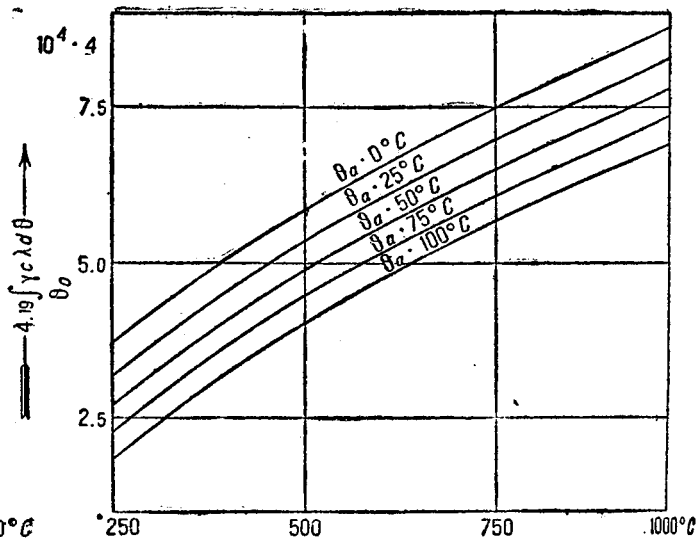
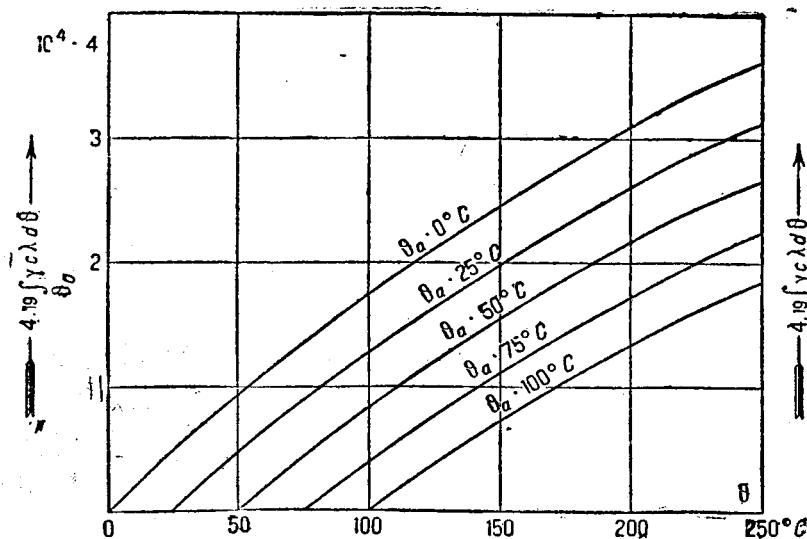


Рис. 2

В случае же, если протекание тока по времени точно неизвестно и из расчета известны лишь начальный установившийся ток короткого замыкания и длительность короткого замыкания, то можно значение $\int_0^t m^2 dt$ взять из кривых, представленных на рис. 2, построенных на основании кривых спада тока короткого замыкания, данных на рис. 1⁴). На этом рисунке

⁴) См. книгу Бирманса.



по абсцисс отложена величина выдержки времени, а по оси ординат значения интеграла $\int_0^t m^2 dt$ для различных отношений начального тока короткого замыкания установившемуся. Перейдем к правому интегралу уравнения (2) $\int_0^t \gamma c \lambda dt$.

В этом интеграле величины γ , c и λ , вообще говоря, являются функциями нагрева. Изменение удельного γ настолько мало влияет на конечную температуру нагрева объекта, что этим изменением можно пренебречь, и величину γ можно считать постоянной. Изменение величины c — удельной теплоемкости, в пределах от 0° до 300° , можно учесть следующей формулой:

$$c = c_0 (1 + \mu \vartheta), \quad (3)$$

где для меди $c_0 = 0,0921$ (теплоемкость при 0°C), $\mu = -0,000233$ — коэффициент, учитывающий изменение удельной теплоемкости при изменении температуры от 0°C до 300° .

Зависимость проводимости может быть выражена следующей формулой:

$$\lambda = \frac{\lambda_0}{1 + \alpha \vartheta}, \quad (4)$$

где λ_0 — проводимость для меди при 0°C , равная $60,4^\circ$, $\alpha = 0,000428$ — коэффициент, учитывающий изменение проводимости меди при изменении температуры от 0°C до 300° . Подставляя полученные выражения в рассматриваемый интеграл, получим:

$$4,19 \int_0^t \gamma c \lambda d\vartheta = 4,19 \gamma c_0 \lambda_0 \int_0^t \frac{1 + \mu \vartheta}{1 + \alpha \vartheta} d\vartheta. \quad (5)$$

Значения μ и α в выражении (5) относятся к случаю изменения температуры от 0°C до ϑ° ; в случае же, если начальная температура $\vartheta_0 \neq 0$, для решения интеграла этими же коэффициентами надо сделать следующее преобразование:

$$\begin{aligned} 4,19 \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \gamma c \lambda d\vartheta &= 4,19 \gamma c_0 \lambda_0 \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \frac{1 + \mu \vartheta}{1 + \alpha \vartheta} d\vartheta = \\ &= 4,19 \gamma c_0 \lambda_0 \left[\int_0^{\vartheta} \frac{1 + \mu \vartheta}{1 + \alpha \vartheta} d\vartheta - \int_0^{\vartheta_0} \frac{1 + \mu \vartheta}{1 + \alpha \vartheta} d\vartheta \right]. \end{aligned}$$

Решение этого интеграла имеет следующий вид:

$$\int_0^{\vartheta} \frac{1 + \mu \vartheta}{1 + \alpha \vartheta} d\vartheta = \left[\frac{\mu}{\alpha} \vartheta + \frac{1 + \mu}{\alpha^2} \ln(1 + \alpha \vartheta) \right].$$

Таким образом, задаваясь начальной и конечной температурами, можно вычислить значения

$$\int_{\vartheta_0}^{\vartheta} 4,19 \gamma c \lambda d\vartheta.$$

Указанные вычисления выполнены Фабингером и им построены графики, представленные на рис. 3. На рис. 3 по оси ординат отложена величина

$$4,19 \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \gamma c \lambda d\vartheta,$$

по оси абсцисс — температура нагрева объекта для заданной начальной температуры. Имея графическую зависимость численной величины этого интеграла от

Точное значение: $\lambda_0 = \frac{\lambda_0}{1 + \alpha \vartheta + \beta \vartheta^2}$.

При 15°C $\lambda = 57$.

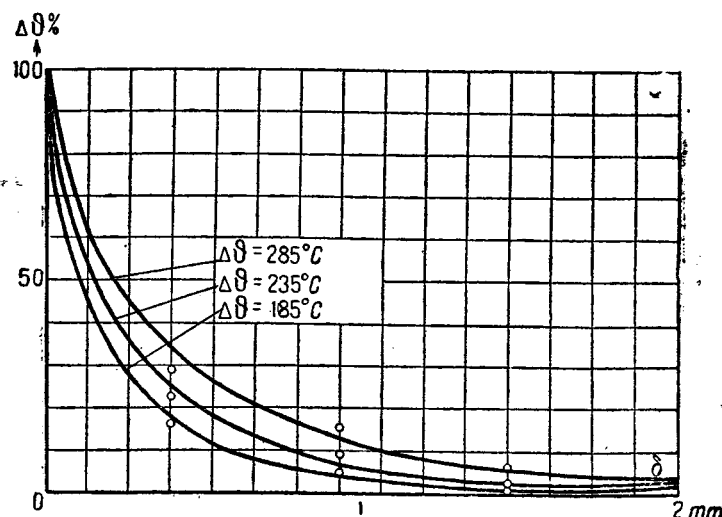


Рис. 4. Кривые распределения температуры по сечению изоляции жилы кабеля сечением 35 мм^2 в момент окончания короткого замыкания длительностью в 3 сек.

температуры нагрева при заданной начальной температуре, и вычисляя значения $\int_0^t s^2 dt$, можно графически

найти температуру нагрева объекта при данных s и t .

Пример. Предположим, имеем трехполюсное короткое замыкание на кабеле сечением 35 мм^2 с начальной температурой нагрева 50°C . Пусть начальный ток короткого замыкания $I_k = 6000 \text{ А}$, установившийся $I_y = 3000 \text{ А}$, выдержка времени $t = 1 \text{ сек}$.

По кривой на рис. 2 для отношения $\frac{I_k}{I_y} = 2$ и $t = 1$ находим, что

$$\int_0^t m^2 dt = 0,5,$$

а

$$\int_0^t s^2 dt = s_0^2 \int_0^t m^2 dt = 0,5 \left(\frac{6000}{35} \right)^2 = 1,47 \cdot 10^4.$$

По рис. 3 для этой величины, равной величине

$$4,19 \int_{\vartheta_0}^{\vartheta} \gamma c \lambda d\vartheta,$$

и начальной температуре $\vartheta_0 = 50^\circ\text{C}$, находим, что нагрев кабеля через 1 сек. равен 147°C .

Вычисление температуры нагрева с учетом поглощения тепла изоляцией

Методы определения количества тепла, поглощенного изоляцией. Как показали наши исследования, поглощение тепла изоляцией зависит от длительности короткого, конечной температуры нагрева и сечения кабеля. Поглощение тепла изоляцией может быть вычислено, если известно распределение температуры по толще изоляции в момент окончания короткого замыкания и известна ее теплоемкость. В самом деле, измеряя температуры перегрева в момент окончания короткого замыкания по слоям изоляции, можно построить кривую распределения температуры в толще изоляции, а зная эту кривую и зная среднюю удельную теплоемкость изоляции кабеля, можно вычислить то количество тепла, которое пошло на нагрев изоляции.

Кривые распределения температуры в момент окончания короткого замыкания, полученные экспериментально, даны на рис. 4, где по оси абсцисс отложена

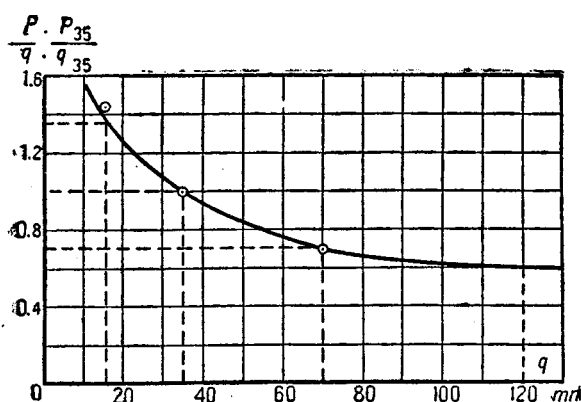


Рис. 5. Влияние сечения жилы на количество тепла, поглощенного изоляцией за время длительности короткого замыкания. За единицу принято количество тепла, поглощаемое изоляцией кабеля сечением 35 мм²

толщина изоляции в мм, а по оси ординат — температуры перегрева слоя изоляции в процентах от температуры перегрева жилы. Принято, что внутренняя поверхность слоя изоляции, прилежащего к жиле, имеет температуру, равную температуре жилы; кроме того, из кривых видно, что поглощением тепла изоляцией, удаленной более 2 мм от жилы, можно пренебречь, т. е. практически достаточно рассматривать поглощение тепла лишь фазовой изоляцией, что в дальнейшем и делается. Аналитическое выражение этих кривых имеет следующий вид:

$$\Delta \theta = e^{ae^{bx}}, \quad (6)$$

где $\Delta \theta$ — температура перегрева слоя изоляции в процентах от конечной температуры перегрева жил, e —

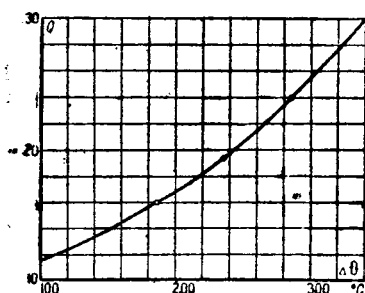


Рис. 6. Количество поглощенного изоляцией тепла в процентах ко всему выделившемуся теплу кабеля сечением 35 мм² в зависимости от конечной температуры перегрева жилы при трехсекундном коротком замыкании

основание натуральных логарифмов, x — расстояние в мм от жилы слоя бумаги, температура которого определяется, a — коэффициент, определяемый тем условием, что при $x=0$ $\Delta \theta = 100\%$, т. е. равна температуре жилы, b — коэффициент, зависящий от длительности короткого, конечной температуры перегрева и постоянных кабеля. Значение его было определено для кривых распределения температуры по толще изоляции кабеля сечением 35 мм². Кривые на рис. 4 даны для кабеля сечением 35 мм² для перегревов в 185, 235 и 285°C при длительности короткого замыкания в 3 сек.

Поглощение тепла изоляцией может быть вычислено еще следующим методом. Осциллографируя величину тока в течение короткого замыкания и зная физические свойства проводника, можно вычислить количество тепла, выделившееся при коротком замыкании.

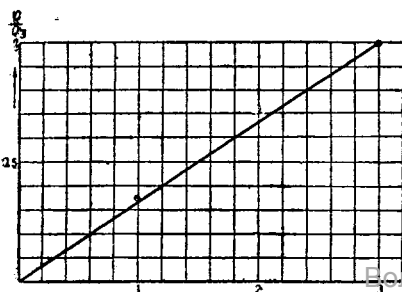


Рис. 7. Зависимость количества тепла, поглощенного изоляцией жилы, от длительности короткого замыкания. За единицу принято поглощение тепла изоляцией жилы при трехсекундном коротком замыкании

С другой стороны, измерив температуру перегрева в проводнике в момент окончания короткого замыкания, можно вычислить количество тепла, пошедшее на нагрев проводника. Взяв разность между этими величинами, получим количество тепла, поглощенного изоляцией. Этот способ у нас служил проверкой первого способа. Величина процентного поглощения тепла изоляцией к моменту окончания короткого замыкания определяется сечением кабеля, длительностью короткого и температурой перегрева при коротком.

Экспериментально полученные зависимости

Влияние сечения кабеля. Определяя отход тепла на кабелях разных сечений, при прочих равных условиях (выдержка времени, конечная температура) было найдено, что отход тепла с изменением сечения меняется прямо пропорционально периметру жилы и обратно пропорционально сечению жилы (секторный кабель):

$$Q = A \frac{p}{q} (\%),$$

где p — периметр жилы кабеля, q — сечение жилы кабеля, A — коэффициент пропорциональности. Графически эта зависимость представлена на рис. 5, где по

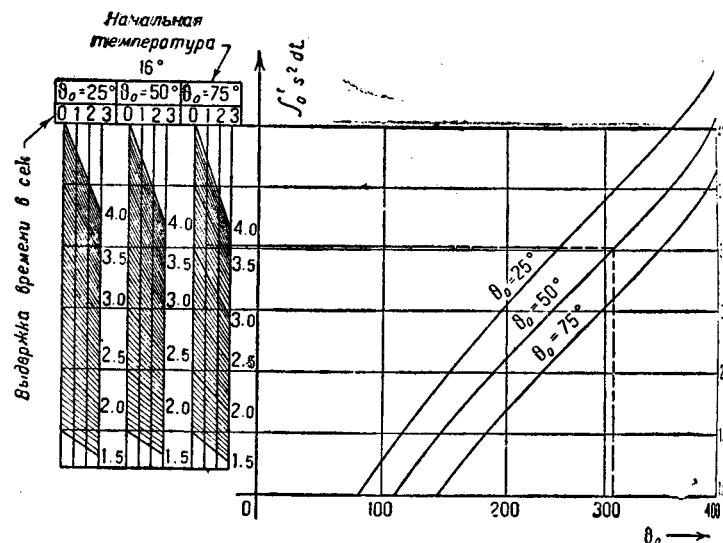


Рис. 8. Диаграмма нагрева кабеля сечением 16 мм² с учетом поглощения тепла изоляцией

абсцисс отложена величина сечения в мм², а по оси ординат для удобства сравнения величины отношения

$$\frac{P}{q} : \frac{P_{35}}{q_{35}};$$

точки на кривой означают опытно полученные величины.

Влияние температуры перегрева. Зависимость поглощения тепла изоляцией от конечной температуры перегрева жилы для кабеля сечением 35 мм² при длительности короткого замыкания в 3 сек. дана на рис. 6, где по оси абсцисс отложена величина перегрева, а по оси ординат отход тепла в процентах по отношению ко всему выделившемуся теплу.

Влияние продолжительности короткого замыкания. Зависимость поглощения тепла изоляцией от длительности короткого замыкания представлено на рис. 7. Как видно из этой кривой, точки, соответствующие 1 и 3 сек., лежат почти на одной прямой, проходящей через начало координат, а точки, соответствующие промежуточным значениям между 1 и 3 сек., лежат выше этих прямых. В целях упрощения дальнейших расчетов нами оставлена прямолинейная зависимость.

слагаемый способ подсчета и сопоставление вычисленной температуры с измеренной

Имея зависимости отхода тепла от сечения, конечной температуры и продолжительности короткого замыкания, можно определить действительный перегрев кабеля при коротком замыкании при любых заданных условиях.

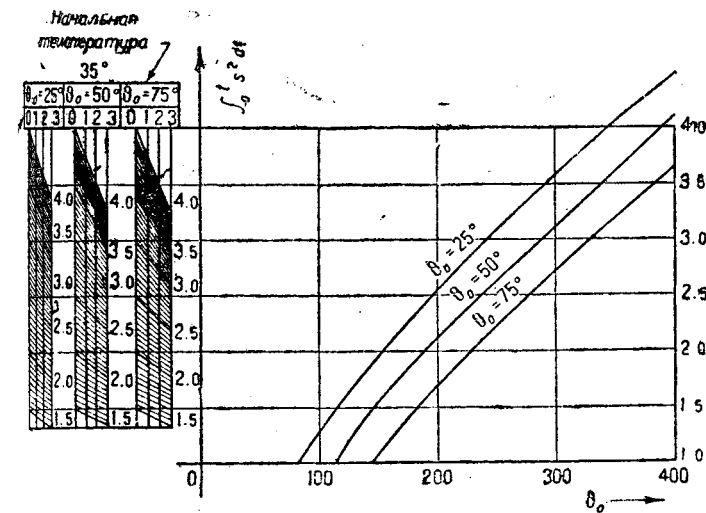


Рис. 9. Диаграмма нагрева кабеля сечением 35 мм² с учетом поглощения тепла изоляцией

Пример. Пусть имеем двухполюсное короткое замыкание в кабеле сечением 16 мм² с рабочей температурой нагрева 50°, выдержкой времени $t = 2$ сек. начальным током $I_n = 2650$ А и установившимся током $I_{уст} = 1600$ А.

По рис. 2 находим, что

$$\int_0^t m^2 dt = 1,25,$$

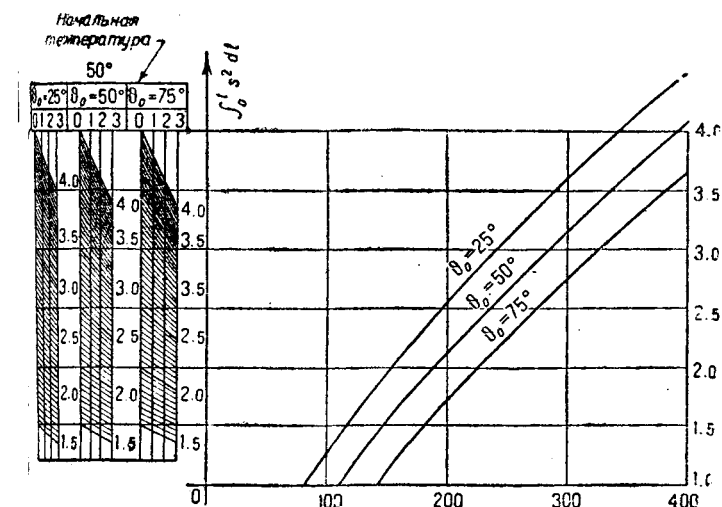


Рис. 10. Диаграмма нагрева кабеля сечением 50 мм² с учетом поглощения тепла изоляцией

$$\frac{I_n}{I_{уст}} = \frac{2650}{1600} = 1,65$$

или $t = 2$ сек.

$$\int_0^t s^2 dt = \left(\frac{2650}{16} \right)^2 \cdot 1,25 = 3,44 \cdot 10^4$$

По рис. 3 находим $\theta = 330^\circ$ или $\Delta\theta = 280^\circ$; этот расчет сделан, исходя из адиабатичности процесса.

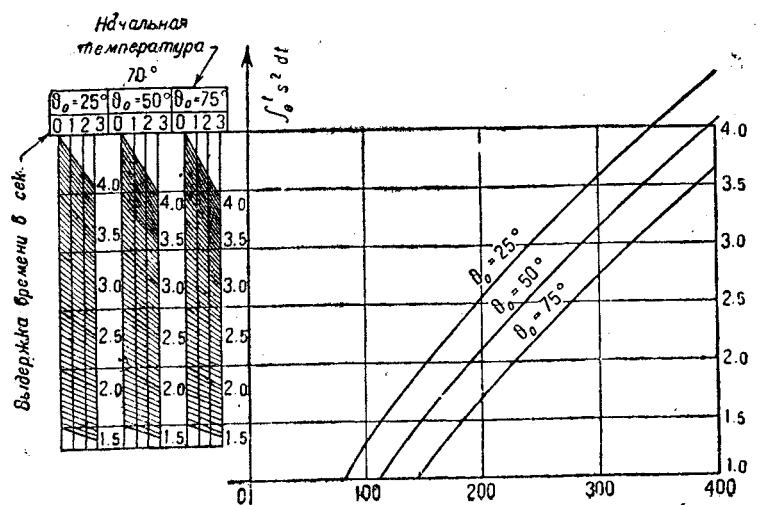


Рис. 11. Диаграмма нагрева кабеля сечением 70 мм² с учетом поглощения тепла изоляцией

Учтем отход тепла. Задаваясь действительной температурой перегрева $\Delta\theta_g = 240^\circ$, находим по кривым рис. 5, 6 и 7 коэффициенты, определяющие процент отхода тепла. Считая последний равным проценту снижения температуры перегрева, находим действительную температуру перегрева.

$$\Delta\theta = 230^\circ \cdot (100 - 20,0 \cdot 0,66 \cdot 1,35) = 230^\circ$$

и

$$\theta_g = 230 + 50 = 280^\circ.$$

Если эта величина полученной температуры значительно отличается от предположенной, то расчет надо повторить, подставляя уже получившуюся температуру.

В целях устранения перерасчетов к графику адиабатического нагрева, представленному на рис. 3, подсчитаны поправочные шкалы, позволяющие непосредственно получать действительные температуры нагрева. Поправочные шкалы построены для различных сечений, различных начальных температур и выдержек времени.

Шкалы эти даны на рис. 8, 9, 10, 11 и 12; для каждого сечения построены свои кривые с поправочными шкалами. По оси абсцисс отложена величина нагрева.

По оси ординат величина $\int_0^t s^2 dt$ для данной начальной температуры и адиабатическом нагреве. Слева даны поправочные шкалы, причем для каждой начальной температуры имеется своя шкала. Шкалы представляют собой не что иное, как зависимость отхода тепла при данной действительной температуре пере-

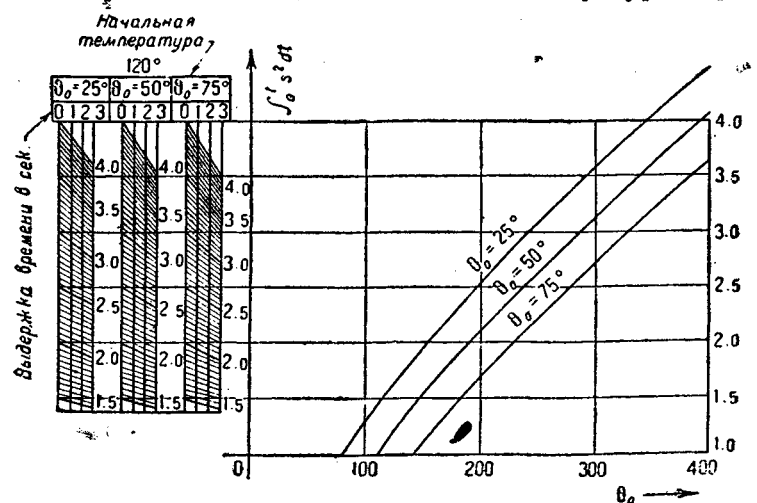


Рис. 12. Диаграмма нагрева кабеля сечением 120 мм² с учетом поглощения тепла изоляцией

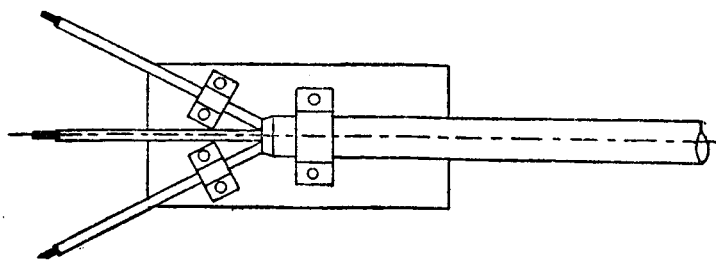


Рис. 13

грева от времени; зависимость эта, как уже указывалось, принята прямолинейной. При выдержке времени, равной нулю, значение $\int_0^t s^2 dt$, взятое по поправочной шкале, совпадает со значением этого интеграла на шкале адиабатического нагрева. Из этих точек начинаются прямые зависимости отхода тепла от времени, — чем больше выдержка времени, тем ниже по таким прямым опускаются значения $\int_0^t s^2 dt$.

Пример. Решим по этому методу предыдущий пример. Берем кривые на рис. 8, построенные для сечения 16 мм^2 . Вычисления будем вести для шкалы и кривой, построенной для $\vartheta = 50^\circ$. Значение $\int_0^t s^2 dt = 3,44 \cdot 10^4$. Берем по поправочной шкале для $\vartheta_0 = 50^\circ \text{C}$ для 2 сек., сносая эту величину на кривую $\vartheta = 50^\circ \text{C}$ и опуская перпендикуляр на ось абсцисс, находим, что $\vartheta = 286^\circ \text{C}$.

Правильность предлагаемого метода иллюстрируется табл. 1, в которой приведены измеренные величины нагрева и вычисленные (методом Бирманса, методом Фабингера и предлагаемым методом с учетом отхода тепла).

Таблица 1

№ по порядку	Характеристика короткого замыкания					Вычисленные нагревы				Измеренная температура нагрева $^\circ \text{C}$
	Характер короткого замыкания	ϑ_0 $^\circ \text{C}$	Сечение мм^2	I_n А	$I_{\text{уст}}$ А	t sec	по методу Бирманса $^\circ \text{C}$	по методу, описанному в отчете $^\circ \text{C}$	с учетом отхода тепла	
1	Двухполюсное	15	35	5 700	2 970	2,92	330	290	242	237
2	"	15	35	6 400	3 050	3,01	425	340	283	279
3	"	15	35	5 450	2 780	3,06	275	240	196	185
4	"	15	35	6 000	2 850	3,10	342	294	242	242
5	"	15	16	2 250	1 250	3,0	243	216	176	168
6	"	15	16	4 900	1 350	1,0	445	380	325	—
7	"	15	70	8 000	3 650	2,80	115	100	94	95

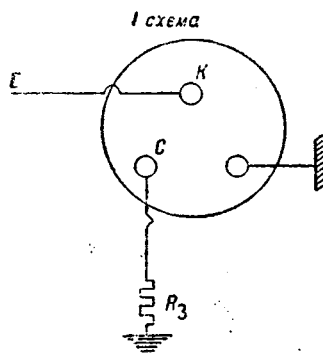


Рис. 14

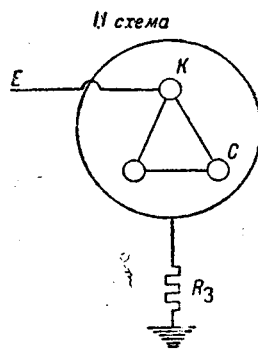


Рис. 15. Схемы измерения диэлектрических потерь на кабеле 6 000 В

Процессы в кабеле при коротком замыкании и методы определения разрушающих влияний этих процессов

При нагреве кабеля током короткого замыкания возможно повреждение его в силу нижеследующих обстоятельств.

1. После короткого замыкания в изоляции жил кабеля получаются резко изменяющиеся по сечению тепловые градиенты, показанные на рис. 5. Поэтому расширению сильно нагретого компаунда в слоях, прилегающих к жиле, будут препятствовать еще недостаточно нагретые слои изоляции с еще вязким компаундом. Находящиеся в изоляции кабеля пустоты частично компенсируют это расширение. Поэтому низковольтные кабели, менее пропитанные, меньше страдают при вышеуказанном нагреве изоляции. При чрезмерном повышении внутреннего давления в прилежащих к жиле слоях можно ожидать как разрыва отдельных слоев бумаги, так и разрушения отдельных волокон ее. Обнаружить описанное повреждение можно, рассматривая отдельные слои и ее микроструктуру.

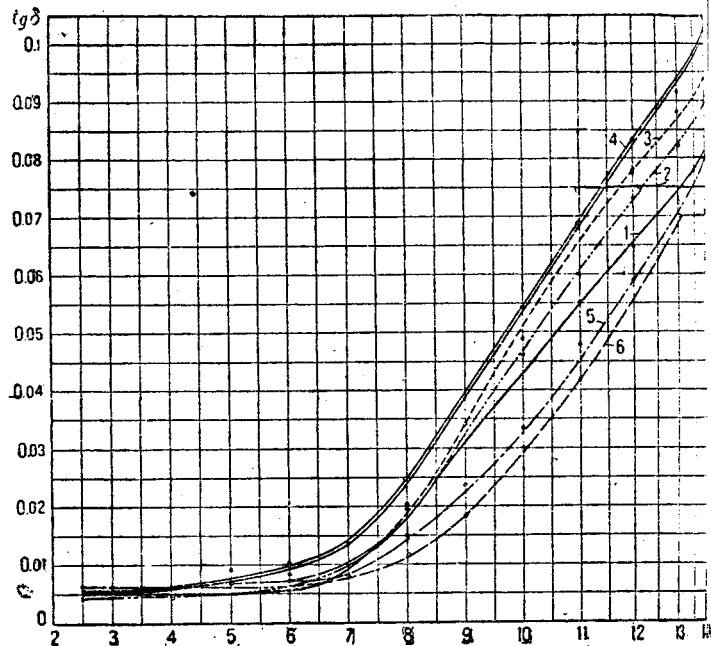


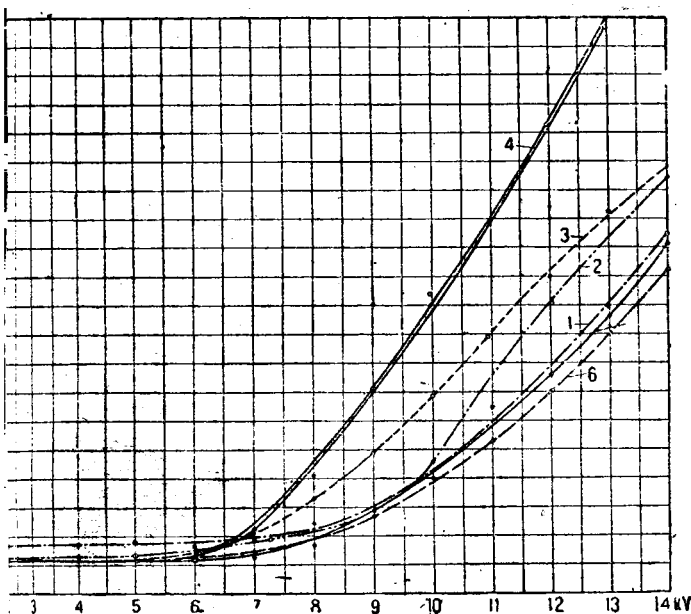
Рис. 16. Средние кривые ионизации 6-kV кабеля до и после короткого замыкания (измерения между синей и красной жилами). Кривые 1—при температуре 200°C
2— " " " 250°C
3— " " " 300°C
4— " " " 350°C
5—свежие образцы
6—кабель после нормального трехкратного термического цикла (нормальный нагрев)

После прогрева бумаги расширившийся компаунд может вызвать необратимое расширение свинцовой оболочки и перераспределение компаунда от центра жилы к периферии. Этот процесс может быть обнаружен измерением кривых ионизации кабеля и пробивным напряжением до и после коротких замыканий.

2. При нагреве жилы происходит ее расширение как в радиальном, так и аксиальном направлениях. В том случае, если удлинение кабеля вследствие теплового расширения не может иметь места, то нагретая жила подвергается значительным механическим силам, и в случае, если изменения длины не могло иметь места, то мы имели бы механическое разрушение. Однако

7) Так как изоляция поврежденных фаз слабо нагрета, поскольку же изоляция, свинцовая оболочка и неповрежденные жилы совсем не нагреты, то возникают силы, стремящиеся сместить нагретую жилу (жилы) относительно изоляции, свинцовой оболочки и т.д.

кабеля при закрепленных концах могут получить повреждение за счет увеличения диаметра спиралей жилы, диаметра спирали самой фазы и за счет волнообразного искривления самого кабеля. При этой волнообразной деформации возможно повреждение изоляции кабеля, в особенности кабеля типа с поясной изоляцией. Учесть этот фактор, влияющий на качество изоляции, можно, закрепляя концы кабеля (железобетонной оболочкой) при коротком замыкании и сохраняя состояние изоляции после коротких замыканий. На 6-kV кабелях сечением 35 мм², закрепленных согласно рис. 13, нами наблюдались волнообразные искривления с длиной волны до 0,7 м и амплитудой до 15 м диаметра кабеля. При наших опытах, произведенных на образцах длиной в 10 м, влияния механического фактора, даже при нагреве до 300°C, обнаружить не удалось. Отсутствие механического повреждения, надо думать, лежит в возможности компенсации увеличения внутри кабеля за счет трех выше названных причин. При очень плотной намотке кабеля, имеет место в высоковольтных кабелях, и при наличии возможности волнообразного искривления эта опасность возрастает.



17. Средние кривые ионизации 6-kV кабеля до и после короткого замыкания (измерения между жилами и оболочкой). Обозначения см. рис. 16

Непосредственное повреждение изоляции наступает при температуре от 275°C и выше, и выражается в подсушивании и обугливании прилегающих к жиле слоев изоляции. При нагреве до 250°C такого повреждения не наблюдается. Степень распространения повреждения после десятикратного прогрева до одной и той же температуры дается в табл. 2.

Таблица 2

Температура прогрева °C	1-й слой	2-й слой	3-й слой
350	сгорел	сильно поврежден	слабо поврежден
300	сильно поврежден	слабо поврежден	подсушен
275	слабо поврежден	подсушен	—
250	подсушен	—	—

Из описанных выше причин, повреждение изоляции зависит также от числа коротких замыканий, что при выборе метода испытания кабеля током

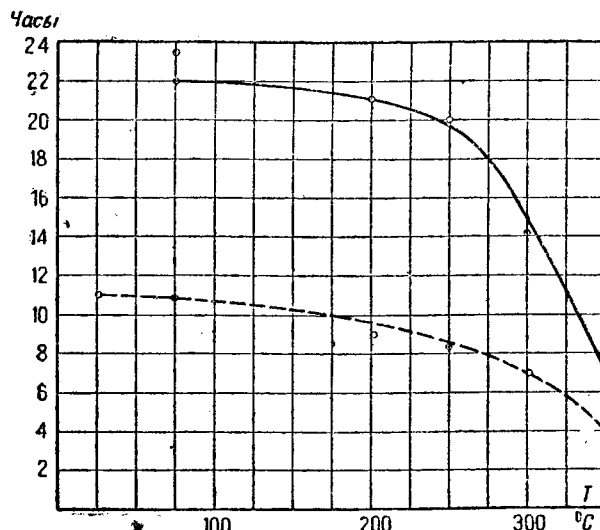


Рис. 18. Кривые ускоренной жизни 6-kV кабеля при пробое напряжением 37 kV при соединении фаз звездой с заземленной нейтралью

короткого замыкания надо ориентироваться не только на качественную сторону коротких замыканий, но и на число их. Само собой разумеется, что короткие замыкания не должны следовать одно за другим, а должны производиться через промежутки времени, достаточные для полного охлаждения кабеля. Что касается числа коротких замыканий, которым может подвергаться кабель за время эксплуатации, то это лучше всего установить, проанализировав данные какой-либо большой сети.

В настоящей работе испытательное число коротких замыканий было выбрано по данным Мосэнерго о распределении числа аварий по фидерам; принято оно было с полуторным запасом, равным десяти. Число это было проверено по немецкому статистическому материалу, который дал еще меньшую величину.

Для определения влияния нагрева кабеля током короткого замыкания на электрическую прочность его изоляции и для установления предельной температуры нагрева жилы производились короткие замыкания на отрезках кабеля и измерялись электрические механические и физико-химические характеристики его изоляции до нагрева его током короткого замыкания и после десятикратного прогрева.

Электрические характеристики снимались как с целого кабеля, так и отдельно с бумажных лент изоляции. С целого кабеля снималась кривая ионизации, т. е. $\text{tg} \delta = f(E)$, между прогреваемыми жилами и между жилами и оболочкой (рис. 14, 15, 16, 17) и кривая ускоренной жизни. На рис. 16 и 17 представлены полученные кривые ионизации; на них по оси абсцисс отложено напряжение, приложенное к кабелю (в киловольтах), а по оси ординат значения $\text{tg} \delta$.

На рис. 18 даны две кривые ускоренной жизни, для прогретых до разных температур отрезков кабеля при 37 kV. По оси абсцисс отложена температура кабеля,

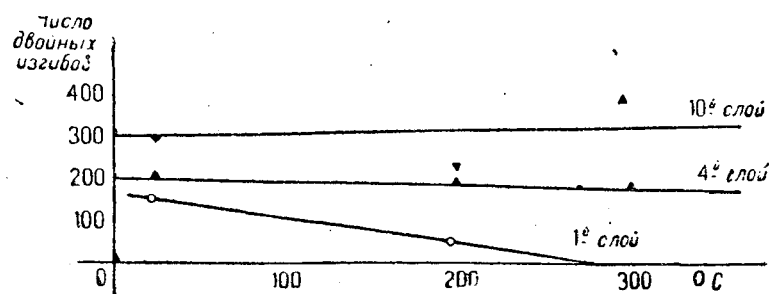


Рис. 19. Число изгибов в зависимости от температуры жилы при коротком замыкании

до которой он прогревался во время коротких замыканий, а по оси ординат—время до пробоя. Одна кривая построена по средним точкам продолжительности жизни кабеля, прогретого до определенной температуры, а другая—по максимальному времени до пробоя, из всех образцов, прогретых до данной температуры.

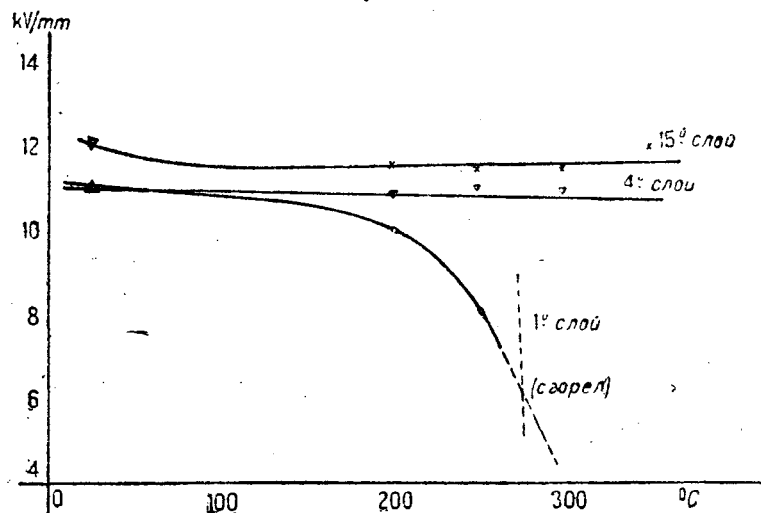


Рис. 20. Электрическая крепость в зависимости от температуры жилы при коротком замыкании

Что касается характеристик, снятых с отдельных слоев бумаги, то они оказались мало показательными, поэтому в виде примера приводим только две из них, именно: число изгибов в зависимости от температуры жилы при коротком замыкании и пробивное напряжение для отмытой бумаги также в зависимости от температуры жилы при коротком замыкании. Кривые сняты для различных слоев бумаги, считая от жилы.

Как видно из этих рисунков, изменение в характеристиках как всего кабеля, так и отдельных слоев

изоляции происходит примерно с 200°C нагрева кабеля при коротком замыкании, а начиная с электрической прочность резко убывает, так что есть тот предел температуры, выше которого изоляции недопустим.

Заключение

1. Вычисление температуры нагрева методами, учитывающими отход тепла, дает значительно меньшие температуры.

2. Вычисление температуры перегрева при выдержках времени более 1 сек. следует вести с учетом отхода тепла (см. прилагаемый метод).

3. Процент тепла, поглощаемый изоляцией за время короткого замыкания, зависит, кроме длительности короткого замыкания, от конечной температуры нагрева и от сечения; на малых сечениях поглощение тепла изоляцией жилы дает больший эффект в отношении снижения температуры.

4. Повреждаемость бумаги изоляции кабеля происходит лишь в слоях, прилегающих к жиле, и начиная при температурах нагрева от 250° и выше. Электрическая прочность кабеля резко убывает, начиная с нагрева жилы кабеля свыше 250°C.

5. На повреждаемость изоляции кабеля большее влияние может иметь способ прокладки его, т. е. имели ли препятствия к его перемещению. Исследование влияния прокладки кабеля на его механическую повреждаемость является актуальным вопросом, решение которого может быть произведено совместно с эксплуатирующими организациями, при наличии больших мощностей.

6. На 6-kV кабелях с медными жилами нагрев при коротком не должен превосходить 250°C.

Отсасывание энергии от проводов и высоковольтных линий передач

(По данным иностранной литературы)

Инж. Е. В. Калинин

Ленинград

В последнее время в иностранной технической литературе появился ряд статей, из которых видно, что емкостное отсасывание энергии от высоковольтных линий передач возможно экономически и технически. Принципиально можно различить три типа установок, к описанию которых мы и перейдем.

1. Антенная связь¹⁾

Если в электростатическое поле линии передачи внести антенну, идущую параллельно линии передачи, она примет некоторое напряжение, зависящее от геометрического расположения проводников линии и антенны. При омической нагрузке напряжение в антенне садится, а при индуктивной повышается. Если отношение активного тока к реактивному будет сохраняться в известных пределах, то рабочее напряжение у нагрузки можно держать приблизительно постоянным. Опытная установка, описанная Deuser на 110-kV линии передачи, подтвердила практическую целесообразность устройства. В качестве антенны был применен защитный трос, отсоединенный на расстоянии 2,8 км от опоры и изолированный изоляторами „Дельта“. Геометрическое расположение проводников в данной установке показано на рис. 1, а схема соединений на

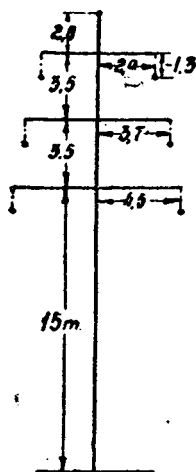


Рис. 1. Геометрическое расположение проводников в опытной установке для отсасывания энергии (по Deuser) при помощи антенны (размеры в м)

рис. 2. Нагрузка отводилась через трансформатор напряжения 20 kV. Дроссельные катушки, изображенные на рис. 2, служат для поддержания постоянным напряжения в 120 kV у нагрузки. данной установки, при напряжении на антенне в 30 kV можно было снять приблизительно 1 kW с 1 км антенны.

На рис. 3 показана зависимость от нагрузки напряжения у приемника и в антенне. Более подробных данных, а также расчетов установки Deuser не приводит.

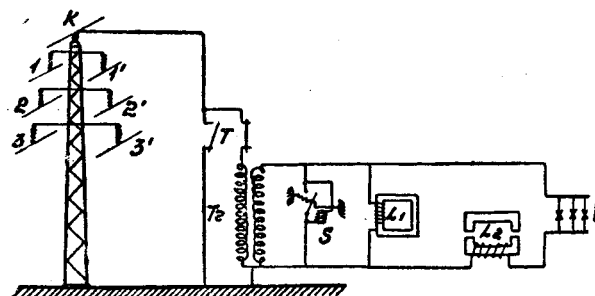
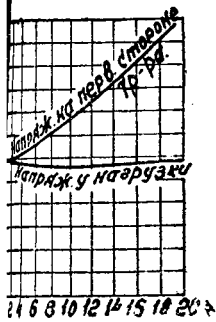


Рис. 2. Схема соединений в опытной установке по отсасыванию энергии при помощи антенны (по Deuser)

1, 2, 3, 1', 2', 3' — высоковольтные провода; K—изолированный трос (антенна); T—разъединитель; T₂—трансформатор; S—автоматический выключатель; L₁, L₂—дроссельные катушки для регулирования напряжения; B—нагрузка

¹⁾ Deuser S. Z. 1923, № 8/9, стр. 392—393.



3. Напряжение у нагрузки и на вторичной стороне трансформатора в зависимости от тока нагрузки

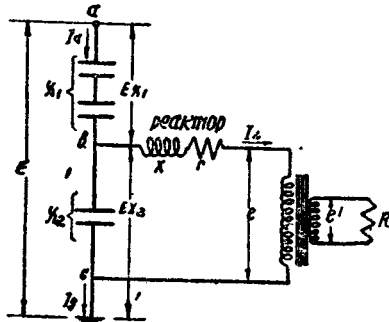
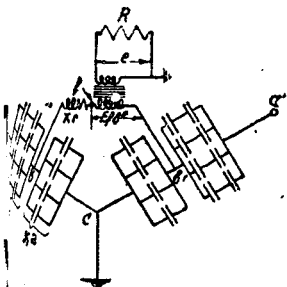


Рис. 4а. Однофазная схема для отсасывания энергии от одного провода (по Cartland'у)

2. Связь при помощи емкостей

Потенциометрическое питание. Принципиальная схема подобной установки показана на рис. 4а для питания от одной фазы и на рис. 4б для питания от двух фаз. В обоих случаях связь осуществляется посредством емкостей. Нагрузка берется вторичной стороны стандартного распределительного трансформатора на $11000 \div 220$ В, присоединенного через реактор к конденсаторам потенциометрически. Возможно обойтись и без трансформатора, но в этом случае необходимо потенциометрически поделить напряжение до $110 \div 22$ В, что экономически невыгодно²⁾. Упрощенный³⁾ расчет подобной установки произведем для напряжения на первичной стороне трансформатора. В этом случае, характеристику его, можно найти и вторичное напряжение. Ближне в схеме рис. 4 трансформатор может быть для замены последовательно включенными самоиндукцией и сопротивлением, величина которых является с изменением нагрузки. Такая видоизмененная схема дана на рис. 5а и 5б.



4б. Однофазная схема для отсасывания энергии от двух проводов (по Cartland'у)

Примем следующие обозначения: E — напряжение на линии относительно земли, x_1 — емкостное сопротивление верхней группы конденсаторов, x_2 — емкостное сопротивление нижней группы конденсаторов, x — индуктивное сопротивление реактора, R — активное сопротивление нагрузки, X — индуктивное сопротивление нагрузки, e — напряжение у нагрузки, e_0 — напряжение холостого хода (последние четыре величины, пересчитанные на первичную сторону трансформатора). Направление токов, принятое для расчетов, а также обозначение показано на рис. 5. Простой расчет показывает, что в случае питания от одной фазы (рис. 5а) напряжение у нагрузки

$$\bar{e} = \frac{\bar{E}(R + jX)}{\frac{x_1 + x_2}{x_2} \left[(r + R) + j(x + X) - j \frac{x_1 x_2}{x_1 + x_2} \right]} \quad (1)$$

нагрузка безиндуктивная, $X = 0$ и

$$\bar{e} = \frac{\bar{E}}{\frac{x_1 + x_2}{R x_2} \left[r + R + j \left(x - \frac{x_1 x_2}{x_1 + x_2} \right) \right]} \quad (2)$$

если мы выберем величину самоиндукции реактора

$$x = \frac{x_1 x_2}{x_1 + x_2}, \quad (3)$$

$$e = - \frac{\bar{E}}{\frac{x_1 + x_2}{x_2} \left(\frac{r}{R} + 1 \right)}$$

Если бы мы смогли сделать реактор с активным сопротивлением, равным нулю, то

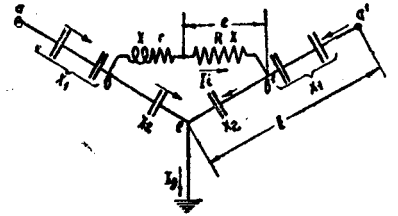
$$\bar{e} = \frac{\bar{E} x_2}{x_1 + x_2}, \quad (4)$$

т. е. напряжение у приемника было бы постоянно независимо от нагрузки. Рассматривая схему питания от двух фаз (рис. 5б), обозначим $\bar{E}_{ca}' = E$, тогда

$$\begin{aligned} \bar{E}_{ca} &= E(0,5 + j \cdot 0,866), \\ \bar{E}_{ca} &= -j(x_2 + x_1) \bar{I}_{ab} + jx \bar{I}_L, \\ \bar{E}_{ca}' &= -ix_2(\bar{I}_{a'b'} + \bar{I}_L) - jx_1 \bar{I}_{a'b'}. \end{aligned} \quad (6)$$

$$0 = -jx_2(\bar{I}_{ab} - \bar{I}_L) - [r + R + j(x + X)] \bar{I}_L + jx_2(\bar{I}_{a'b'} + \bar{I}_L) \quad (7)$$

Рис. 5б. Теоретическая схема, соответствующая рис. 4б.



Решая уравнения (5), (6) и (7) для \bar{I}_L и умножая \bar{I}_L на $R + jx$, найдем

$$\bar{e} = \frac{E(1,5 - j \cdot 0,866)(R + jx)}{-\frac{x_1 + x_2}{x_2}(r + R) + j[2x_1 - \frac{x_1 + x_2}{x_2}(x + X)]} \quad (8)$$

Если нагрузка безиндуктивная, то $X = 0$ и

$$\bar{e} = \frac{E(1,5 - j \cdot 0,866)R}{-\frac{x_1 + x_2}{x_2}(r + R) + j[2x_1 - \frac{x_1 + x_2}{x_2}X]} \quad (9)$$

Если мы величину реактора выберем такой, что $x = \frac{2x_1 x_2}{x_1 + x_2}$,

$$X \frac{x_1 + x_2}{x_2} = 2x_1$$

то
и

$$\bar{e} = \frac{E(1,5 - j \cdot 0,866)}{-\frac{x_1 + x_2}{x_2 R}(r + R)} \quad (10)$$

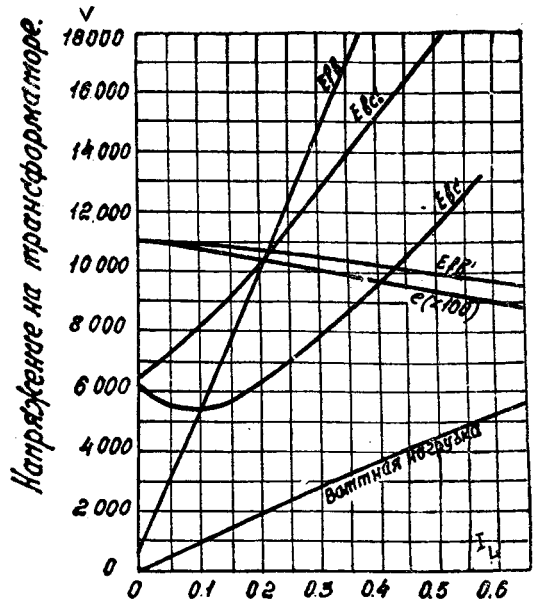


Рис. 6. Нагрузочные и регулировочные характеристики установки по рис. 5б (по Cartland'у)

Если активное сопротивление реактора равно нулю, то мы получаем напряжение у приемника, независимое от нагрузки. При этой схеме напряжение у нагрузки в фазе с напряжением U_{aa} , кроме того, ток через землю меньше чем при схеме питания от одной фазы, а именно: считая, что нагрузка безиндуктивная, и реактор выбраны согласно вышеприведенным условиям.

Для схемы 5а:

$$\bar{e} = \bar{E} \left[\frac{x_2^2}{(x_1 + x_2)^2 (r + R)} + j \frac{1}{x_1 + x_2} \right] \quad (11)$$

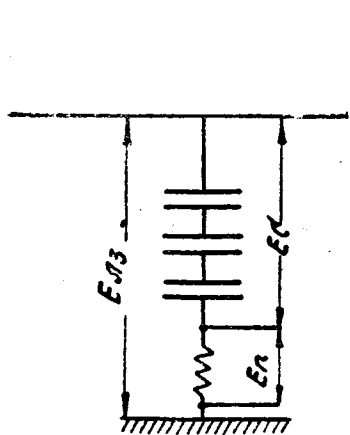


Рис. 7. Схема соединений установки для отсасывания энергии по методу последовательного питания (по Н. Руссу)

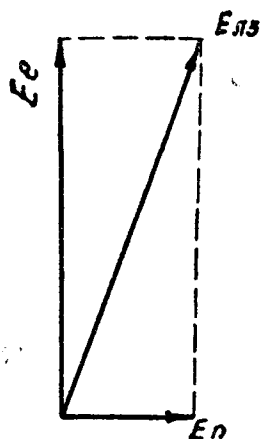


Рис. 8. Векторная диаграмма установки по рис. 8

а для схемы 5 б:

$$T_g = E \frac{0,5 + j \cdot 0,866}{-j(x_1 + x_2)} \quad (12)$$

Мы видим, что, применяя соответствующие постоянные схемы, теоретически можно добиться хорошей регулировки напряжения у нагрузки.

Для того чтобы получить представление о работе всей схемы, рассмотрим рис. 6, где изображена зависимость напряжения в различных частях схемы от нагрузки для установки на 2,5 kW активной нагрузки, отсасываемой от 66-kV линии. В данном случае емкость верхней группы конденсаторов равна 0,016 μF и емкость нижней группы конденсаторов 0,08 μF , максимальный коэффициент самоиндукции реактора 176 Н, трансформатор на 11 000/110 В. Из рис. 6 мы видим, что при увеличении нагрузки напряжения в некоторых частях схемы очень быстро растут, что создает опасность пробоя. Поэтому, несмотря на еще сравнительное постоянство напряжения даже до 5 kW, данная установка рассчитана всего на 2,5 kW. Для защиты от повышения напряжения нижнюю группу конденсаторов, а следовательно, и реактор и трансформатор, защищают искровыми промежутками.

Последовательное питание⁴⁾

Если в качестве источника света применить высоковольтные неоновые лампы, то, так как они при своей работе требуют всего нескольких десятков миллиампер, их можно экономично присоединить к линии последовательно с конденсаторами. Схема соединений показана на рис. 7, а векторная диаграмма напряжений на рис. 8. Так как неоновые лампы создают чисто омическую нагрузку, то векторы E_n и E_c сдвинуты под прямым углом. В таком случае при значительном изменении сопротивления нагрузки полное сопротивление, а следовательно, и ток, изменяются незначительно. Такое свойство схемы позволяет применить последовательное питание неоновой лампы. При порче какой-нибудь лампы особым приспособлением она автоматически закорачивается. На рис. 9 изображена зависимость полного тока от числа работающих элементов для схемы, присоединенной к 110-kV линии. Емкость группы конденсаторов составляет 0,001 μF . Каждая неоновая лампа рассчитана на 25 mA и 3 000 V; всего в группе включено последовательно шесть ламп. Из рис. 9 мы видим, что даже при порче пяти ламп через последнюю протекает нормальный ток. Таким образом подобная схема представляет очень надежный источник света. Вследствие особого спектра свет такого неоновая маяка в ясную погоду хорошо виден за 8 км. Кроме того, его легко отличить от другого земного освещения. Это свойство позволяет с успехом применить неоновые маяки в качестве распознавательных знаков для воздушных путей сообщения. Для зажигания неоновых ламп требуется приблизительно двойное напряжение. При схеме по рис. 7 имеется даже избыток напряжения, нужного для пуска.

3. Область применения схем для отсасывания энергии

В процессе описания схем мы видим, что последовательное питание применяется для неоновых маяков. Зажечь обыкновенные осветительные лампы при такой схеме экономически нецелесообразно, так как такие лампы потребляют значительно больше энергии, а следовательно, для их питания нужны конденсаторы большей

емкости. Кроме того, при последовательном включении ламп является высокое напряжение относительно земли, которое опасно в жилые или рабочие помещения невозможно. Таким образом, область применения схемы последовательного питания ограничивается неоновыми маяками.

Емкостная потенциометрическая связь, а также антенная связь пригодна для преимущественно осветительной нагрузки, но, вероятно, питание небольших моторов по сравнению с мощностью установок вполне возможно.

Экономически выгодно такие установки применять на линиях очень высокого напряжения, от 44 kV и выше, и на мощностях от 1 до 25 kW, т. е. там, где не строятся трансформаторы на большие мощности.

Преимущественно активный характер нагрузки и невозможность даже кратковременной перегрузки ограничивает область применения емкостного питания для маяков воздушных путей сообщения, освещения переходов через большие реки и для освещения станций и колхозов, расположенных вблизи магистральных линий электропередач. Но как мы видим, возможно питание небольших моторов по сравнению с мощностью установок. В связи с большим числом имеющихся и строящихся в СССР линий передач магистрального значения очень высокого напряжения отсасывание энергии от проводов имеет чрезвычайно большое значение в деле турбообслуживания районов, лежащих вдоль линий.

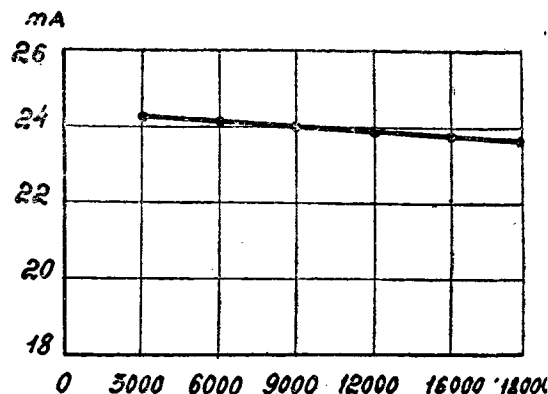


Рис. 9. Рабочий ток при различном числе неоновых трубок в установке по рис. 7 на 110-kV линии. Каждая неоновая трубка на 3 000 V

Поэтому необходимо исследовательским институтам изучить особенности схем, построить опытные установки и передать их в промышленность для освоения производства. В частности, необходимо поставить исследование возможности питания моторной нагрузки мощностью которой соизмерима с мощностью установок, с целью осуществления возможности электрической обработки полей и таких схем, а также для широкого использования электрической привода в хозяйстве совхозов и колхозов. Кроме сравнительно мощных схем от 1 kW и выше, строятся маломощные схемы порядка сотен ватт для зарядки аккумуляторов, а также для питания синхронизирующих устройств.

Конструктивные особенности схем

В качестве конденсаторов применяются обычные конденсаторы слюдяные или бумажные, заключенные в фарфоровую оболочку, которые можно вешать последовательно, подобно гирлянде изолаторов. Каждый такой конденсатор рассчитан обычно на сравнительно небольшое рабочее напряжение и имеет не очень большую емкость, поэтому для питания емкостных схем собираются группы из нескольких параллельных цепей, последовательно включенных в гирлянды конденсаторов (схема рис. 4 б). Вследствие большой собственной емкости конденсаторов при последовательном включении их в противоположность тому, что мы имеем на гирлянде изолаторов, напряжение распределяется равномерно. Такие гирлянды конденсаторов применяются при питании установок на несколько киловатт (1÷2). В этом случае все оборудование свободно помещается на опоре, и конденсаторы подвешиваются к гирлянде. При большей мощности установки взорвано более экономично применять высоковольтный кабель, и такой кабель нужно будет укреплять под опорой на особой конструкции.

Трансформатор и реактор применяются стандартные распределительные на 11 kV. Реактор можно перенести в низковольтную часть, в этом случае, конечно, его величину придется пересчитать соответственно коэффициенту трансформации и трансформатора, а трансформатор взять с небольшой индукцией в железе (рис. 6). Нагрузка отводится от опоры низковольтным кабелем или воздушной проводкой. Если применяется антенная связь, то в качестве антенны с точки зрения грозных перенапряжений более рационально применить антенну, подвешенную под проводами, чем над ними.

⁴⁾ Russ, AEG-Mitt., сентябрь 1930, стр. 526-527.

Работа асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями в фазах ротора

Инж. И. С. Брук
Харьков

От редакции. Вопрос расчета реостатов с неравными сопротивлениями отдельных фаз для асинхронного двигателя в настоящее время не является актуальным, ввиду неэкономичности регулировки при помощи этого метода. Однако статьи инж. Брука И. С. и Горохова Н. В. представляют известный интерес для некоторых случаев регулировки в крановых устройствах и подъемниках.

Статья инж. Брука освещает данный вопрос с точки зрения теории, получивший особенное развитие в последнее время в Америке для исследования несимметричных систем машин переменного тока—теории продольного и поперечного поля.

Статья инж. Горохова рассматривает тот же вопрос с точки зрения теории разложения несимметричных систем на симметричные на основании работ немелкой и русской литературы.

В схемах контроллерного управления асинхронными двигателями применяется метод регулирования скорости, основанный на неодновременном переключении сопротивлений в фазах ротора. Сущность этого метода сводится к следующему. В обычном (симметричном) состоянии переход с одного положения на другое связан с одновременным и одинаковым изменением сопротивлений во всех фазах ротора. Например, при трех ступенях сопротивления (рис. 1) получим четыре положения реостата, которым при данном вращающемся моменте соответствуют четыре скорости двигателя. Для увеличения скорости необходимо увеличить количество ступеней реостата, что влечет за собой удорожание аппаратуры.

Есть, однако, другой путь для увеличения числа скоростей. Если, например, осуществить переход от положения 1 к положению 2 (рис. 2) путем последовательного выключения сопротивлений r_1 , то вместо одной скорости, соответствующей положению реостата 2, получим еще две промежуточные скорости. В положениях реостата 1 и II (рис. 2) сопротивления в фазах ротора неодинаковы. Это влечет за собой несимметрию роторных токов и образование инверсного вращающегося поля. Задача сводится к выяснению количественных связей, определяющих степень ухудшения характеристик двигателя по сравнению с нормальным включением.

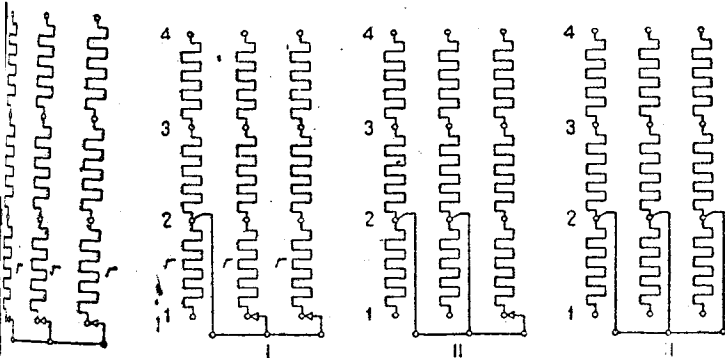


Рис. 1. Схема нормального реостата

Рис. 2. Схема регулирования по методу неравных сопротивлений

Разберем простейший случай двигателя с многофазной симметричной обмоткой на статоре и с двухфазным симметричным ротором. Влиянием высших гармонических, насыщением и потерями железа пренебрегаем. Все электрические и магнитные величины принимаются выраженными в относительных значениях на базе номинальной мощности. Единицей скорости является синхронная скорость двигателя при номинальной частоте.

Работу двигателя, ротор которого замкнут на два неравных сопротивления r_1 и r_2 , можно представить в следующем виде.

Магнитное поле в воздушном зазоре наблюдателя, перемещающегося вместе с ротором, представляется в виде двух потоков Φ_1 и Φ_2 , пульсирующих с частотой скольжения и сдвинутых по пространству на половину полюсного деления (рис. 3). Пространственные оси обоих потоков можно выбрать так, чтобы они впадал в осями фаз обмотки ротора. Магнитодвижущая сила обмотки статора может быть в каждый момент времени представлена в виде двух составляющих A_1 и A_2 , совпадающих по направлению (пространству) с потоками Φ_1 и Φ_2 . При отсутствии насыщения токи Φ_1 и Φ_2 пропорциональны соответствующим магнитодвижущим силам A_1 и A_2 , но не совпадают с последними по фазе из-за наличия токов в роторе. Сказанное учитывается следующими соотношениями:

$$\Phi_1 = A_1 z'_2, \quad \Phi_2 = A_2 z''_2, \quad (1)$$

z'_2 и z''_2 — комплексные операторы 1) В общем случае Φ_1 и Φ_2 не равны и образуют поток прямой последовательности

$$\vec{\Phi} = \frac{1}{2} (\Phi_1 + \Phi_2) \quad (2)$$

и поток обратной последовательности

$$\vec{\Phi} = \frac{1}{2} (\Phi_1 - \Phi_2) \quad (3)$$

Поток $\vec{\Phi}$ вращается в пространстве с постоянной синхронной скоростью ω_0 . Поток $\vec{\Phi}$ — со скоростью $\omega_0(1 - 2s)$, где s — скольжение ротора. Магнитодвижущая сила обмотки статора также может быть представлена в виде двух симметричных систем: системы токов прямой последовательности:

$$\vec{A} = \frac{1}{2} (A_1 + A_2) \quad (4)$$

и системы токов обратной последовательности:

$$\vec{A} = \frac{1}{2} (A_1 - A_2). \quad (5)$$

В обмотке статора токи прямой последовательности пульсируют с частотой сети f , токи обратной последовательности — с частотой $(2s - 1)f$.



Рис. 3. Магнитные потоки в двигателе с двухфазным ротором

Напряжения, индуцированные в обмотке статора потоками прямой и обратной последовательности, пропорциональны производению потока на скорость вращения его в пространстве. Это дает

$$\vec{E} = \vec{\Phi} \quad (6)$$

для прямой последовательности и

$$\vec{E} = \vec{\Phi} (2s - 1) \quad (7)$$

для напряжения обратной последовательности.

Предполагая, что двигатель присоединен к сети с симметричным напряжением прямой последовательности $\vec{U} = 1$, получаем следующие уравнения равновесия:

$$1 = \vec{U} = \vec{E} + \vec{A} z_s = \vec{\Phi} + \vec{A} (R_1 + jx_1), \quad (8)$$

$$0 = \vec{E} + \vec{A} z'_s = \vec{\Phi} (2s - 1) + \vec{A} [R_1 + jx_1 (2s - 1)], \quad (9)$$

где $R_1 + jx_1 = z_s$ — импеданс обмотки статора при частоте сети f , $R_1 + jx_1 (2s - 1) = z'_s$ — импеданс обмотки статора при частоте $(2s - 1)f$.

Подставив значения Φ_1 и Φ_2 из уравнения (1) и выразив A_1 и A_2 через \vec{A} и \vec{A} , получим следующую систему уравнений для определения \vec{A} и \vec{A} :

$$\frac{\vec{A} z'_2 + \vec{A} z''_2}{2} + \vec{A} \frac{z'_2 - z''_2}{2} + \vec{A} z_s = 1, \quad (10)$$

$$\frac{\vec{A} z'_2 - \vec{A} z''_2}{2} + \vec{A} \frac{z'_2 + z''_2}{2} + \vec{A} \frac{z'_s}{2s - 1} = 0. \quad (11)$$

Замечая, что $z_1 = z'_2 + z_s$ и $z_2 = z''_2 + z_s$ представляют полные импедансы (одной фазы) двигателя при скольжении s для того случая, когда в фазы ротора включены равные сопротивления r_1 и соответственно r_2 , и решая систему уравнений (10) и (11) относительно \vec{A} , получаем:

$$\frac{1}{\vec{A}} = \frac{z_1 + z_2}{2} - \frac{(z_1 - z_2)^2}{2 R_1} \frac{1 - s}{2s - 1} \quad (12)$$

1) Численное значение z'_s , соответствующее z''_s , определяется как импеданс цепи, образованной параллельным включением импеданса ротора (при скольжении s) и импеданса возбуждения.

Из уравнения (11) определяем так называемый коэффициент несимметрии токов γ :

$$\gamma = \frac{\overrightarrow{A}}{\overleftarrow{A}} = \frac{\frac{z_1 - z_2}{2}}{\frac{z_1 + z_2}{2} + 2R_1 \frac{1-s}{2s-1}} \quad (13)$$

Амперметр, включенный в цепи обмотки статора, показывает при не слишком медленных пульсациях „паразитного“ тока \overrightarrow{A} , эффективное значение A_p , суммарного тока статора A^* определяется по формуле

$$A_p = \sqrt{|\overleftarrow{A}|^2 + |\overrightarrow{A}|^2} \quad (14)$$

Обычно сопротивление R_1 обмотки статора незначительно по сравнению с индуктивным и сказывается оно весьма слабо на величине токов прямой последовательности A . Если пренебречь сопротивлением R_1 , то во всем диапазоне работы двигателя, за исключением зоны, примыкающей к половинной синхронной скорости, можно пользоваться следующей простой формулой, вытекающей из (12), если положить $R_1 = 0$:

$$\overleftarrow{A} \approx \frac{z_1 + z_2}{2z_1 z_2} = \frac{1}{2} (I_1 + I_2) \quad (15)$$

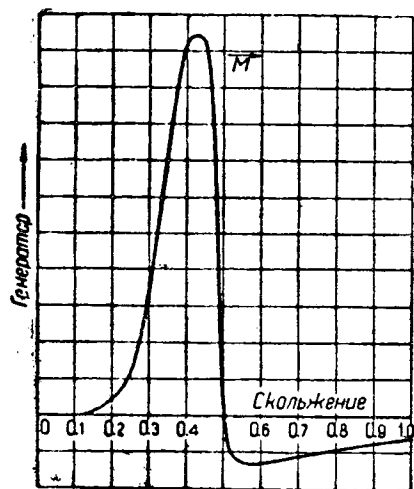


Рис. 4. Изменение вращающего момента токов обратной последовательности в функции скольжения.

Смысл этой формулы чрезвычайно прост и сводится к следующему.

Ток прямой последовательности \overleftarrow{A} , протекающий по обмотке статора при работе двигателя с двумя неравными сопротивлениями r_1 и r_2 в фазах ротора, равен полусумме токов I_1 и I_2 статора, соответствующих работе двигателя с равными сопротивлениями r_1 и соответственно r_2 при одном и том же скольжении.

На величине токов обратной последовательности \overrightarrow{A} сопротивление статора сказывается значительно сильнее, в особенности вблизи половинной синхронной скорости ($s = 0,5$). Поэтому формулой

$$\overrightarrow{A} \approx \frac{z_1 - z_2}{2z_1 z_2} = \frac{1}{2} (I_1 - I_2) \quad (16)$$

можно пользоваться лишь при небольших значениях скольжения.

Формула (16) получается из (13) и (15), если положить $R_1 = 0$. Из нее вытекает, что ток низкой частоты численно равен полуразности токов статора (I_1 и I_2) соответствующих работе двигателя при равных сопротивлениях в роторе для случая, когда последние равны r_1 и соответственно r_2 . При этом надо иметь в виду сказанное выше о пределах применимости формулы (16).

Переходя к определению вращающего момента, мы можем и его представить состоящим из двух слагающих: момента \overleftarrow{M} , обусловленного

током прямой последовательности, и момента \overrightarrow{M} , создаваемого током обратной последовательности (среднее значение момента, обусловленного взаимодействием токов статора и ротора различной последовательности, равно нулю, этот момент здесь не рассматривается).

Результирующий момент

$$M_r = \overleftarrow{M} + \overrightarrow{M}$$

Момент M определяется так же, как и в обычном асинхронном двигателе. Численное значение его равно

$$|\overrightarrow{A}|^2 \frac{R_1}{2s-1}$$

Таким образом для M_2 можно написать следующее выражение:

$$M_r = P - |\overleftarrow{A}|^2 R_1 - |\overrightarrow{A}|^2 \frac{R_1}{2s-1}$$

или

$$M_r = R_e \overleftarrow{A} - |\overrightarrow{A}|^2 R_1 - \gamma^2 |\overleftarrow{A}|^2 \frac{R_1}{2s-1} \quad (17)$$

где P — подводенная мощность. Символом R_e обозначена действительная часть комплекса A .

Из этих соотношений видно, что вращающий момент, обусловленный током частоты $(2s-1)f$ является, тормозящим (генераторным) при скорости, превышающей половину синхронной ($s < 0,5$) и ускоряющим при $s > 0,5$. Зависимость этого добавочного момента от скорости (рис. 4) дается выражением:

$$\overrightarrow{M} = \gamma^2 |\overleftarrow{A}|^2 \frac{R_1}{2s-1} \quad (18)$$

Существенное значение имеет максимальное значение тормозящего момента, так как в неблагоприятном случае (при большом значении этого момента) нагруженный двигатель может задерживаться на половине синхронной скорости, вблизи которой момент \overrightarrow{M} имеет максимум. Обычно этот максимум лежит настолько близко к $s = 0,5$, что при определении его можно вместо \overleftarrow{A} принять его значение при $s = 0,5$. Для этого случая

$$\overrightarrow{M}_{\max} \approx \max \left\{ |\overleftarrow{A}|^2 \frac{R_1}{2s-1} \left| \frac{z_1 - z_2}{z_1 + z_2 + 4R_1 \frac{1-s}{2s-1}} \right|^2 \right\} \quad (19)$$

Нетрудно получить непосредственно формулу для максимального

момента. Принимая, как уже указывалось для \overleftarrow{A} , z_1 и z_2 их значения при $s = 0,5$, мы сводим отыскание максимального момента определению максимальной мощности, выделяющейся в сопротивлении

$$\frac{R_1}{2s-1}, \text{ включенном последовательно с импедансом } \frac{z_1 + z_2}{2} - R_1.$$

Сказанное вытекает из выражения (19), если рассматривать \overleftarrow{A} , z_1 и z_2 как постоянные. Условие максимума приводит к известному соотношению: максимум мощности имеет место при равенстве импеданса генератора и приемника, т. е.

$$\pm \left| \frac{z_1 + z_2}{2} - R_1 \right| = \frac{R_1}{2s-1} \quad (20)$$

Из уравнения (20) получаем два значения для s , при котором наступает максимум \overrightarrow{M} . Одно из них, соответствующее знаку плюс, больше 0,5. Другое значение скольжения, соответствующее знаку

минус, меньше 0,5. Подставив вместо члена $\frac{R_1}{2s-1}$ в выражение (19) значение этого члена из уравнения (20), получим выражение для максимального момента

$$\overrightarrow{M}_{\max} \approx \pm |\overleftarrow{A}|^2 \left| \frac{z_1 + z_2}{2} - R_1 \right| \left| \frac{\frac{z_1 - z_2}{2}}{\frac{z_1 + z_2}{2} - R_1 \pm \left| \frac{z_1 + z_2}{2} - R_1 \right|} \right|^2 \quad (21)$$

Значения \overleftarrow{A} , z_1 и z_2 следует взять для случая $s = 0,5$.

При вычислении максимального момента $\overrightarrow{M}_{\max}$ можно, как легко

видеть из формулы (21), пользоваться значениями импеданса, вытекающими из простейшей круговой диаграммы асинхронного двигателя (без учета сопротивления статора). Эта диаграмма (Гейланда) дает сразу значения $z_1 - R_1$ и $z_2 - R_1$ для соответствующих сопротивлений ротора r_1 и r_2 .

Проведем расчет для двигателя, имеющего следующие данные: ток холостого хода $I_0 = 0,6$ нормального, ток короткого замыкания (идеальный) 8-кратный, сопротивления в фазах ротора $r_1 = 12\%$, $r_2 = 5\%$. Для скольжения $s = 0,5$ определяем из круговой диаграммы токи:

$$\text{для } r_1 = 12\% \quad I_1 = 3 - j \cdot 2,2, \\ \text{для } r_2 = 5\% \quad I_2 = 3,52 - j \cdot 5,09$$

действующие значения импеданса $z_1 - R_1$ и $z_2 - R_2$ равны

$$\begin{aligned} \frac{1}{I_1} &= 0,217 + j \cdot 0,159; & \frac{1}{I_2} &= 0,092 + j \cdot 0,133; \\ |z_2|^2 &= 0,0162; & |z_1 + z_2 - 2R_1| &= 0,425; \\ A &= \frac{I_1 + I_2}{2} = 3,26 - j \cdot 3,645; \\ |A|^2 &= 23,9; \\ M_{\max} &= 23,9 \cdot \frac{0,425}{2} \cdot \frac{0,0162}{|0,425 - 0,309 - j \cdot 0,292|^2} = 0,835 \end{aligned}$$

ищающий момент здесь выражен в долях нормальной мощности двигателя в киловольтамперах.

Приведенный выше расчет достаточно иллюстрирует применение для полного решения остается еще разобрать практически важный случай двигателя с трехфазным ротором.

Более ясно, что электромагнитная связь между отдельными фазами ротора приводит к более сложным соотношениям. Точное решение, не представляя принципиальных затруднений, принимает неудобную форму и требует кропотливых вычислений, что, естественно, снижает его практическую ценность. Поэтому в приложении замечена лишь схема точного расчета.

Для практического применения ниже дано приближенное, но тем не менее достаточно точное и простое решение.

Приближенный метод для трехфазного ротора

Суть метода заключается в замене трехфазного ротора, замкнутого на три неодинаковых сопротивления r', r'' и r''' , эквивалентным двухфазным с сопротивлениями r_1 и r_2 . Сопротивления эквивалентного двухфазного ротора определили таким образом, чтобы потери в них (отнесенные к одной фазе) были равны потерям в сопротивлениях исходного ротора (также отнесенным к одной фазе). Кроме того, допустим что отношение составляющих прямой и обратной последовательности роторного тока (коэффициент несимметрии) было одинаково в обоих случаях. Для этого рассмотрим трехфазную систему, состоящую из трех сопротивлений r', r'' и r''' , соединенных в звезду и включенных на симметричное напряжение, равное единице. Для такой системы сопротивление r_{III} (одной фазы) для прямой последовательности определяется известной форму-

$$r_{III} = \sqrt{\frac{r'r'' + r''r''' + r'''r'}{r' + r'' + r'''}} = \frac{r' + r'' + r'''}{3} (1 - \gamma_{III}^2), \quad (22)$$

коэффициент несимметрии

$$\gamma_{III} = \sqrt{1 - 3 \frac{r'r'' + r''r''' + r'''r'}{(r' + r'' + r''')^2}} \quad (23)$$

Для двухфазной системы, состоящей из двух сопротивлений r_1 и r_2 и включенных на симметричное напряжение, равное единице, сопротивление r_{II} для токов прямой последовательности (отнесенное к одной фазе) выражается простой формулой:

$$r_{II} = \frac{r_1 + r_2}{2} (1 - \gamma_{II}^2), \quad (24)$$

коэффициент несимметрии для двухфазной системы

$$\gamma_{II} = \frac{r_1 - r_2}{r_1 + r_2}. \quad (25)$$

Если $r_{III} = r_{II}$ и $\gamma_{III} = \gamma_{II} = \gamma$, получаем из уравнений (22)÷(25):

$$r_1 = \frac{1}{3} (r' + r'' + r''') (1 + \gamma) \quad (26)$$

$$r_2 = \frac{1}{3} (r' + r'' + r''') (1 - \gamma). \quad (27)$$

В частном случае, когда одна из фаз трехфазного ротора разомкнута (например, $r''' = \infty$)

$$r_{III} = r' + r'' \quad (r''' = \infty)$$

двухфазного ротора в этом случае

$$r_{II} = 2r_1 \quad (r_2 = \infty).$$

Если $r_{III} = r_{II}$, получаем,

$$r_1 = \frac{r' + r''}{2}$$

Таким образом, сопротивления эквивалентного двухфазного ротора определяются весьма просто как среднее арифметическое трех сопротивлений трехфазного ротора, умноженное на $1 \pm \gamma$.

Дальнейший расчет производится по формулам, выведенным выше для двухфазного ротора. Например, для двигателя с трехфазным ротором, замкнутым на сопротивления 20,5 и 3%, определяем по формуле (23). Коэффициент несимметрии

$$\gamma = \sqrt{1 - 3 \frac{20,5 + 5,3 + 3 \cdot 20}{(20 + 5 + 3)^2}} = 0,575$$

Сопротивления эквивалентного двухфазного ротора:

$$r_1 = \frac{20 + 5 + 3}{3} (1 + 0,575) = 14,7\%$$

$$r_2 = \frac{20 + 5 + 3}{3} (1 - 0,575) = 3,96\%$$

Приведенные расчеты показывают, что расхождение результатов, вычисленных по приближенному и точному методам (см. приложение) незначительно и составляет всего несколько процентов даже при значительной несимметрии.

ПРИЛОЖЕНИЕ

Двигатель с трехфазным ротором

Попрежнему представим поле в воздушном зазоре в виде двух потоков $\vec{\Phi}$ и $\vec{\Phi}$, вращающихся относительно ротора со скоростью $s \omega_0$. Напряжения, индуцированные $\vec{\Phi}$ в симметричной трехфазной обмотке ротора, образуют систему прямой последовательности \vec{E} . Поток $\vec{\Phi}$ вызывает систему напряжений обратной последовательности \vec{E} . Для определения токов в фазах ротора надо представить напряжения \vec{E} и \vec{E} действующими на три соединенных в звезду импеданса z_2', z_2'' и z_2''' , каждый из которых состоит из реактансы фазы ротора x_2 и сопротивления обмотки плюс сопротивление рассматриваемой фазы реостата, отнесенных к скольжению (рис. 5). Полученные таким образом токи ротора образуют систему прямой последовательности \vec{I}_r и систему обратной последовательности \vec{I}_r .

Введя вспомогательные величины:

$$z_0 = \frac{1}{3} (z_2' + z_2'' + z_2'''), \quad (28)$$

$$z_1 = \frac{1}{3} (z_1' + az_2'' + a^2 z_2'''), \quad (29)$$

$$z_2 = \frac{1}{3} (z_2' + a^2 z_2'' + az_2'''), \quad (30)$$

где $a = e^{j \frac{2\pi}{3}}$. Можно, пользуясь методом симметричных координат, вывести следующие соотношения:

$$\vec{\Phi} = \vec{I}_r z_0 + \vec{I}_r z_2, \quad (31)$$

$$\vec{\Phi} = \vec{I}_r z_0 + \vec{I}_r z_1. \quad (32)$$

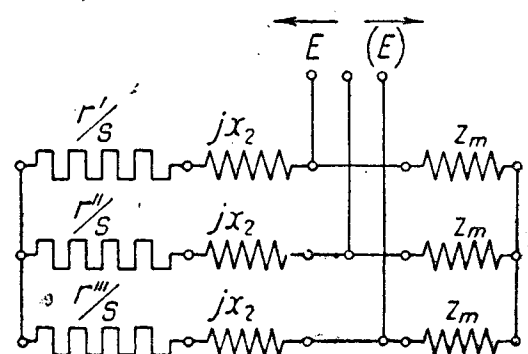


Рис. 5. Эквивалентная схема для расчета токов в трехфазном роторе с неравными сопротивлениями r', r'' и r''' .

Магнитодвижущая сила статора может быть разложена на систему прямой последовательности \vec{A} и систему обратной последовательности \vec{A} . Магнитодвижущая сила статора отличается от магнитодвижущей силы ротора на величину, необходимую для возбуждения магнитного потока рассматриваемой последовательности, т. е.

$$\vec{A} = \vec{I}_r + \frac{\vec{E}}{z_m} = \vec{I}_r + \frac{\vec{\Phi}}{z_m} \quad (33)$$

и

$$\vec{A} = \vec{I}_r + \frac{\vec{E}}{z_m} = \vec{I}_r + \frac{\vec{\Phi}}{z_m}, \quad (34)$$

где z_m — импеданс возбуждения (рис. 5).

Подставив значения \vec{I}_r и \vec{I}_r из уравнений (31) и (32) в уравнения (33) и (34), получим систему уравнений, связывающих $\vec{\Phi}$ и $\vec{\Phi}$ с \vec{A} и \vec{A} . Полагая, что двигатель присоединен к симметричной сети с напряжением прямой последовательности $\vec{U} = 1$, мы можем воспользоваться системой уравнений (8) и (9), в которые

вместо $\vec{\Phi}$, $\vec{\Phi}$, \vec{A} и \vec{A} необходимо подставить их значения из уравнений (31), (32), (33) и (34), т. е. положить:

$$\vec{A} = \frac{\vec{\Phi}}{z_m} + \frac{\vec{\Phi} z_0 - \vec{\Phi} z_2}{z_0^2 - z_1 z_2}, \quad (35)$$

$$\vec{A} = \frac{\vec{\Phi}}{z_m} + \frac{\vec{\Phi} z_0 - \vec{\Phi} z_1}{z_0^2 - z_1 z_2}. \quad (36)$$

Такова схема точного расчета. Результата мы здесь не приводим, так как пользоваться им для практических расчетов нецелесообразно. Чтобы получить более наглядное представление о работе двигателя с несимметричным трехфазным реостатом, пренебрежем на время намагничивающими токами прямой и обратной последовательности, т. е. положим

$$\frac{\vec{\Phi}}{z_m} = \frac{\vec{\Phi}}{z_m} = 0.$$

Тогда, очевидно, магнитодвижущие силы статора и ротора будут равны, т. е. $\vec{I}_r = \vec{A}$ и $\vec{I}_r = \vec{A}$. Решая для этого случая совместно уравнения (25), (26), (8) и (9) и определяя \vec{A} , получим:

$$\vec{A} = \frac{z_0' + 2R_1 \frac{1-s}{2s-1}}{z_0' \left(z_0' + 2R_1 \frac{1-s}{2s-1} \right) - z_1' z_1''},$$

где

$$z_0' = R_1 + jx_1 + \frac{1}{3}(z_2' + z_2'' + z_2''') = \frac{1}{3}(z' + z'' + z'''),$$

z' — полный импеданс двигателя, в фазы ротора которого включены три равных сопротивления r_2' ; z'' — то же, но для трех равных сопротивлений r_2'' ; z''' — то же для трех равных сопротивлений r_2''' ; z_1' и z_1'' построены аналогично z_1 и z_2 , т. е.

$$z_1' = \frac{1}{3}(z' + az'' + a^2 z'''); \quad z_1'' = \frac{1}{3}(z' + a^2 z'' + az''').$$

Выражение (37) для токов прямой последовательности можно значительно упростить, если отбросить члены $2R_1 \frac{1-s}{2s-1}$ в числителе и знаменателе. Влияние их сказывается лишь вблизи половинной синхронной скорости. В результате получим следующее выражение:

$$\vec{A} \approx \frac{z' + z'' + z'''}{z' z'' + z'' z''' + z' z'''}$$

Выражение (38) представляет, как известно, проводимость прямой последовательности для случая включения трех импедансов z' , z'' и z''' на симметричную трехфазную систему напряжений.

Полученный результат можно сформулировать следующим образом: ток прямой последовательности (ток частоты сети) в статоре двигателя, работающего с двумя неодинаковыми сопротивлениями r' , r'' и r''' в роторе, равен току прямой последовательности в системе трех импедансов z' , z'' и z''' , включенных на симметричную трехфазную систему напряжений. Импедансы z' , z'' и z''' отвечают работе двигателя с заданным скольжением при трех одинаковых сопротивлениях в роторе, равных r' , r'' и r''' соответственно.

Неточность, обусловленная пренебрежением намагничивающим током, компенсируется тем, что в выражение (38) входят только импедансы, учитывающие и намагничивающий ток.

Л и т е р а т у р а

- Linville, Trans. 1932.
Dreyfus L. Theorie d. Drehstrom-Asynchronmotors in einphasigen Schaltung, Berlin 1910.
Штурман Г. И. „Электротехнический вестник,“ (ВУКАИ) № 5, 6.
Апаров Б. П., „В. Т. и Э. Э.“ 1928, № 6 и 7.
Горохов Н. В., „В. Э.“ 1930 г. № 7—8.
Апаров Б. П. и Горохов Н. В., „В. Э.“ 1931, № 2 и 4

Расчет реостата асинхронного двигателя по схеме Калленберга¹⁾

Инж. Горохов Н. В.

Москва, МЭИ

Введение

Одним из простых способов пуска и регулирования скорости асинхронных бесколлекторных двигателей является включение в цепь ротора омических сопротивлений реостата. Наиболее распространенная схема включения реостата приведена на рис. 1. В этом случае во всех фазах ротора включены одинаковые по величине омические сопротивления фаз реостата, соединенные в

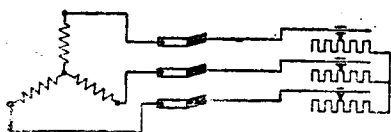


Рис. 1

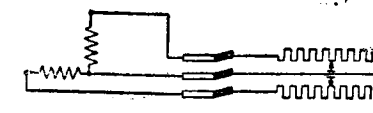


Рис. 3

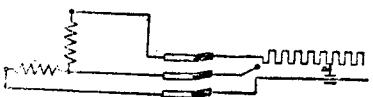


Рис. 4

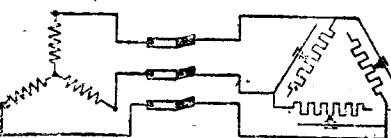


Рис. 2

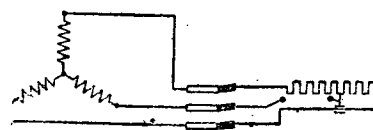


Рис. 5

звезду. Соединение фаз реостата можно произвести также и в треугольник (рис. 2), что позволяет уменьшить сечение проводов в отношении $1:\sqrt{3}$, при этом, конечно, увеличении их длины. В этих случаях при n ступенях реостата необходимо иметь $3(n+1)$ контактов и $3n$ секций активного материала реостата.

Имея в виду, что стоимость реостата является весьма значительной и может составлять до 30% и выше стоимости самого мотора, становятся понятными попытки изменить конструкцию реостата с целью понижения его стоимости. Эти изменения направлены в сторону уменьшения числа выполняемых контактов и секций сопротивления реостата.

Возможное упрощение состоит в употреблении трехфазных двигателей двухфазного ротора. В этом случае число секций уменьшается до $2n$, а число контактов до $2(n+1)$. При этом, однако, общее количество активного материала реостата будет такое же, как и для трехфазного ротора, контактные же кольца должны быть рассчитаны на силу тока, большую примерно на 40%, чем в первом случае. Коэффициент мощности и максимальный вращающий момент понижаются сравнительно с трехфазным ротором.

¹⁾ Работа была выполнена инж. Н. В. Гороховым в апреле 1931 г. и опубликована в журнале „Электротехника“ по независимым от автора обстоятельствам (Прим. редакции).

На рис. 3 приведена схема нормального включения реостата при двухфазном роторе. По Niethammer'у двухфазный пусковой реостат можно упростить согласно схеме рис. 4, что уже дает экономию на активном материале реостата. Это упрощение можно применить также и к трехфазному ротору²⁾ (рис. 5). В этом случае, как легко видеть из схемы рис. 5, пуск мотора завершается с однофазным ротором, так как фазы ротора включены последовательно на сопротивление реостата, третья же фаза во время пуска отключена. Переход с предпоследнего контакта на последний, что вызывает переход от последовательного соединения двух фаз к короткому замыканию трех фаз (нормальный трехфазный ротор) при надлежащем выключении называется весьма мало заметным.

На рис. 6 представлена еще одна возможная схема включения реостата. При пуске, как это ясно из рис. 6, все три фазы будут включены последовательно на сопротивление R . В конце пуска одна фаза A будет короткована, в то время как две остальные будут по-прежнему включены последовательно.

Приведенные на рис. 3—6 схемы, конечно, не исчерпывают все возможные варианты включения реостата, направленные к уменьшению веса активного материала реостата и приведены как примеры попыток решения оставленной задачи — удешевления стоимости реостата.

Наиболее известным и распространенным является упрощение реостата, предложенное Калленбергом (Kallenberg³⁾). На рис. 7 приведена схема пускового реостата асинхронного двигателя завода Sachsenwerk на 5 kW, выполненного по Калленбергу. При рассмотрении рис. 7 легко заметить, что при передвижении ползушки один контакт выключается каждый раз ступень

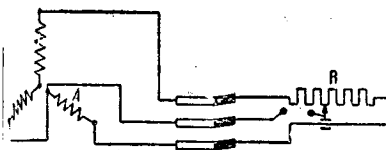


Рис. 6

только одной фазы, в то время как сопротивления двух других фаз остаются неизменными. При этом в те моменты, когда ползушки будут перекрывать контакты 2, 3—4, 5, 6—7, 8, 9—10, 11, 12, сопротивления отдельных фаз цепи ротора будут одинаковы, при положениях же ползушки на других контактах э. д. с. фаз ротора будут включены на несимметричную звезду сопротивлений реостата. Возможны, конечно, модификации этой основной схемы, в которых при движении ползушки будут выключаться ступени двух фаз одновременно. Включение по Калленбергу можно применить к реостату при двухфазном моторе, что в настоящее время является весьма употребительным, например, при крановом оборудовании.

Имея в виду значительное распространение реостатов, выполненных по схеме Калленберга, представляется необходимым иметь метод расчета реостата по этой схеме. В литературе нам пришлось встретить лишь общие указания в нормах VDE и два метода расчета: один в труде С. С. Garrard „Electric Switch and Controlling Gear“ и другой в статье E. Rossek „ETZ“, 1923, Н. 13. В первом из указанных трудов имеется ссылка (без указания источника) на принцип Field'a, заключающийся в том, что для трех неравных сопротивлений R_1 , R_2 и R_3 можно найти некоторое эквива-

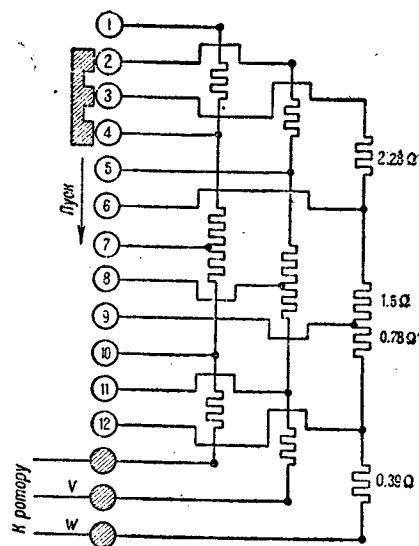


Рис. 7

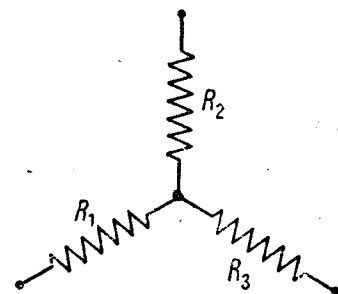


Рис. 8

лентное сопротивление R_3 , отвечающее определенным условиям (см. ниже). Исходя из этого положения, проведен расчет реостата Калленберга.

Rossek'ом предлагается рассматривать явления несимметричного включения для каждой фазы отдельно, без всякой зависимости от других фаз. Основываясь на этом Rossek считает возможным строить для каждой фазы отдельно круговую диаграмму (круг Гейланда). Крутящий момент двигателя считается суммой моментов отдельных фаз. Такое решение нам представляется неправильным. Неправильность решения подтверждается тем, что токи ротора, подсчитанные по предложенным нами и проверенным опытом формулам, не сходятся с данными Rossek'a. Кроме того, подобное представление привело Rossek'a к построению кривых тока статора, не соответствующих действительному положению дела⁴⁾.

Необходимо подчеркнуть, что в указанных методах расчета совершенно не учитывается возникновение „инверсного“ поля, вызывающего тормозной момент двигателя, обуславливающего возможность „застревания“ двигателя на скорости, близкой к полусинхронной. Предлагаемый ниже метод расчета реостата Калленберга исходит из необходимости уничтожения вредного влияния инверсного поля при полусинхронной скорости, по указанной выше причине, и при неподвижном его состоянии, учитывая пульсации тока в сети при подобном включении.

Выбор отношений α и β в реостате с неравными сопротивлениями фаз с точки зрения экономии активного материала реостата

При конструировании реостатов по схеме Калленберга является естественным поставить следующий вопрос: не существует ли такого соотношения плечей реостата, при котором для некоторых выбранных условий работы асинхронного двигателя вес активного материала реостата является наименьшим. Полное решение этой задачи ввиду большой сложности явлений, происходящих в асинхронном двигателе при включенных в цепь ротора неравных сопротивлениях фаз реостата, является весьма трудным. Поэтому поставленная задача решается приближенно. С этой целью оказывается весьма полезным ввести в расчет понятие „эквивалентного сопротивления“ R_0 , отвечающего некоторым условиям. Эквивалентное сопротивление⁵⁾.

$$R_0 \approx R_1 \frac{\alpha + \alpha\beta + \beta}{1 + \alpha + \beta}.$$

²⁾ F. Niethammer, „Die Elektromotoren, ihre Arbeitsweise und Verwendungsmöglichkeit“.

³⁾ Американский патент 614394.

Вологодская областная универсальная библиотека

⁴⁾ ETZ, 1923, Н. 613, S. 233, Abb. 5.

⁵⁾ Апаров и Горюхов, „ВТЭЭ“, 1929, № 4.

Суммарные сопротивления отдельных фаз цепи ротора складываются из сопротивлений ротора r_2 и неравных сопротивлений соответствующих фаз реостата

$$\begin{aligned} \rho_1, \rho_2 \text{ и } \rho_3: \\ R_1 = r_2 + \rho_1, \\ R_2 = r_2 + \rho_2, \\ R_3 = r_2 + \rho_3 \end{aligned}$$

и

$$\alpha = \frac{R_2}{R_1}, \quad \beta = \frac{R_3}{R_1}.$$

При этом под эквивалентным сопротивлением R_s понимается сопротивление, отвечающее следующим условиям:

1. При введении в цепь ротора вместо трех неравных сопротивлений R_1, R_2 и R_3 трех одинаковых R_s величина тепловых потерь P в цепи ротора не меняется и, наоборот, для каждого сопротивления можно подобрать три неравных сопротивления R_1, R_2 и R_3 , обуславливающих неизменность тепловых потерь;

2. Скольжение и ускорение движения ротора в том и другом случае одинаковы⁶⁾.

Принимая во внимание условие 2, можно считать, что в этом случае величиной, характеризующей объем активного материала реостата, является мощность тепловых потерь цепи ротора P . В таком случае задачу можно сформулировать следующим образом: каково должно быть соотношение плечей реостата, чтобы при постоянных тепловых потерях в цепи ротора вес и объем активного материала реостата был наименьшим.

Тепловые потери в цепи ротора равны

$$P = I_1^2 R_1 + I_2^2 R_2 + I_3^2 R_3. \quad (1)$$

Введя обозначения:

$$\begin{aligned} \alpha = R_2 : R_1 > 1, \quad C_2 = I_2 : I_1, \\ \beta = R_3 : R_1 > 1, \quad C_3 = I_3 : I_1, \end{aligned}$$

Получим равенство (1) в следующем виде:

$$P = I_1^2 R_1 (1 + \alpha C_2^2 + \beta C_3^2). \quad (2)$$

Если обозначить

$$K = \rho_1 : r_2,$$

$$R_1 = \rho_1 + r_2 = r_2 \left(1 + \frac{\rho_1}{r_2}\right) = r_2 (1 + K),$$

так что равенство (2) получится в виде:

$$P = I_1^2 r_2 (1 + K) (1 + \alpha C_2^2 + \beta C_3^2). \quad (3)$$

Найдем объем активного материала сопротивления реостата.

Введем следующие обозначения: l_1, l_2, l_3 — длины сопротивлений реостата, s_1, s_2, s_3 — сечения сопротивлений, Δ_s — плотность тока, которую примем одинаковой для всех фаз реостата, δ_s — удельное сопротивление материала реостата.

Для объема активного материала реостата можно написать следующее равенство:

$$V = l_1 s_1 + l_2 s_2 + l_3 s_3. \quad (4)$$

Так как

$$I_1 = s_1 \Delta_s, \quad I_2 = s_2 \Delta_s, \quad I_3 = s_3 \Delta_s,$$

$$\frac{l_2}{l_1} = C_2 = \frac{s_2 \Delta_s}{s_1 \Delta_s} = \frac{s_2}{s_1} \text{ и } \frac{l_3}{l_1} = C_3 = \frac{s_3}{s_1},$$

так что

$$s_2 = C_2 s_1 \text{ и } s_3 = C_3 s_1.$$

Так как, далее:

$$\rho = \frac{l}{s} \delta \text{ и } l = \frac{\rho s}{\delta},$$

то

$$l_1 s_1 = \frac{\rho_1}{\delta} s_1^2, \quad l_2 s_2 = \frac{\rho_2}{\delta} s_2^2, \quad l_3 s_3 = \frac{\rho_3}{\delta} s_3^2. \quad (5)$$

Положим:

$$\alpha' = \rho_2 : \rho_1 \text{ и } \beta' = \rho_3 : \rho_1$$

так что

$$\begin{aligned} \alpha = \frac{R_2}{R_1} = \frac{\rho_2 + r_2}{\rho_1 + r_2} = \frac{\alpha' = \rho_2 : \rho_1 + r_2}{\rho_1 + r_2} = \frac{\alpha' \frac{\rho_1}{r_2} + 1}{\frac{\rho_1}{r_2} + 1} = \frac{\alpha' K + 1}{K + 1} \\ \beta = \frac{\beta' K + 1}{K + 1}. \end{aligned}$$

Тогда выражения (5) могут быть написаны в виде:

$$l_1 s_1 = \frac{\rho_1}{\delta} s_1^2, \quad l_2 s_2 = \frac{\rho_1}{\delta} s_1^2 \alpha' C_2^2 \text{ и } l_3 s_3 = \frac{\rho_1}{\delta} s_1^2 \beta' C_3^2 \quad (6)$$

и для равенства (4) получим следующее выражение:

$$V = \frac{\rho_1}{\delta} s_1^2 (1 + \alpha' C_2^2 + \beta' C_3^2);$$

введя

$$I_1 = s_1 \Delta_s \text{ и } \rho_1 = K r_2,$$

получим

$$V = \frac{r_2 K I_1^2}{\delta \Delta_s^2} (1 + \alpha' C_2^2 + \beta' C_3^2). \quad (7)$$

Разделив равенство (7) на (3), получим:

$$V = P \frac{K (1 + \alpha' C_2^2 + \beta' C_3^2)}{\delta \Delta_s^2 (1 + K) (1 + \alpha C_2^2 + \beta C_3^2)} \quad (8)$$

или, заменив

$$\alpha = \frac{\alpha' K + 1}{K + 1} \text{ и } \beta = \frac{\beta' K + 1}{K + 1}$$

после преобразований получим:

$$V = P \frac{K}{\delta \Delta_s^2 (K + \mu)}, \quad (8a)$$

где

$$\mu = \frac{1 + C_2^2 + C_3^2}{1 + \alpha' C_2^2 + \beta' C_3^2},$$

причем, как это легко понять, $\mu < 1$.

При $\alpha' = \beta' = 1$ (реостата с равными сопротивлениями фаз) имеем

$$C_2 = C_3 = 1 \text{ и } \mu = 1.$$

Применяя полученный результат к схеме рис. 8, в которой переменными величинами являются полные сопротивления фаз

$$R_1, R_2 \text{ и } R_3,$$

так что

$$\alpha' = \alpha \text{ и } \beta' = \beta,$$

что является предельным случаем схемы асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями фаз реостата, при котором $r_2 = 0$, мы получим формулу (8a) в следующем виде ($\mu = 1$):

$$\begin{aligned} V = P \frac{K}{\delta \Delta_s^2 (K + 1)} = P \frac{\rho_1 : r_2}{\delta \Delta_s^2 (1 + \rho_1 : r_2)} = \\ = P \frac{\rho_1}{\delta \Delta_s^2 (r_2 + \rho_1)} = P \frac{1}{\delta \Delta_s^2}, \end{aligned}$$

или

$$V \delta \Delta_s^2 = P = \text{const}, \quad (8b)$$

т. е. при постоянном значении P, δ, Δ_s , объем активного материала не зависит от изменения α и β , что физически не требует особых пояснений.

При $r_2 \neq 0$ относительное влияние r_2 можно приближенно учесть, исследуя формулу (8a), путем следующих рассуждений. При изменении величин α' и β' при данном ρ_1 (или K) будет изменяться и мощность тепловых потерь P . Меняя ρ_1 (или K) для выбранных α' и β' можно установить $P = \text{const}$. Таким образом в выра-

⁶⁾ Garrard, „Electric Switch and Controlling Gear“.

нии (8) переменной величиной, от которой зависит объем активного материала, реостата является:

$$K' = \frac{K}{K + \mu} \quad (9a)$$

Величина K' является весьма сложной функцией многих переменных и поэтому рассмотрим ее упрощение.

Верхним пределом для μ будет единица (нормальный реостат), нижний определится из ходовых значений величин α и β . Пользуясь приближенными значениями α и β (и C_s ⁷⁾), можно с достаточной для общего суждения точностью установить влияние величин α и β на величину K' .

Для $\alpha = \beta = 3$ получим для μ значение:

$$\mu \approx \frac{1,98}{3,94 + 1,96 \cdot K}$$

На рис. 9 приведены кривые зависимости $K' = f(K)$ для выбранных α и β ($\mu < 1$) и для $\mu = 1$.

Рассмотрение кривой 1 рис. 9, соответствующей $\mu = 1$ ($\alpha = \beta = 1$), позволяет подтвердить правильность физического смысла коэффициента K' .

Уравнение (9a) для случая $\mu = 1$ принимает вид:

$$K' = \frac{1}{1 + 1/K'} \quad (9b)$$

то равносильно

$$\rho = R \frac{1}{1 + 1/K'} = RK',$$

которое легко получается из условия

$$R_2 = r_2 + \rho = \rho \left(1 + \frac{1}{K'} \right).$$

Из кривой 1 рис. 9 и уравнения (9b) следует, что при данной мощности тепловых потерь в цепи ротора ($P = \text{const}$) влияние величины K на объем активного материала особенно значительно при малых значениях этого коэффициента K , что физически вполне понятно.

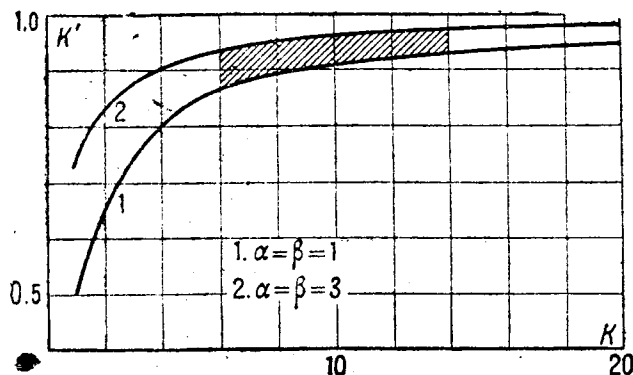


Рис. 9

Имея в виду, что в схеме Калленберга величину K определяет первая ступень реостата, так как дальнейшие ступени не являются самостоятельными и на вес активного материала реостата влиять не могут, будем исходить из значений K для нормальных реостатов, определяющих первую ступень. По нормам VDE величина K должна быть в пределах $\sim 6 \div 14$. По данным Iethammer'a может достигать величины, равной 30. Таким образом рассмотреть необходимо лишь заштрихованную область рис. 9. Максимальная разница ординат, выраженная в процентах от ординаты при $\mu = 1$ для данного интервала равна 8%.

Имея в виду, что при изменении α и β необходимо сменить также и K (например, при уменьшении α и β необходимо увеличить K), мы должны прийти к заключению, что изменение K' будет весьма незначительным

и таким образом не может оказать заметного влияния на вес активного материала реостата. Можно считать, что для употребительных, обычно небольших значений α и β при заданных тепловых потерях цепи ротора, изменение величин α и β не окажет заметного влияния на объем активного материала реостата и не может служить отправной точкой при расчете реостата по схеме Калленберга.

Расчет реостата асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями отдельных фаз

Из рассмотрения схемы замещения асинхронного двигателя при работе его с неравными сопротивлениями отдельных фаз реостата ρ_1 , ρ_2 и ρ_3 ⁸⁾ для крутящего момента можно получить следующее равенство

$$\mu = KI_0^2 \left(\frac{R_2}{s} - 2\gamma^2 U_w^2 \frac{r_1}{1 - 2s} \right) \quad (10)$$

здесь

$$K = \frac{P}{6,54 \pi f},$$

U_w — коэффициент трансформации статор-ротор, γ — коэффициент несимметрии прямой и инверсной систем ротора ($\gamma = \text{var}$), I_0 — прямая составляющая несимметричной системы токов ротора. Полученное выражение для момента совершенно подобно формуле Dreyfus'a ⁹⁾, для момента двигателя с однофазным ротором отличается от него только коэффициентом несимметрии γ , который при явлении Гергеса равен единице. Таким

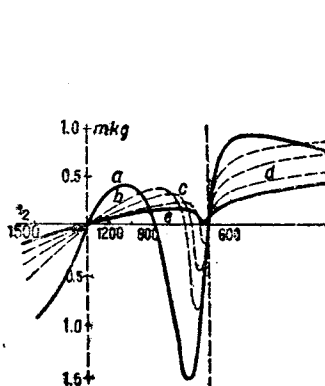


Рис. 10

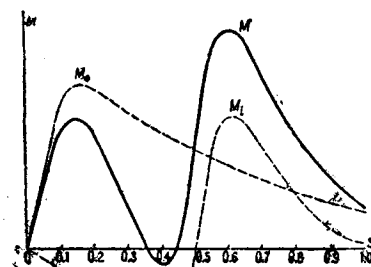


Рис. 11

образом кривая моментов для двигателя с неравными сопротивлениями фаз реостата в цепи ротора будет кривой Dreyfus'a, которая является частным случаем кривой уравнения (10).

На рис. 10 приведены кривые крутящих моментов двигателя с однофазным ротором, заимствованные из работы Dreyfus'a ¹⁰⁾. Характерной особенностью кривых крутящих моментов рис. 10 является наличие в них „прогибов“ при малых сопротивлениях цепи ротора, переходящих в отрицательный момент.

Из рассмотрения рис. 10 можно вывести весьма важное положение: отрицательный (тормозящий) момент проявляется для всех сопротивлений цепи ротора при скольжениях, изменяющихся в пределах от $s = 0,5$ до $s \approx 0,28$.

Применяя теорию разложения пульсирующего потока на прямую и инверсную составляющие, процесс работы асинхронного двигателя с однофазным ротором можно представить следующим образом. См. Круг К. А., „Асинхронные бесколлекторные двигатели“.

⁸⁾ Апаров, Исследование работы асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями фаз реостата, „ВТЭЭ“, 1928

⁹⁾ Апаров, Исследование работы асинхронного двигателя с неравными сопротивлениями фаз реостата, „ВТЭЭ“, 1928.

¹⁰⁾ Dreyfus, Die Theorie des Drehstromasynchronmotors in der einphasigen Schaltung

„Многофазное вращающееся поле статора пересекает обмотку вращающегося однофазного ротора и наводит в ней токи частоты скольжения s :

$$f_2 = sf_1.$$

Так как получившийся при этом ток ротора является однофазным, то он создает пульсирующую магнитодвижущую силу ротора ($МДС_1$), которая и вступает в взаимодействие с вращающейся магнитодвижущей силой статора ($МДС_1$).

Пульсирующую магнитодвижущую силу ротора ($МДС_2$) можно разложить по общему правилу на две магнитодвижущие силы $МДС_{2c}$ и $МДС_{2u}$ (синхронное — $2c$ и инверсное — $2u$, вращающихся относительно ротора с одинаковыми угловыми скоростями, но в противоположные стороны: $МДС_{2c}$ — в ту же сторону, что и ротор, и $МДС_{2u}$ — в обратную). Амплитуды этих магнитодвижущих сил одинаковы и равны половине амплитуды пульсирующего поля.

Так как частота пульсирующего тока равна f_2 , то скорости синхронной и инверсной м.д.с. относительно ротора одинаковы и равны

$$n = n_1 - n_2.$$

Скорость синхронной $МДС_{2c}$ относительно статора складывается из скорости n и переносной скорости вращения ротора n_2 , т. е. равна:

$$n + n_2 = n_1 - n_2 + n_2 = n_1,$$

т. е. $МДС_{2c}$ вращается с постоянной скоростью n_1 . $МДС_{2u}$ будет иметь в пространстве скорость:

$$n_2 - n = n_2 - (n_1 - n_2) = 2n_2 - n_1,$$

т. е. его скорость будет величиной переменной.

Синхронно вращающаяся $МДС_{2c}$ вступает в взаимодействие с $МДС_1$ статора и создает равнодействующее поле Φ и момент M_c как обычно.

$МДС_{2u}$ создает в обмотке статора э.д.с. и ток с частотой

$$f_{2u} = \frac{p(2n_2 - n)}{60} = \frac{pn_1}{60} \left[1 - \frac{2(n_1 - n_2)}{n_1} \right] = f_1(1 - 2s).$$

Эти токи переменной частоты f_{2u} замыкаются через статор в сети.

Таким образом $МДС_{2u}$ создает в обмотках статора и ротора токи, м.д.с. которых, складываясь, образуют результирующую м.д.с. и поток Φ_r , который перемеща-

ется в пространстве с переменной скоростью $2n_2$. Поток Φ_r , взаимодействуя с токами переменной частоты в статоре, создает дополнительный момент M_r . Значение этого момента зависит от величины s .

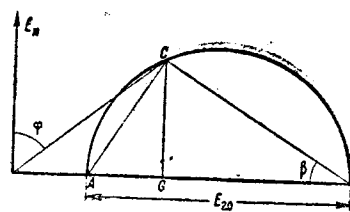


Рис. 13

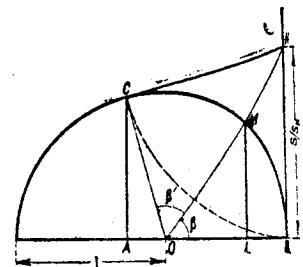


Рис. 14

Пусть $s > 0,5$. Тогда $n_2 < 0,5 n_1$,

$$n_2 = n_1(1 - s) < 0,5 n_1.$$

Разность $2n_2 - n_1$ отрицательна, т. е. поток Φ_i будет вращаться в сторону, противоположную вращению ротора, так что момент, создаваемый потоком Φ_i , будет направлен в сторону вращения ротора, т. е. будет движущим.

При $s = 0,5$

$$n_2 = 0,5 n_1, \quad 2n_2 - n_1 = 0$$

и поле Φ_i будет неподвижно относительно статора.

При $s < 0,5$

$$n_2 > 0,5 n_1;$$

разность $2n_2 - n_1$ положительна, поле Φ_i движется относительно статора в ту же сторону, что и ротор, момент M_i меняет знак, т. е. становится тормозящим.

Сложив эти оба момента, получим результирующий момент M (рис. 11).

Необходимо заметить следующее. При малых скольжениях поток Φ_i невелик (ток в роторе невелик) и вследствие большой сравнительно периодичности $(1 - 2s)f_1$ вторичных токов в статоре, они невелики (так как встречают большое кажущееся сопротивление), а потому момент вращения, с которым отстающий магнитный поток тормозит ротор, будет тоже не велик; синхронный поток действует на ротор с большим моментом, чем отстающий, и ротор вращается устойчиво со скоростью, близкой к синхронной. С увеличением нагрузки на валу возрастает ток в роторе, увеличивается s . Увеличивается поэтому по величине и отстающий поток; вторичные токи в статоре тоже будут возрастать, несмотря на уменьшение числа периодов $(1 - 2s)f_1$ индуктируемых э.д.с., так как будет уменьшаться для них кажущееся сопротивление статора:

$$z'_1 = \sqrt{r_1^2 + (1 - 2s)^2 x_1^2}.$$

При $s = 0,5$, как это легко понять, двигатель будет работать вполне устойчиво. Действительно, при нагрузке он немного затормозится ($s > 0,5$). Тогда, как было сказано выше, момент потока Φ_i будет действовать на ротор в ту же сторону, что и момент, получающийся от действия синхронного потока.

Таким образом многофазный двигатель с однофазным ротором имеет два устойчивых положения работы — одно около полусинхронной скорости, другое при скорости немного менее синхронной, когда влияние потока Φ_i мало.

Рассматривая работу двигателя с неравными омическими сопротивлениями фаз ротора как случай частичной одноосности, можно ожидать, как это следует и из теоретических соображений, „застревания“ двигателя на скорости, близкой к полусинхронной. Опыты подтверждают наличие „прогиба“ в кривой моментов синхронного двигателя при $R_1 \neq R_2 \neq R_3$. На рис. 12

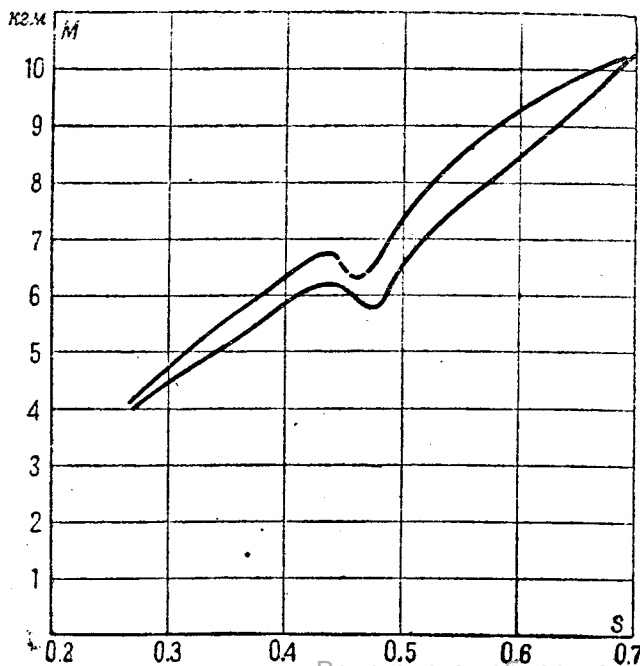


Рис. 12

ведены кривые крутящих моментов с ясно выраженными „прогибами“ при скольжении, близком к 0,5 (приведенные кривые заимствованы из данных исследований ХЭМЗ).

Указанное обстоятельство может быть положено в основу расчета реостата по схеме Калленберга и может быть сформулировано так: во избежание возможности „стремления“ двигателя на скорости, близкой к полусинхронной, выбор ступеней реостата должен производиться в принципе так, чтобы при выведении ступени реостата в опасной зоне реостат имел равные сопротивления отдельных фаз. Принимая во внимание более легкие условия работы двигателя с частичной мощностью по сравнению с однофазным ротором и учитывая условия расчета реостата, за предельные значения скольжения опасной зоны можно взять $0,5 \div 0,4$.

Имея в виду результаты, полученные выше, и принимая во внимание, что при неподвижном роторе несимметрия токов ротора полностью сказывается в сети, первую ступень реостата также целесообразно выполнить с равными сопротивлениями отдельных фаз.

Исходя из поставленных выше условий, расчет реостата можно вести по следующей схеме: задаются минимальным пусковым моментом $M_2 : M_k$ и скольжением на второй ступени s_2 или числом ступеней реостата и скольжений от $s=1$ до $s_i=0,5$. Отсюда определяется начальный пусковой момент $M_1 : M_k$. Далее, расчет ведется как для нормального трехфазного реостата. После определения ступеней число их уменьшают, объединяя несколько ступеней в одну. При этом сохраняют неизменной ступень, соответствующую скольжению $s_i \approx 0,5 \div 0,4$, и проверяют получившиеся ступени реостата в отношении коэффициента несимметрии токов γ_k . На основании опытов, γ_k можно гарантированно допустить не свыше 0,4 на скольжениях $s \geq 0,5$. На скоростях, близких к синхронной, влияние инверсного поля вообще незначительно, можно допустить и большие значения коэффициентов симметрии γ_k .

Номограмма для расчета ступеней реостата

Для облегчения подсчета ступеней реостата была разработана номограмма, облегчающая расчет. Рассмотрение диаграммы Гейланда (рис. 13) позволяет написать ряд следующих соотношений¹¹⁾:

$$M = \overline{CG} = \overline{CB} \sin \beta = AB \cos \beta \sin \beta = \frac{AB}{2} \sin 2\beta;$$

и как

$$\frac{AB}{2} \equiv M_k \text{ и } \beta = \arctg \frac{s}{s_k},$$

$$M = M_k \sin 2 \left(\arctg \frac{s}{s_k} \right), \dots \dots \dots (A)$$

$$s_k = \frac{r_2}{x_2} \text{ и } M_k \approx \frac{3}{2} \frac{I_{2k} E_{20}}{\omega_s}$$

Полученная формула (A) может быть путем простых преобразований приведена к известной формуле Лесса и выгодно отличается от последней тем, что может быть легко представлена геометрически.

На радиусе $\overline{OB}=1$ строится окружность (рис. 14). В точке B восстанавливается перпендикуляр \overline{BN} прямой OB . Если на прямой \overline{BN} отложить отрезок \overline{BK} , пропорциональный $s:s_k$, и радиусом \overline{BK} произвести засечку круга в точке C , то перпендикуляр \overline{AC} , проведенный из точки C , будет в некотором масштабе

давать крутящий момент M . Действительно, из $\triangle OCK$ и $\triangle OBK$ следует, что $\overline{OB}=\overline{OC}=1$, $\overline{KB}=\overline{KC}$ и OK —общая сторона, откуда $\angle \beta = \angle \beta'$, т. е. $\angle COB = 2 \beta$. Так как $\overline{BK} \equiv s:s_k$, то

$$\beta = \beta' = \arctg \frac{s}{s_k}$$

и

$$\overline{AC} = \overline{OB} \sin 2 \beta \equiv M_k \sin 2 \beta.$$

Таким образом отрезок AC дает величину крутящего момента M в том же масштабе, в каком отрезок \overline{OB} дает величину момента M_k .

Далее, из рис. 13 следует;

$$I_2 \equiv \overline{AC} = \overline{AB} \sin \beta \equiv M_k \sin \beta.$$

Из рис. 14 следует

$$\overline{ML} = \overline{OM} \sin \beta \equiv M_k \sin \beta,$$

т. е.

$$\overline{ML} \equiv I_2.$$

Если \overline{OM} в некотором масштабе изображает ток I_k , где I_k —идеальный ток короткого замыкания ротора, то

$$\overline{ML} \equiv I_k \sin \beta = I_k.$$

Если $I_k = 1$, то

$$\overline{ML} \equiv \frac{I_2}{I_k}.$$

Таким образом полученная диаграмма, являясь общей для всех асинхронных двигателей, легко позволяет построить кривые $M = f(s)$, $I_2 = f(s)$ и т. д. с точностью, определяющейся из допущений, принятых при построении диаграммы Гейланда.

Из диаграммы рис. 14 вытекает возможность построения номограммы, упрощающей подсчеты при определении ступеней реостата асинхронного двигателя. Приняв радиус \overline{OB} равным единице и в некотором масштабе равным M_k , мы имеем, что любой отрезок $\overline{AC} = M : M_k$. Делая построения согласно рис. 14—мы получим шкалу $M : M_k$. Далее, аналогично строим шкалу $I : I_k$. Номограмма, построенная указанным образом, приведена на рис. 15.

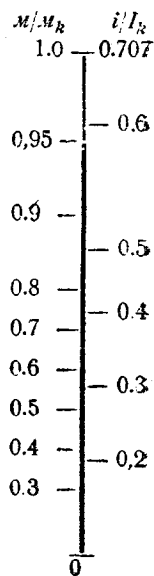


Рис. 15

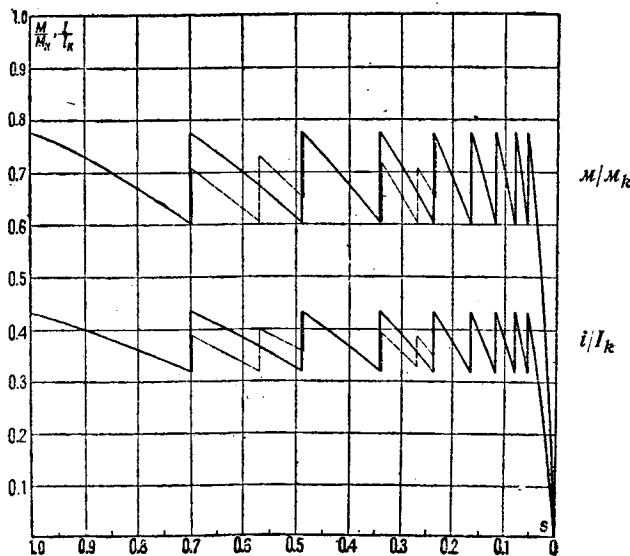


Рис. 16

Пользование номограммой покажем на примере, взятой у Jasse (стр. 109). У Jasse принято

$$\frac{M_1}{M_k} = 0,8.$$

Из номограммы имеем непосредственно

$$\frac{i_1}{I_k} = 0,45$$

Далее, по Jasse

$$\frac{i_2}{I_k} = \frac{0,45}{1,62} = 0,28,$$

из номограммы для этого значения получим

$$\frac{M_2}{M_k} = 0,53.$$

Подсчет скольжения s производится следующим образом. Для $M_1 : M_k = 0,8$ имеем $s_1 = 1$; для $M_2 : M_k = 0,53$, из номограммы в масштабе получится $s_2 = 0,575$. При переключении на вторую ступень момент меняется с $0,53 M_k$ до $0,8 M_k$; скольжение, соответствующее следующей ступени при переключении, при $M = 0,53 M_k$ должно быть пересчитано согласно формуле $s : s_k$ в отношении $0,575$ и будет равно $0,33$.

Далее, получим скольжения, соответствующие следующим ступеням тем же способом и равные $0,19, 0,109$ и т. д., совпадающие с таковыми же у Jasse.

Ниже приводится пример расчета реостата Калленберга.

Пример. Задаемся минимальным значением пускового момента $M_2 : M_k = 0,6$. Выбираем, как указано выше, скольжения, соответствующие первым ступеням: $1, 0,7, 0,49$, так что

$$\Delta = \frac{f(M_1)}{f(M_2)} = \frac{1}{0,7} = 1,43.$$

Момент получится по номограмме рис. 15 путем перерасчета отрезка, соответствующего моменту M_2 в отношении $1,43 : 1$.

Тогда получим

$$M_1 : M_k \approx 0,777.$$

Соответствующие этим моментам токи из номограммы будут равны:

$$i_k : I_k = 0,317 \text{ и } i_1 : I_k = 0,43.$$

Скольжения переключений будут иметь следующие значения, приведенные в табл. 1

Таблица 1

v	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
s_v	1	0,7	0,49	0,34	0,24	0,168	0,118	0,083	0,058	0,04

По полученным данным построены кривые $M/M_k = f(s)$ и $i/I_k = \varphi(s)$ (фиг. 16).

Как легко видеть, значения s могут быть приняты за „условные“ величины омических сопротивлений фаз ротора R' .

Приняв это во внимание, разбиваем данные табл. 1 на следующие ступени (табл. 2).

Таблица 2

v	1	2	3	4	5
R'	1	0,49	0,24	0,083	0,04

Проверяем выбранные ступени на допустимые значения коэффициентов несимметрии γ_k (табл. 3).

Таблица 3

v	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
R'_1	1	0,49	0,49	0,49	0,24	0,24	0,24	0,083	0,083	0,083	0,04	0,04
R'_2	1	1	0,49	0,49	0,49	0,24	0,24	0,24	0,083	0,083	0,083	0,04
R'_3	1	1	1	0,49	0,49	0,49	0,49	0,24	0,24	0,083	0,083	0,083
α	1	2,04	1	1	2,04	1	1	2,9	1	1	2,08	1
β	1	2,04	2,04	1	2,04	0,24	1	2,9	2,9	1	2,08	2,08
γ_k	0,0,21	0,25	0	0	0,21	0,25	0	0,28	0,39	0	0,22	0,28

При значениях γ_k , превосходящих указанный предел, необходимо произвести перегруппировку ступеней или изменить пределы скольжения s .

Проверим, далее, крутящие моменты и токи i , соответствующие выбранным ступеням реостата, пользуясь приближенной формулой для эквивалентного сопротивления

$$R_s \approx R'_1 \frac{\alpha + \alpha\beta + \beta}{1 + \alpha + \beta} = R'_1 K_1.$$

Проверку производим в пределах скольжения, отнимающих опасную зону, так как в областях, близких к синхронной, влиянием инверсных полей можно пренебречь. Результаты подсчетов сведены в табл. 4 и представлены в виде кривых на рис. 16 (пунктирные кривые).

Таблица 4

v	1	2	3	4	5	6	7
R'_1	1	0,49	0,49	0,49	0,24	0,24	0,24
K_1	1	1,623	1,258	1	1,623	1,258	1
R_s	1	0,796	0,617	0,49	0,389	0,303	0,24
M_1	0,777	0,714	0,732	0,772	0,714	0,708	0,7
M_2	0,60	0,60	0,650	0,60	0,60	0,650	0,6
i_1	0,43	0,387	0,397	0,427	0,388	0,384	0,4
i_2	0,317	0,317	0,352	0,317	0,317	0,344	0,3
S_1	1	0,7	0,57	0,49	0,343	0,272	0,2
S_2	0,7	0,57	0,49	0,343	0,272	0,24	0,1
$\Delta M\%$	0	—	—	0,5%	—	—	—
I_1/I_k	—	0,458	0,443	—	0,458	0,427	—

Перерасчет моментов производится по величине токов переключений, получаемых по вполне очевидному равенству:

$$\frac{i_1}{i_2} \sqrt{\frac{r_{v-1}^2 + s_v^2 x^2}{r_v^2 + s_v^2 x^2}},$$

где для данного примера $x = 0,491$.

Рассмотрение данных табл. 3 и 4 и кривых рис. 16 показывает достаточно хорошее совпадение кривых крутящих моментов и токов на ступенях, соответствующих переходу от неравных сопротивлений к равным, а также и то, что основные требования удовлетворены с достаточной степенью надежности как в смысле величин инверсных моментов, так и в случае обеспечения прохождения опасной зоны без искажения поля ($\alpha = \beta = 1$) при $s_1 \approx 0,49 \div 0,343$.

Далее, необходимо также проверить на максимальную величину тока ротора фазы с наименьшим сопротивлением. Проверка производится на основании следующих приближенных равенств.

$$I_s \approx I_0 \sqrt{1 + \gamma_k^2}, \quad I_0 = \sigma_0 I_1,$$

так что

$$I_1 \approx \frac{I_s}{\sigma_0 \sqrt{1 + \gamma_k^2}},$$

Полученные величины приведены в табл. 4. Они выходят за допустимые пределы.

Тридцать лет работы одного из крупнейших современных инженеров — И. Г. Александрова — резкой чертой разделяются на два периода. И. Г. и до революции занимался большими транспортными, ирригационными и энергетическими проблемами. Но этот период его замыслы не могли получить технического воплощения. После революции они превратились в технические проекты, вошли составной частью в народнохозяйственные планы, причем некоторые из них уже осуществлены.

Еще в годы студенческой практики И. Г. начал работать на строительстве ж. д. в Ср. Азии. Впоследствии он занялся водными изысканиями для сооружения ирригационных водохрани-

лиш. Большой опыт в этой области и тогда же проявившаяся смелость технических решений сочетались в предложенной И. Г. Александровым схеме ирригации Ферганы и др. районов. И в этой схеме и в других работах И. Г. масштаб работ и их комплексный характер отличают эти работы от современных им. Но в старой России эти проекты были неосуществимы.

После Октября и победы революции в гражданской войне перед научно-техническим творчеством открылись необъятные горизонты. Под руководством Ленина был разработан план ГОЭЛРО — «единственная наша в наше время марксистская попытка подведения под советскую надстройку хозяйственно отсталой России действительно реальной и единственно возможной при внешних условиях технически-производственной базы». (Сталин).*) В этом плане И. Г. принадлежит глава о транспорте. Одновременно началась работа над проблемой использования Днепровских порогов, которая привела к проекту Днепростроя.

При взгляде на эти грандиозные технические совершенные сооружения становится ясным и абсолютно ясным, что в них заложен небывалый в истории трудовой славы пролетарского коллектива и лишь высокий уровень политического, хозяйственного и технического руководства. Вместе с тем ясно видна глубина и смелость первоначального замысла. Проект Днепровской гидроэлектростанции, разработанный И. Г. Александровым, предлагает использовать энергию реки при помощи одной плотины, помещенной ниже порогов с подпором в 40 т. Этим самым было предопределено получение очень дешевой энергии, сосредоточенной в одном мощном источнике, что в свою очередь означало возможность коренной реконструкции всей промышленности. И. Г. принял активное участие в разработке путей этой реконструкции, и, в частности, в проектировании возле станции комбината электроемких производств. В то время нужен был исключительный народнохозяйственный кругозор, чтобы выйти в комбинате электроемких производств звено, соединяющее наиболее передовые тенденции техники и найти на Днепров-

ских порогах оптимальные условия для такого комбината.

В годы первой пятилетки И. Г. снова начал работать в области народнохозяйственных проблем Средней Азии. Средняя Азия в результате революции превратилась из колониальной тюрьмы народов в социалистическую страну. То что было неосуществимой мечтой до революции, стало теперь практически важным, настоятельным, неотложным. Единая система энергетики и ирригации, использование горных рек, которые отдадут свой потенциал станциям, а воду орошаемым полям, — то, о чем думал И. Г. на заре своей инженерной работы, легло в основу разработанной им в 1930 г. схемы электрификации Средней Азии. Одно из звеньев этой схемы — станция на Чирчике уже строится.

И. Г. Александров, принимавший самое деятельное участие в составлении как пятилетнего, так и генерального плана, горячо отзывался на директиву партии и правительства о передвижении промышленной базы на восток и приложил много труда к выяснению энергетических ресурсов Сибири и, в частности, ее водных сил. Проект Ангарастрога, разработанный под руководством И. Г., несмотря на то, что он еще пока является лишь черновым наброском, показывает поразительную смелость технических решений при самом тщательном учете всех условий строительства. Дело, как известно, идет о ряде станций в 2—2,5 млн. кВт каждая. Это будет сильнейшим рычагом коренной реконструкции Сибири и Дальнего Востока.

Нужно подчеркнуть общие черты, свойственные всем проектам И. Г. Это прежде всего поразительная смелость технических решений при самом тщательном учете всех условий строительства. Это — комплексный подход к проблеме. Днепр, Чирчик, Ангара, Волга — везде одновременно решаются и энергетические и транспортные или ирригационные задачи. Объединение районов между собой, создание транспортных магистралей всегда является руководящей идеей в работах И. Г. Нужно подчеркнуть далее, что во всех своих проектах И. Г. проявляет величайшую практичность, величайшее умение связывать большие далеко идущие перспективы с насущными задачами сегодняшнего дня. Везде ухвачено то звено, с которого нужно начать (Чирчик в Ср. Азии Черемхов в Ангарской проблеме и т. д.). Все эти свойства особенно необходимы в порученной ему сейчас работе — проектировании гидроэлектростанции и ирригационного узла в Камышине, которые должны навсегда покончить с засухой в Поволжье и создать там устойчивое земледелие.

Таковы этапы работы академика И. Г. Александрова. Они показывают, что может дать преданная и энергичная работа крупнейшего инженера и ученого, когда социалистическая революция открывает перед страной невиданные перспективы научно-технического творчества.



И. Г. Александров

Из работ ВЭИ

Мост для измерения потерь в диэлектриках

Наиболее распространенным методом определения качества диэлектриков в отношении выявления величины потерь в них является метод, основанный на применении так называемого моста Шеринга. В измерении определения угол сдвига фаз — между приложенным напряжением и током в диэлектрике. Этот угол и является основ-

ной характеристикой качества диэлектрика. Мост Шеринга позволяет делать испытания при зарядных токах от нескольких миллиампер до нескольких ампер, однако большие зарядные токи нужны лишь в одной ограниченной области электропромышленности — кабельной. Одним из основных элементов моста Шеринга является декадный прецизионный магазин емкостей — деталь чрезвычайно трудная в производстве, трудоемкая и технологически сложная.

Желая обойти применение этого элемента, а также учитывая наиболее ходовой диапазон зарядных токов, измерительный отдел ВЭИ разработал и построил опытный макет моста для измерения потерь в диэлектриках, в котором декадный магазин емкостей отсутствует

и заменен переменной индуктивностью, оказавшейся в изготовлении несравненно более легкой.

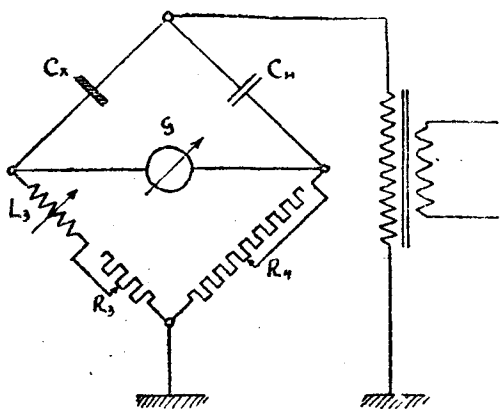


Рис. 1

Принципиальная схема такого моста показана на рис. 1. Для такой схемы при соответствующем выборе величин сопротивлений R_3 получается очень простое определение величины $\tan \delta$, которое сводится к отсчету по шкале переменной индуктивности и умножения его на числа 0,5; 2; 10. При этом для $\tan \delta$ перекрывается диапазон от 0,001 до 0,1 и для C_x от $1,6 \times 10^{-12}$ до $3,2 \cdot 10^{-9}$ F.

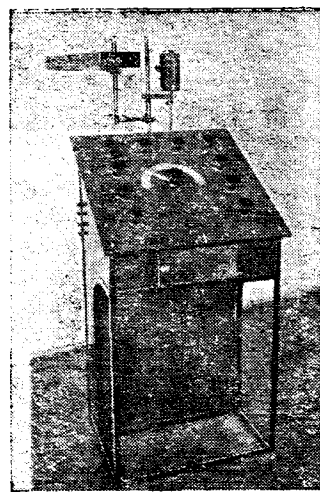


Рис. 2

Переменная индуктивность L_3 выполнена по Бруксу и представляет собою две пары неподвижных звенообразных катушек, между которыми вращается пара таких же подвижных катушек с зазором около 0,5 мм на каждую сторону. Вся система получается астатичной. Диапазон переменной индуктивности от 1 до 12,5 мН. Расчет индуктивности произведен графическим методом по способу, предложенному инж. Славниным. Элементы декадного магазина сопротивлений R_4 и сопротивления R_3 выполнены по способу, разработанному в ВЭИ в 1931 г., причем остаточные реакции в катушках не превышают следующих значений:

Для десятых ома	постоянная времени	максимально	$40 \cdot 10^{-8}$ сек.
" единиц "	" "	" "	$8 \cdot 10^{-8}$ "
" десяток "	" "	" "	$2 \cdot 10^{-8}$ "
" сотен "	" "	" "	$2,5 \cdot 10^{-8}$ "

Для декад магазина сопротивлений применена схема сокращенного числа катушек (5 вместо 9).

Все элементы схемы, включая питание и управление вибрационным гальванометром (системы ВЭИ), скомбинированы в пульте площадью 560×480 мм; максимальная высота его 1 080 мм при наклоне панели около 40° . На этом же пульте укреплено осветительное устройство для гальванометра и шкала с затенителем. Общий вид моста показан на рис. 2.

Произведенные испытания путем сравнения работы этого моста с мостом Шеринга в одинаковых условиях и с одним и тем же индикатором показали его полную пригодность для эксплоатации.

Инж. Андреа

Ферромагнитный шарик во вращающемся поле

Настоящая заметка является попыткой объяснения явлений, происходящих в общеизвестном опыте с шариком в трехфазном поле. Для постановки этого опыта необходимо разобрать трехфазный индукционный двигатель, вынуть ротор из статора и внутрь статора вложить плотно облегающий его прессшпановый цилиндр. Если на поверхность статора положить железный или стальной шарик, то при достаточной величине намагничивающего тока в статоре, создающего вращающееся магнитное поле, шарик начинает двигаться, описывая круги по внутренней поверхности статора. При этом известно, что шарик будет описывать круги в направлении обратном направлению вращения поля. Неоднократно делались попытки объяснить это тем или иным образом. Некоторые из этих объяснений оперировали даже диаграммами потоков рассеяния.

Ниже предлагается объяснение, отличное от ранее высказанных.

Если во вращающееся магнитное поле поместить кусок железа, то он будет участвовать в двух движениях: во-первых, он будет перемещаться вдоль линий поля в направлении большей индукции, т. е. от центра к периферии (явление прилипания к зубцам) и, во-вторых, он будет стремиться вращаться в направлении вращения поля вокруг своего центра инерции, если нет фиксированной оси, а если таковая имеется, то вокруг нее. Когда шарик лежит на поверхности статора, то попрежнему имеет стремление вращаться в направлении вращения поля. Поскольку ось вращения в данном случае есть мгновенная ось, проходящая через точку касания шарика и статора, то шарик будет катиться по поверхности статора в направлении, обратном вращению поля (рис. 1). Таким образом шарик ведет себя в магнитном поле точно так же, как и ротор, и какие-нибудь специальные объяснения этого опыта, основанные на электромагнитных явлениях, не требуются.

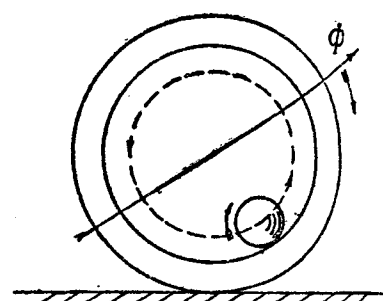


Рис. 1

Для подтверждения вышеизложенного автором был проделан следующий опыт: стальной шарик был укреплен на двух иглах таким образом, что мог вращаться с небольшим трением. Иглы вместе с шариком были смонтированы на деревянной колодке, которую можно было помещать в любом месте внутри статора.

Оказалось, как и следовало ожидать, что шарик во всех положениях внутри статора и в непосредственной близости от зубцов вращается в сторону вращения поля с соответствующим скольжением. При освобождении шарика с колодки он, продолжая вращаться в ту же сторону, начал катиться по поверхности статора в противоположную сторону. При этом статор был четырехполюсный (1 500 об/мин), диаметр статора 119 мм, диаметр шарика 7,22 мм и шарик делал при этом 90 об/мин по статору. Тогда число оборотов шарика вокруг собственной оси:

$$n = 90 \cdot \frac{119}{7,22} = 1\,480 \text{ об/мин.}$$

Последнее число прямо указывает, что шарик движется в направлении, обратном полю, только потому, что вращается вокруг своей оси в направлении поля с асинхронной скоростью.

Таким образом явление объясняется чисто кинематически.

Инж. С. А. Астафьев
Ленинград

Об изменениях в составе редколлегии журнала „Электричество“

Ввиду перехода на другую работу вне Москвы, инж. Я. А. Климовицкий освобожден по личной просьбе от обязанности ответственного редактора журн. „Электричество“, с оставлением в числе членов редколлегии. Редколлегия на своем заседании от 26 февраля с. г. отметила большую работу, проведенную т. Климовицким за

2 года его пребывания на посту ответственного редактора, совпавшую с юбилейной перестройкой журнала в направлении превращения его в боевой орган советской электротехнической мысли.

Ответственным редактором журн. „Электричество“ утвержден инж. Н. А. Сазонов.

ИБЛИОГРАФИЯ

Недоброкачественная книга

Регенерация трансформаторного масла. Труды I Всесоюзной конференции по регенерации трансформаторного и турбинного масел под редакцией проф. Л. В. Залужского, Всесоюзный энергетический комитет, Бюро по электроизолирующим материалам. Государственное энергетическое издательство, Ленинград—Москва 1932, печ. 1/2, черт. 10, тираж 1 000 экз., ц. 2 р. 50 к.

I Всесоюзная конференция по регенерации трансформаторных и турбинных масел состоялась 20—24 февраля 1932 г. Данная книга, которая представляет отчет о работах конференции, вышла в свет только в конце 1932 г. Казалось бы, что этот промежуток времени не был использован для соответствующей обработки материала, книга могла быть соответственно переработана.

Дело регенерации трансформаторных и турбинных масел—дело важное и весьма важное для народного хозяйства. Выхода этой книги для работников электростанций и все те, кому приходится иметь дело с регенерацией указанных масел.

Достаточно быстрого просмотра книги, чтобы увидеть, что материал либо не подвергался редакторской обработке, либо эта обработка была недостаточна. Ошибки нагромождены на всем протяжении книги, т. е. с самого начала и до конца. Имеются ошибки и лингвистического характера и ошибки по существу. Имеются и такие ошибки, которые должны считать вредными, так как они могут неверно ориентировать работников на местах.

Должен отметить, что доклады на конференции делались лучшими мастерами этого дела (т. е. трансформаторных и турбинных масел) СССР, и приписать им все нижеуказываемые нелипости никак невозможно.

Для примера вредных ошибок приведен следующий (стр. 59):

Вопрос. Какие признаки отработавшего масла?

Ответ. Температура вспышки 130°. Кислотность больше 4%.

Ответ явно абсурдный, так как температура вспышки в отработанных маслах обычно выше, нежели в соответствующем свежем масле.

Что касается выражения „кислотность больше 4%“, то оно вообще непонятно. Кислотность у нас в Союзе выражается либо в мг едкого кали на 1 г масла, либо в процентах SO_3 . Следовательно, если эта величина выражена в процентах, то это могут быть только проценты SO_3 . Такая величина, как предел кислотности для отработавшего масла, абсурдна.

Не имея возможности заняться классификацией всех опечаток, ошибок и т. д. по степени их важности, я отмечаю те (по порядку страниц), которые бросались в глаза при беглом просмотре.

Стр. 6. „Кроме углеводородов в состав нефти входят азотистые асфальтово-смолистые вещества“. Честь открытия веществ такого наименования необходимо приписать редакторам книги.

Стр. 17. Бензол дважды на одной и той же странице причисляется к ароматическим углеводородам с конденсированными ядрами.

Стр. 21. „Киличество“, „маногидрата“. Кстати, на этой странице правильно написано „силикагель“, а немного дальше (стр. 27) он же назван „силикогелем“.

Стр. 25. „Асфальтеновые кислоты“. Существуют асфальтеновые кислоты.

Стр. 31. „Активированные земли (тоннель, терраса и т. д.)“. Названия звучные, но таких земель все-таки нет. Есть „шонзиль“ и „террана“.

Стр. 32. „Чем меньше адсорбционная способность земли, тем менее универсальным адсорбентом он является“. Должно быть: „чем больше адсорбционная и т. д.“

Стр. 59. Уже цитировано выше, а также:

Вопрос. „Какие нормы пробивного напряжения масла?“

Ответ. „В заграничных нормах 80 kV/cm, а в наших нормах 20 kV/cm“. Это—ошибка вредная.

Стр. 69. „Электроток собрал (отходов масла) 200 тыс. т за несколько т“. Известно, между тем, что всего в Союзе в эксплуатации находится примерно 100 тыс. т масла.

Стр. 143. При испытании масла по методу ЦЭС при осадке более 30% кислотное число не более 1,5 или по Суткову при осадке выше 0,5% кислотное число не более 3,0. Должно быть „не более“ и „не выше“.

Этот ряд ошибок, нелепых и даже вредных, можно продолжить еще очень далеко, но не стоит утомлять читателя.

Сказанного достаточно, чтобы признать книгу вредной и перекондовать издательству сделать соответствующий вывод.

Инж. М. Я. Квартин

Н. В. АЛЕКСАНДРОВ, *Дерево как электротехнический материал*. Энергоиздат, 1933, тираж 5000 экз., 52 стр., 21 рис., ц. р. 50 к.

Каждую книгу, посвященную электротехническому материаловедению, необходимо приветствовать, так как до сих пор выпущено мало книг по этой области. Рецензируемая книга не только может пополнить знания квалифицированных рабочих, но и дать ряд сведений конструкторам-электротехникам по применению древесины, особенно в пропитанном виде.

Книга написана простым языком, имеет хороший план содержания. Нужно заметить, что в книге есть и ошибки. К грубым ошибкам относятся, например, такие:

Стр. 12. Если автор пишет, что к IV классу относится древесина „с удельным весом менее 0,55“, то тогда, в приводимой таблице необходимо отнестись к древесным породам, начиная с черной ольхи, к IV классу, а не к III.

Стр. 16. „Сопротивление изоляционных материалов измеряется не омами, а миллионами ом, и называют эту единицу мегом“.

Никто такими единицами не измеряет сопротивление изоляции, ибо для удельного объемного сопротивления есть единица—омсантиметр, другой размерности.

Стр. 20. „Электрическая крепость материала измеряется количеством вольт, которое может материал выдержать, не пробиваясь, при толщине в 1 см“.

Известно, что электрическая крепость измеряется „количеством“ вольт, при котором материал толщиной в 1 см пробивается.

Стр. 23. Таблица 10. Читаем наименование колонок таблицы. „Удельное объемное сопротивление в мгом/см“, „Электрическая крепость в см²“.

Ни один человек, знакомый с электротехникой, не поверит, что электрическую крепость можно измерять квадратными сантиметрами. Ошибки менее сильного свойства:

Стр. 20. Таблица 8. Крепость галаганита значительно ниже 80 кв/см. Что означает фраза: „После пробивания электрическая крепость бука с 52 000 падает до 10 400“?

Стр. 30. Бакелит может превращаться в стадию С не только в интервале 130—135° Ц, а начиная с 90° Ц и выше, в зависимости от взятых соотношений фенола и формалина.

Стр. 35. Автор пишет о льняном масле—„если его сварит при температуре 130—140°, т. е. превратить в олифу“..., но дальше „в этом случае масло подогревается до температуры 130—135° и в горячее масло загружаются детали, они держатся в горячем масле 5—8 час.“

Таким образом пропитку в горячем масле произвести нельзя.

Стр. 36. „Сера—химическое вещество“.

Характеристика вполне недостаточная!

Стр. 40. „Существует специальная наука—микробиология, занимающаяся изучением подобных грибов“. Микробиология, как известно, не возникла из-за нужд электротехники „специально“.

„Все тело гриба состоит из клеток“. А из чего другого оно может состоять?

Фиг. 13. „Деревянная опора сложного крепления“. Какова разница с простой опорой, изображенной на рис. 12?

Стр. 44. „Линия, соединяющая эти концы, не должна выходить за пределы основания отвода“.

Какого „отвода“?

Стр. 49, рис. 19. „Клин и прибор, с которым работал В. М. Тареев“.

Где клин?

Книга, несомненно, полезна, но допущенные по невнимательности автора ошибки понижают ее качество.

Инж. В. А. Баев

ВСЕСОЮЗНЫЙ КОМИТЕТ ПО СТАНДАРТИЗАЦИИ. Методы испытаний прессованных и формованных электроизолирующих материалов (ОСТ 5052-5054). Издательство «Стандартизация и рационализация». 1932 г., стр. 30, тираж 6 000 экз., ц. 30 коп.

Общесоюзные стандарты являются обязательными для всего СССР. Несоблюдение их предписаний карается лишением свободы на срок до 2 лет (см. надпись на обложке стандарта). Стандарты ОСТ 5052-5054 внесены ВЭО НКТП. Издание официальное. Перепечатка воспрещается. Огромное значение прессованных материалов в технике общеизвестно.

Таким образом мы имеем дело с ответственным официальным изданием и тем самым получаем все основания требовать от составителей и редакторов его известной грамотности. К сожалению, это требование не вполне выполнено.

В ОСТ 5052-5054 фигурируют как единственно узаконенные испытания на действие вольтовой дуги (стр. 19) и испытание на огнестойкость (стр. 21), в то время как германские нормы, из которых эти методы были списаны, давно уже от них отказались ввиду их неудовлетворительности и заменили их более совершенными методами. Есть и другие принципиальные возражения, и довольно серьезные; однако здесь мы не намерены входить в обсуждение методологических „тонкостей“ и остановимся лишь на некоторых из числа конкретных грубых ошибок. Отметим, что возможно некоторые из ошибок следует отнести за счет небрежности при типографском оформлении брошюры.

Обе схемы—для измерения удельного объемного и удельного поверхностного сопротивления—рис. 1 и рис. 3—совершенно неверны. Как бы ни старался экспериментатор соблюсти „букву закона“, применяя эти схемы, у него гальванометр никогда не даст никакого отклонения, так как оба его зажима соединены друг с другом коротко.

Рис. 2, изображающий ртутный электрод, не менее абсурден, так как у него все 3 кольца замкнуты накоротко налитой в них ртутью.

Такой электрод может быть употреблен для многих целей, но только не для той, для которой предлагает его применять стандарт.

На стр. 5 и 7 удельное сопротивление и площадь без всякой необходимости обозначены одной и той же буквой. То же относится к пробойному напряжению и диэлектрической прочности (стр. 17). На стр. 7 автор пытается выразить удельное поверхностное сопротивление

в омсантиметрах, а не в омах, как оно должно быть, он делает выкладки верно. На стр. 17 автор дает еще „фокус“ — измеряет теплоемкость в... градусах Цельсия. На стр. 26 не указана формула зажимов, что обесценивает все описанные испытания на разрыв ВКС и ВЭО должны сделать соответствующие выводы в отношении ГОСТ 5052-5054.

Инж. Б. М. Тар

ИЗ КНИГ И ЖУРНАЛОВ

Электромашиностроение

О вопросах трансформаторостроения, „ETZ“, 1932, 20, стр. 486.

Практическую границу повышения мощности больших трансформаторов дают существующие производственные возможности заводов, а также вопросы железнодорожного транспорта. Производство железных сердечников любой величины не представляет более никаких трудностей, так как проблема изоляции листового железа и пакетов и проблема охлаждения сердечника разрешены полностью. Эта задача облегчается применением высокоценного листового железа с потерями $V_{10} = 1 \text{ W/kg}$, которое предлагается американскими заводами. Для обмотки рост мощности затрудняется одновременным повышением силы тока. Для трехфазного типа с простым concentрическим устройством и напряжением замыкания в 12% при допустимом напряжении на разрыв в меди — 600 kg/cm^2 достижима наибольшая возможная мощность 125 MVA при 50 пер/сек. Низкая плотность тока и двойное concentрическое устройство позволяет дальнейшее повышение мощности. Трудности дают ответвления в особенности при больших пределах регулирования и при многообмоточных трансформаторах с ответвлениями на различных обмотках. Регулирование при больших мощностях должно по возможности перемещаться в отдельный регулирующий агрегат. Вредному действию потока рассеяния, возникающему при высоком напряжении короткого замыкания, препятствуют защитными витками и применением конструктивных частей из немагнитных материалов. Дополнительные потери в обмоточной меди понижаются подразделением проводов и транспозицией их.

Повышение напряжения до 380 kV с вспомогательными средствами новейшей техники по изоляции возможно, однако экономично только при больших единицах.

Расход на изоляцию может быть уменьшен заземлением нулевой точки. За заземление нулевой точки говорит тот факт, что при очень высоких напряжениях замыкание на землю благодаря атмосферным повреждениям или эксплуатационным перенапряжениям бывает редко. Опасность от волн перенапряжения понижается при усиленной изоляции проводников обмотки и применении защитных емкостных колец.

Ранее часто ставившееся требование особенно сильно изолировать входные витки уступили теперь место компенсирующим устройствам. Выполнение цельного вводного изолятора для 380 kV затруднительно, так как высота его составляет примерно 3,5 м. Однако временно можно принять конструкцию, состоящую из двух частей.

Кожух при очень больших мощностях должен выполняться из нескольких частей и раскладываться при транспорте. Однако трансформаторы мощностью до 60 MVA при 220 kV при снятии изоляторов еще могут в целом транспортироваться по железной дороге. При отправке трансформатора без масла кожух наполняется углекислым газом или азотом в качестве защиты от сырости. По доставке на место установки трансформатор сушится горячим воздухом или под вакуумом в масле. У регулируемых трансформаторов необходимо обращать внимание на ограничение тока короткого замыкания. Регулирование под нагрузкой часто осуществляют с помощью встроенных устройств, причем переключатель и ограничивающее сопротивление помещают вне кожуха.

Трансформаторы напряжения для очень высоких напряжений выполняются однофазными и присоединяются между внешним проводом и землей. Иногда применяются трансформаторы сопротивления (Widerstandswandler) и каскадные трансформаторы, равно как трансформаторы с изолированным кожухом (Isoliermantelwandler).

Инж. А. С. Ильинский

Техника высокого напряжения и линии передач

H. BARKHAUSEN und J. BRÜCK, Определение формы электрического поля в электронных трубках с помощью сосуда с электролитом, ETZ, 1933, H. 8. S. 175.

Авторы применили оригинальный метод определения формы поля в очень сложном случае, когда между анодом и катодом еще располагалась сетка, т. е. они работали с моделью обыкновенной электронной лампы. Схема установки очень проста (рис. 1).

В замкнутом сосуде на расстоянии $2h$ расположены два электрода (анод и катод) в виде плоскостей. Посредине между ними вертикально с промежутком d расположены провода сетки.

На анод подается напряжение U_a и на сетку U_s частоты 800 Hz. Параллельно аноду и катоду включается градуированная проволока с скользящим контактом.

В сосуд наливается слабый раствор электролита. Небольшой металлический зонд, соединенный через телефон с контактами, помещают в ту точку, где необходимо определить потенциал, двигая контакт по струне, добиваясь исчезновения звука в телефоне. По градуированной струне легко прочесть потенциал точки.

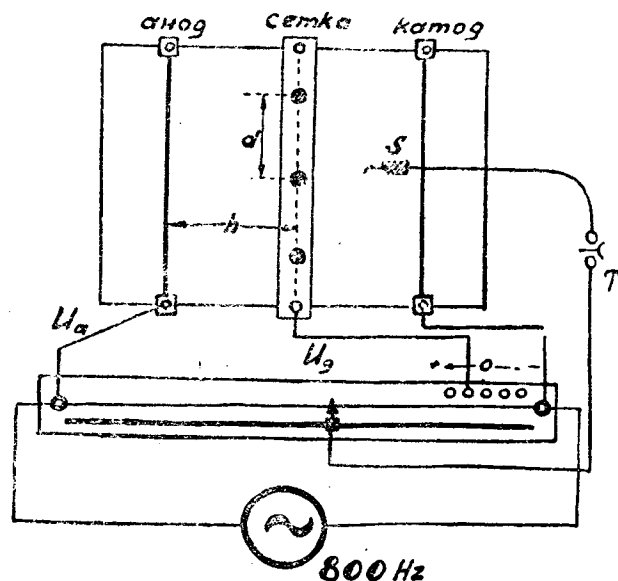


Рис. 1. Определение формы электрического поля

Если же взять стеклянный сосуд и под дно положить миллиметровую бумагу, то на ней легко отметить как профиль электрода так и потенциал любой точки.

Таким путем авторы зафиксировали форму поля при различных напряжениях сетки: +5,0, —10, —20 и —25.

Простота схемы дает возможность этим методом пользоваться вне зависимости от оборудования лаборатории.

Инж. В. А. Бас

M. Toepler, Перелом в кривых искрового напряжения, ETZ № 51, 1932, стр. 1219.

Для величины искрового напряжения шарового разрядника в воздухе при нормальной температуре Теплер дал формулу

$$E = 8 \cdot 29,1 \left(1 + \frac{2/3}{\sqrt{D}} \right) \cdot D \cdot \left[\frac{s}{D} \right].$$

Впоследствии Пик дал измененную формулу:

$$E = 8 \cdot 27,575 \left(1 + \frac{0,757}{\sqrt{8D}} \right) \cdot D \cdot \left[\frac{s}{D} \right],$$

где

E — искровое напряжение в киловольтах,
 δ — плотность воздуха (считая за единицу для нормальных условий),
 D — диаметр шаров в см,
 s — длина искрового промежутка,
 f — функция Кирхгофа-Русселя.

Исследования показали, что область применения указанных формул ограничена. В частности, проведенная автором работа показала непригодность их для малых s .

Особенно наглядно видно отклонение от формул Теплера и Пика, если взять две пары шаров с сильно разнящимися диаметрами и построить связь искрового промежутка для больших шаров с разностью величин искровых промежутков для обеих пар шаров.

Рис. 1 изображает полученную таким образом характерную зависимость s_{15} от разности $s_2 - s_{15}$ (s_{15} и s_2 обозначают соответственно длину искрового промежутка для $D = 15 \text{ см}$ и $D = 2 \text{ см}$). Пунктир дает кривую, построенную на основании вычислений по формуле Пика, а сплошная линия — кривую, снятую эксперимен-

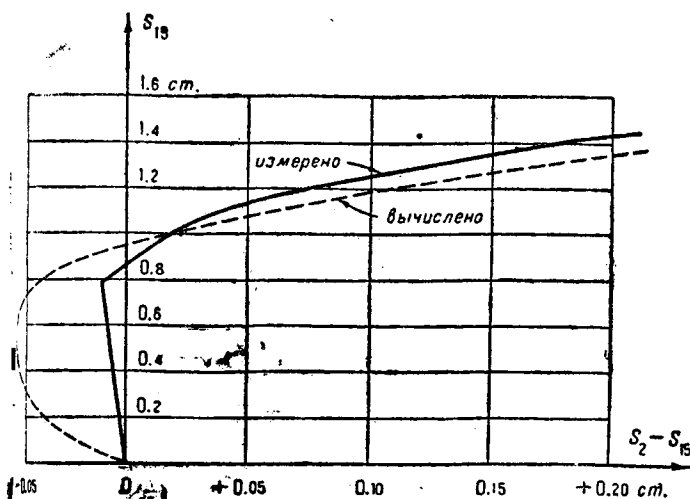


Рис. 1. Перелом в кривых искрового напряжения

Видно, что имеет место резкий перелом кривой (при величине s около 0,7 см); при искровых промежутках, больших этой величины, имеется довольно точное совпадение с формулой Пика, при меньших сразу наступает полное несоответствие.

Инж. Б. М. Тареев

В. THORNTON, Новый разрядник, Electrical Canada, февраль 1931 г., стр. 21—24.

Фирма Canadian Line Materials Co разработала новый тип разрядника с вентильным действием. Разрядник состоит из фарфорового кожуха, в котором находятся заключенный между металлическими электродами материал „granulop“ и несколько последовательно соединенных с ним искровых промежутков. О составе гранулона фирма не дает сведений, ограничиваясь указанием на его хими-

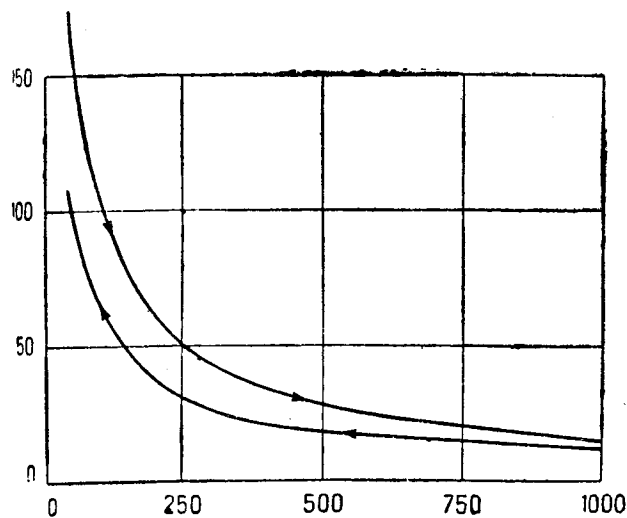


Рис. 1. Новый разрядник

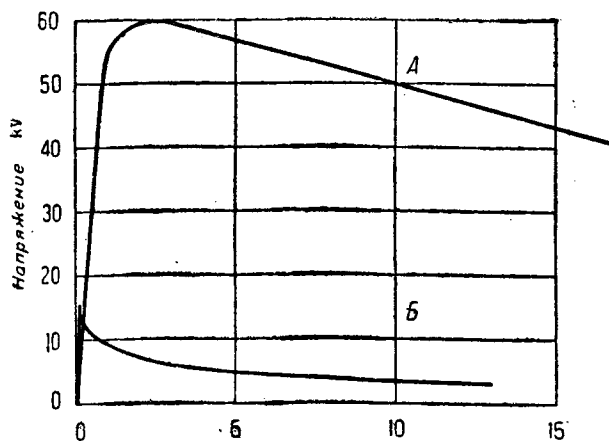


Рис. 2. Новый разрядник

ческую инертность и неизменяемость при прохождении тока. Материал отличается резко падающей характеристикой сопротивления; рис. 1 показывает зависимость сопротивления в омах от тока в А. Рис. 2 дает снятые катодным осциллографом характеристики: время (в микросекундах), напряжение (в киловольтах) при импульсе; кривая А — без применения разрядника, кривая В — с гранулочным разрядником. Эти разрядники выпущены пока одного типа — на 3 кВ; к этому типу относятся приведенные характеристики. Предположен выпуск разрядников на различные напряжения.

Инж. Б. М. Тареев

Электрификация транспорта

Современное состояние электрификации французских железных дорог общего пользования, „Revue Général d'Electricité“ 1932 октябрь.

В настоящее время во Франции электрифицированы некоторые участки государственных железных дорог и, кроме того, небольшая ветка от Кульза до Модены. Общества железных дорог Париж — Лион и Средиземное море и значительные участки железнодорожных обществ Париж — Орлеан и Южных железных дорог.

1. Компания железных дорог Париж — Орлеан. Работы по электрификации на этой дороге были начаты с 1926 г., причем до последнего времени были электрифицированы следующие участки: от Парижа до Орлеана на Бордосской линии и от Парижа до Вьерзона на линиях центральной Франции. В течение 1930 и 1931 гг. участки Париж — Вьерзон и Бретиньи — Дурден регулярно работали на электрической тяге. Объем перевозок в 1931 г. выразился в 9 322 000 поездок километров и 5 029 231 400 tkm, что составляло по отношению к общим показателям по району 14,5 и 19,4%.

Общее потребление энергии выразилось: в 1930 г. — $123 \cdot 10^6$ kWh, а в 1931 г. — $127 \cdot 10^6$ kWh. Это увеличение объясняется, главным образом, усилением электрической тяги для маневров, в частности во Вьерзоне, а также увеличением числа поездов с электрическим отоплением. Экономия, которая здесь была получена в 1931 г. благодаря введению электрической тяги вместо паровой, выразилась в сумме около 2,4 франка на поездок километр.

Эти и другие подобные же данные привели к решению расширить область электрификации этой сети путем введения электрической тяги на участках от Орлеана до Тура и от Вьерзона до Брива. Нужные для этого расширения работы на участке Орлеан — Тур уже начаты и должны быть окончены в конце 1933 г., а на участке от Вьерзона до Брива они должны производиться во вторую очередь и окончатся в 1935 г. По окончании этих работ общее протяжение электрифицированных участков будет около 100 km.

Существующие уже электрифицированные участки получали энергию от 2 гидроэлектрических станций в Egusson и Coindre, производительность которых в 1931 г. выразилась в следующих цифрах: первой — $112 \cdot 10^6$ kWh, а второй — $111 \cdot 10^6$ kWh.

Вследствие начатого уже расширения электрификации и необходимости обеспечить питание участков от Орлеана до Тура и от Вьерзона до Брива явилась необходимость в сооружении 2 новых электрических станций — в Мареже на Дордоне и в Селетте на Шаваноне, и кроме того в достройке плотины-регулятора на Шаваноне, постройка которой была начата в 1926 г., одновременно с работами по электрификации линий. Работы по сооружению станции и плотины в Мареже уже начаты; в Селетте же на Шаваноне они должны производиться с 1933 г., причем все эти работы будут вестись с расчетом пуска обеих этих станций в 1935 г., при этом мощность этих станций следующая: в Мареже — 120 MW, а в Селетте — 45 MW, а средняя годовая производительность станции в Мареже — около $300 \cdot 10^6$ kWh, а станции в Селетте — около $22 \cdot 10^6$ kWh.

Работа по устройству линии в 220 kV (ток такого высокого напряжения применяется во Франции в первый раз), которая будет передавать электрическую энергию со станций Верхней Дордоны в Париж, в настоящее время уже окончена. В начале 1932 г. окончены и работы по устройству подстанций для питания участка от Марежа до Парижа напряжением в 90 kV не только от вновь сооружаемых станций на Дордоне, но и других станций (гидравлических) центрального района, соглашение с которыми уже достигнуто. Две линии напряжением в 90 kV, которые будут питать участок от Орлеана до Тура, строятся теперь и будут окончены в 1933 г.

Сооружается и ряд подземных подстанций с автоматическим распределением энергии по типу подстанции в Тиверноне, работавшей с полным успехом с 1930 г. На участке от Орлеана до Тура подобных подстанций будет 25. Предполагается, что в 1933 г. они будут уже работать.

Для обеспечения уже электрифицированных участков, а также и подлежащих электрификации участков от Орлеана до Тура и от Вьерзона до Брива. Компания уже заказала первую партию быстроходных электровозов типа 2—4—2 и намерена заказать 4 других локомотива с разными характеристиками специально для опытов.

Они должны возить поезда весом 800 t на участках равнинных и 750 t на подъемах в роде того, какой имеется между Шатору и Бривом.

Компания Южных железных дорог. К концу 1931 г. общая длина электрифицированных участков равнялась 1361 km, причем в течение 1931 г. она увеличилась еще на 199 km. В 1932 г. линия от Безьеро до Нейсарга была электрифицирована полностью.

В течение текущего 1933 г. должны быть начаты работы по электрификации большого участка от Монтобана до Сета и, весьма возможно — на линии от Бордо до Пуант-де-Графа.

Что касается подвижного состава, то в 1931 г. компания получила 32 электровоза, из них 5 для пассажирских поездов и 27 — для товарных и 9 моторных вагонов.

В 1932 г. находилось в постройке: 3 электровоза товарных и 6 пассажирских типа 2—4—2. Электрическое отопление устроено в 193 вагонах поездов, курсирующих на электрифицированных участках, и также в 72 автомоторисах.

Инж. И. И. Тихонов

Новая система электрического отопления пассажирских вагонов. „El. Bahnen“, октябрь 1932, стр. 241—242.

Электрическое отопление пассажирских вагонов прямого сообщения стало применяться впервые около 10 лет тому назад.

Для дорог однофазного тока было принято напряжение в отопительных цепях от 800 до 1000 V. На дорогах постоянного тока электрические отопительные устройства рассчитывались на напряжение 600, 1200, 1500 V. В последнее время наиболее часто стали применять для однофазного тока 1000 V и для постоянного 1500 V, причем стремились сконструировать все отопительные

опоздания по неисправности тяговых двигателей (количество двигателей 564 шт.). Двигатели самовентилирующиеся; воздух идет из нижней части корпуса под коллектором, проходит через тело якоря, далее идет в обратном направлении полюсами и выбрасывается со стороны коллектора вентилями. При скорости поезда в 113 km/h скорость на окружности лектора составляет 39 m/sec. Часовая мощность двигателя 18 (при перегреве в 105°C); длительная мощность 130 kW (при перегреве в 120°C). Тара моторного вагона, оборудованного четырьмя двигателями — 81,5 t; тара прицепного — 56,5 t; „секция“ состоит из двух вагонов.

При расчете обмотки и конструировании якоря было обращено большое внимание на защиту от перекрытий, что и было достигнуто путем применения стержневой обмотки, правильным выбором числа впадин, величины межжелезного пространства и рациональной конструкцией полюсных башмаков. Несмотря на очень сильно высокую разность потенциалов между пластинами лектора в 21,3 V и высокую скорость на коллекторе, коммутация оказалась безупречной. Расходы на содержание тяговых двигателей за 18 мес. работы оказались чрезвычайно малы.

Инж. В. Коновалов

R. F. STOCKAR Новое в электрификации железных дорог Венгрии. „Electrical World“ 1933, № 5, стр. 166.

Особенности электрификации железной дороги Budapest—Gyshalom представляют весьма большой интерес. Общая длина участка 193 km; пока открыто движение поездов с электрической тягой на участке Budapest—Komárom в 105 km со средним из них 70%; остающийся участок Komárom—Hegyeshalom в 88 km предполагается электрифицировать к 1934 г.

Дорога получает энергию от линии передачи 110 kV трехфазного переменного тока. Вдоль всей линии на равном расстоянии между собою и концами линии располагаются 4 трансформаторные подстанции, дающие в контактную сеть однофазный ток 16 kV. На каждой подстанции располагается по 2 однофазных трансформатора с масляным охлаждением по 4000 kVA, 107/16 kV. Первичные обмотки этих трансформаторов питаются от различных фаз высоковольтной линии для получения большей равномерности нагрузки последней.

Электровагоны	Пассажирский и курьерский 1—4—1	Товарный 0—6—0
Полный вес	103,4	103,4 t
Число тяговых двигателей	1	1
Мощность (продолжительная)	1620	1620 kW
Тяговые усилия (продолжительные)	7000	10600 kg
Вес поезда	660	1540 t
Электровоз с поездом на подъеме 6,7‰ и кривой радиусом 400 m развигает скорость	72,5	15,8 km/h
За время	6	2,75 min
Максимальная скорость на прямой на подъеме 10‰	100	62 km/h

устройства таким образом, чтобы они могли работать в вагонах прямого сообщения при разных системах тока и разных напряжениях. В последние годы в Италии, в Польше и в других странах появилось напряжение 3000 V. На электрических железных дорогах соответственно этому напряжению стали конструироваться отопительные элементы (радиаторы), а также выключатели, регуляторы и прочая аппаратура. Отопительное оборудование на 3000 V выходит сложным, дорогим и, до известной степени, небезопасным в эксплуатации. Кроме того, значительные затруднения вызывает конструирование отопительных систем, которые работали бы как на постоянном токе, так и на переменном. Весьма удачное решение испытывается на швейцарских железных дорогах. В отличие от прежде применявшихся 25 ÷ 30 небольших радиаторов мощностью порядка 1 kW каждый, новая установка имеет на весь вагон лишь один большой радиатор мощностью около 30 kW, представляющий собою ряд параллельно включенных сопротивлений, установленных под вагоном в закрытом кожухе. Под тем же самым кожухом рядом с радиатором установлен вентилятор 3, приводимый во вращение небольшим электродвигателем. Горячий воздух при помощи каналов из листового железа 5 распределяется по отдельным купе 6. Приток теплого воздуха в каждое купе регулируется при помощи заслонок. В зависимости от числа открытых заслонок включается соответствующее количество секций радиатора. Все переключения производятся автоматически. Благодаря наличию специальных контакторов 2 отопительное устройство может работать как на постоянном, так и на переменном токе нормальной или пониженной частоты. В летнее время отопительные элементы могут быть вынуты из кожуха, а вентиляционное устройство использовано для более интенсивного обмена воздуха в вагоне.

Инж. В. Коновалов

Результаты эксплуатации тяговых двигателей лакаванской электрической ж. д. „E. T. Z.“, № 49, 8 декабря 1932, стр. 1183.

Несмотря на имевшие место опасения, эксплуатация первой в САСШ линии с моторвагонной тягой на 3000 V (постоянный ток) прекрасно себя оправдала. Имеющиеся на дороге 242 электровагона проработали за полтора года эксплуатации 21 млн. вагонокилометров, причем было зарегистрировано только два небольших

От пантографа через масляный выключатель ток подается преобразователю фаз, преобразующему однофазный ток напряжения 16 kV в двух-трех- и шести-фазный напряжением 1000 V. Преобразователем сцеплены асинхронный пусковой двигатель и возбудитель. Статор имеет две обмотки: вторичная обмотка 1000 находится в полузакрытых пазах ближе к ротору; первичная обмотка находится в закрытых пазах дальше от ротора. Магнитные стики между обоими рядами пазов обеспечивают на первичной стороне $\cos \varphi = 0,90—0,98$; ток короткого замыкания не выше ток полной нагрузки. Кожух двигателя заполнен трансформаторным маслом для улучшения охлаждения и условий работы изоляции. Ротор охлаждается водой, прогоняемой насосом. Масло и вода охлаждаются в особых радиаторах.

Двигатели имеют по 2 отдельных роторных обмотки для получения различных скоростей (внутренняя обмотка — 335 и 255 об/мин, внешняя — 167 и 83).

Для электрификации всего участка в 193 km потребуются 3 электровагона. Полный грузопоток около 1500 000 tkm в год. Стоимость электрификации кроме электростанций — 8540 000 долларов, 75% этой суммы — стоимость 4 подстанций, воздушных линий и 36 электровагонов.

Инж. Б. М. Тареев

Реле и измерительные приборы

KIRKPATRICK. Новый тип вольтметра. „Electrical Engineering“ 12, 1932, стр. 863.

Чрезвычайно интересный электростатический вольтмер, основанный на совершенно новом принципе, построен и исследован в лаборатории Стэнфордского университета (SACIII). Прибор, называемый ротационным вольтметром (the rotary Voltmeter), пригоден для измерения постоянных и переменных напряжений, изменяющихся в весьма широких пределах; при простой конструкции прибор весьма точен; температура на его показания не влияет; снабжая указателем часть прибора не находится под высоким напряжением.

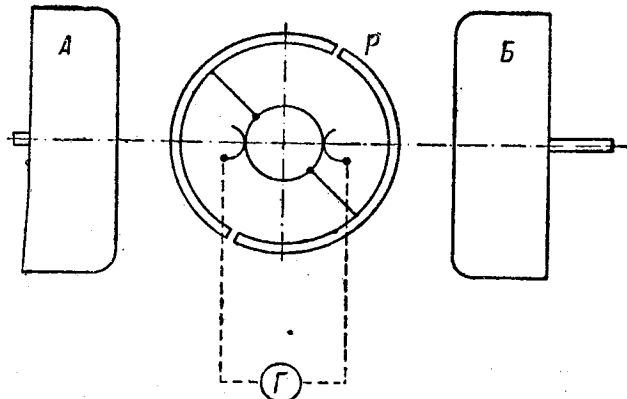


Рис. 1. Новый тип вольтметра

В поле между двумя электродами А и Б (рис. 1), на которые измеряемое напряжение, находится ротор Р, представляющий собою металлическую трубу, разрезанную на две изолированные друг от друга и от оси половины; с помощью двухпластинчатого электратора и двух щеток ротор замыкается на гальванометр Г. При вращении ротора с постоянной скоростью от крошечного вращающего двигателя гальванометр покажет силу наводимого вращающего тока

$$I = 2 CVn,$$

У — измеряемое напряжение,
n — число оборотов ротора в секунду,
C — емкость системы ротора и одного из полюсов.

Таким образом градуировка гальванометра на непосредственное измерение напряжения V производится чрезвычайно просто. Показанный прибор давал возможность измерять V от 1 до 100 000 V, при этом I при изменении V в этих пределах возрастает от $7 \cdot 10^{-10}$ А до 10^{-4} А. Увеличив расстояние между ротором и полюсами и улучшив изоляцию, легко построить вольтмер на самые высокие напряжения.

Инж. Б. М. Тареев

Разное

Несколько слов о действии электрического тока на человеческое тело

В университете Джона Гопкинса в САСШ было сделано очень большое количество опытов, главным образом, над собаками и лягушками, с целью выяснения действия тока на нервную систему и сердце.

Некоторые из полученных при этом данных сообщаются в этой заметке, основанной на докладе по этому вопросу, сделанном последнему электротехническому конгрессу, бывшему в июле 1932 г. в Париже — Konven — Noven и Langworthy (см. „RGE“ от 10 декабря 1932 г.).

В первой серии опытов докладчики имели задачей выяснить степень влияния напряжения и при этом констатировали, что при знаковом напряжении случаи со смертельным исходом при определенном токе низкого напряжения наблюдаются более часто, чем при постоянном токе такого же напряжения; при токе же напряжением выше 1 000 V наблюдается обратная картина.

Во второй серии опытов докладчики изучали влияние пути проходящего тока внутри тела. При этом они установили, что органы тела, находящиеся вне главного пути, мало или совсем не страдают от действия тока. Кроме того, они установили с очевидностью, что электрический ток оказывает действие на нервную систему.

В выясняя влияние тока на сердце, докладчики определили для различных случаев действительное количество тока, проходившего через этот орган, и при этом пришли к заключению, что в том случае, когда ток проходит параллельно главной оси тела, к сердцу попадает менее 10%, а тогда, когда ток направляется поперек в направлении, перпендикулярном к главной оси, — через сердце проходит только около 1% тока.

Инж. И. И. Тихонов

A. SCHULZE. Электрическое сопротивление полупроводников, Helios 1932, №№ 26 и 27.

Как известно, сопротивление полупроводников в весьма значительной степени зависит от температуры. Реферируемая статья содержит обзор целого ряда весьма любопытных и практически весьма важных явлений в этой области. Даем некоторые сведения относительно полупроводящих элементов углерод, кремний, мышьяк, теллурий, титан, германий, гафний, торий и пр.).

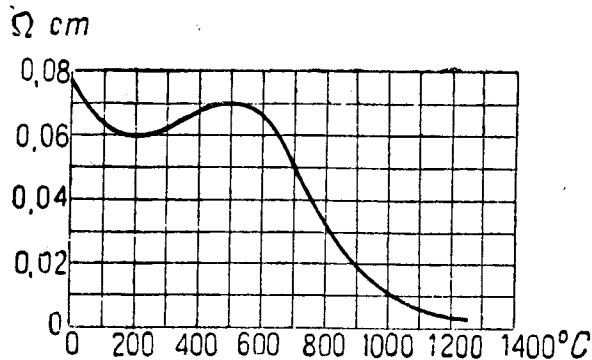


Рис. 1

У каждого полупроводника имеется интервал температур, в котором его температурный коэффициент изменения сопротивления отрицателен, т. е. удельное сопротивление его уменьшается при возрастании температуры, подобно тому как это имеет место у материалов ионной проводимости, т. е. у электролитов и диэлектриков. По теории Gudden эти отклонения поведения сопротивления полупроводников от температурных изменений металлической (чисто электронной) проводимости объясняются исключительно влиянием поверхностных слоев (пограничные слои, изолирующие окисидные слои) на кристаллах материала. Сам же материал, т. е. его кристаллическая решетка, обладает металлической проводимостью, и его удельное сопротивление растет вместе с температурой; это последнее обстоятельство было проверено целым рядом исследований с монокристаллами различных элементов.

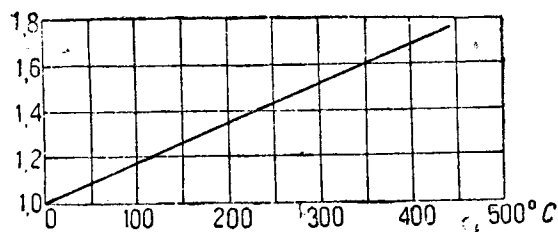


Рис. 2

Например, рис. 1 изображает кривую зависимости удельного сопротивления кремния в омсантиметрах от температуры в пределах от 0 до 1 300° C. На рис. 2 дано отношение сопротивлений при температурах в пределах от 0 до 500° C к сопротивлению при 0° C для монокристалла кремния. Удельное сопротивление монокристаллического кремния при комнатной температуре около 0,001 Ом/см. Рис. 3 дает изменение отношений сопротивлений при низких температурах (от 0 до 100° K) к сопротивлению при 0° C для поликристаллического кремния.

Удельное сопротивление монокристаллического графита при комнатной температуре составляет около 0,004 Ом/см — величина, сравнимая со значениями удельного сопротивления металлов.

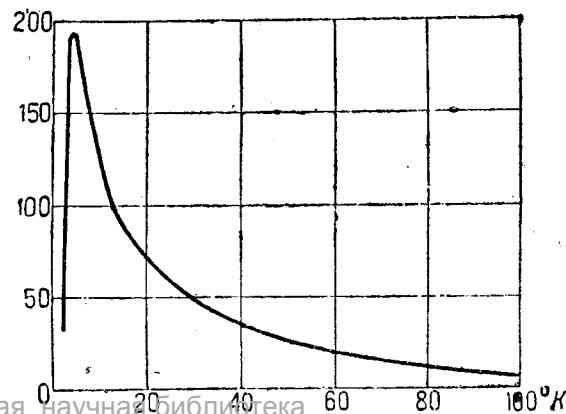


Рис. 3

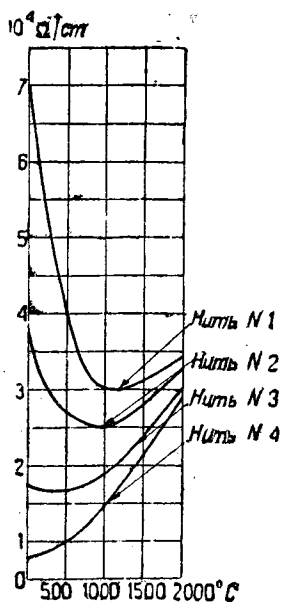


Рис. 4

Температурный коэффициент монокристаллического графита положителен: так для интервала температур между 0 и 18° С он равен 0,0051. Это дополнительно указывает на то, что графит представляет собой металлическую модификацию углерода, в то время как алмаз является аллотропной модификацией металлоидного характера.

В последнее время японским исследователем Nischiyama произведены любопытные опыты для изучения влияния термической обработки на электрическое сопротивление графита. Nischiyama, получал угольные (искусственный графит) нити разложением четыреххлористого углерода (CCl_4) при высокой температуре и осаждением, полученном в паровозной фазе углерода на весьма тонких шелковинках. Рис. 4 дает картину изменения удельного сопротивления таких нитей: нить № 1 не подвергалась предварительному прогреву при весьма высокой температуре, нить № 2 была предварительно прогрета при 2500° С в течение получаса, нить № 3 — при 3000° С в течение получаса и, наконец, нить № 4 — при 3000° С в течение 1 ч.

Рентгенографическое исследование показало, что нити эти с увеличением номера получают все более крупнозернистую структуру. Видно, что характер проводимости графита приближается к чисто металлическому при увеличении зерен, т. е.

при ослаблении влияния пограничных междукристаллических в в соответствии с теорией Gudden.

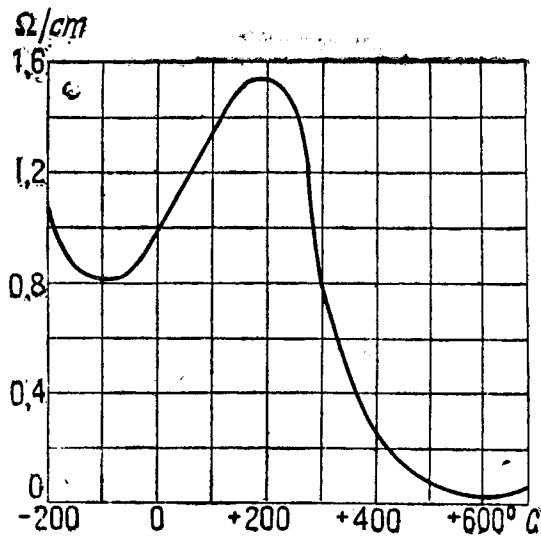


Рис. 5

Рис. 5 изображает ход зависимости удельного сопротивления германия от температуры для редкого элемента германия

Инж. Б. Тарен

ПОПРАВКИ

В статью инж. Е. Г. МАРКВАРДТ «Выбор типа трансформатора напряжения на 110—120 кВ» в журнале „Электричество“ № 10 за 1933 г. вкрались следующие опечатки:

стр. 10, 27 строка снизу

стр. 11, 18 строка сверху, 2-й столб.

стр. 12, 6 строка снизу, 2-й столб.

напечатано:

Выбор типа трансформатора напряжения на 110—120 кВ (30 ÷ 50 VA при классе F по старым германским нормам) 2 500 kg

следует:

Выбор типа трансформатора напряжения на 110—220 кВ (300 ÷ 500 VA при классе F по старым германским нормам) 1 500 kg

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ

Редакция журнала „ЭЛЕКТРИЧЕСТВО“ просит авторов при присылке материалов для печати указывать полностью имя, отчество и фамилию, а также домашний адрес.

Московским авторам, кроме упомянутого, следует сообщать номер сберкасс и текущего счета.

Без указанных сведений гонорар за помещаемый материал **не будет пересылаться.**

РЕДАКЦИЯ

ОНТИ — ЭНЕРГЕТИЧЕСКОЕ ИЗДАТЕЛЬСТВО

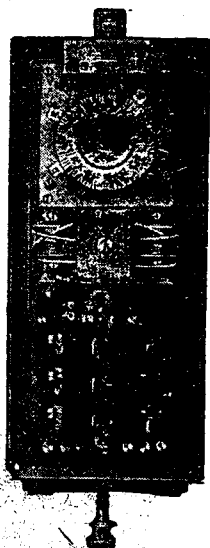
Технич. редактор Г. Г. Андреев

РЕДКОЛЛЕГИЯ: инж. Е. С. Аватков, проф. В. И. Вейд, инж. В. Н. Глазков, инж. М. Н. Грановская, инж. Я. А. Климовицкий, акад. Г. М. Кржижановский, инж. И. С. Палицын, М. И. Рубинштейн, инж. Н. А. Сазонов, проф. М. А. Шателен, проф. Я. Н. Шпильрейн
ОТВ. РЕДАКТОР инж. Н. А. Сазонов

ФАБРИКА ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АППАРАТОВ

Фр. САУТЕР, Анц. общ. в БАЗЕЛЕ

Fabrik elektrischer Apparate Fr. SAUTER, A.-G., BASEL



Автоматический часовой выключатель с электрическим заводом.

6678

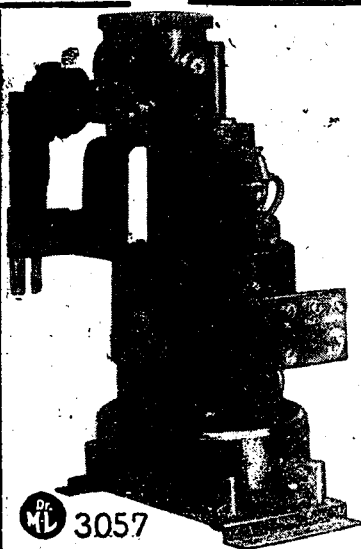
Мы строим:

1. **Астрономические** электрические часовые выключатели для автоматического зажигания и тушения уличного освещения, для силы тока от 2 до 600 А и для напряжения от 100 до 8000 V.
2. **Автоматические** выключатели, действующие на расстоянии (релэ: ртутные, магнитные и моторные).
3. **Электрические** автоматы для счетчиков 2 и 3-го тарифа, холодильных машин, насосных установок, фабричной сигнализации, регулирования уличного освещения, зарядки аккумуляторов и т. п.

Наши изделия выставлены на постоянной выставке „Техно-проимпорта“.

Поставщики Электроимпорта.

Запросы могут быть составлены и на русском языке.



Специальные
машины

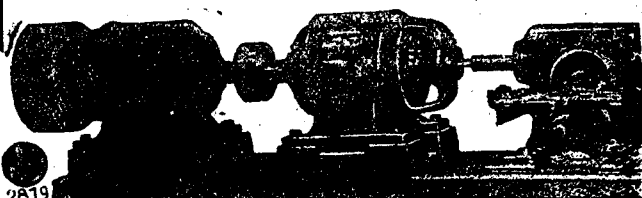
для

телефона

Вызывающие и
сигнальные
умформеры

для вызывающего
тока в 25 л. с. и для
двух частот сум-
мера с сигнальным
механизмом

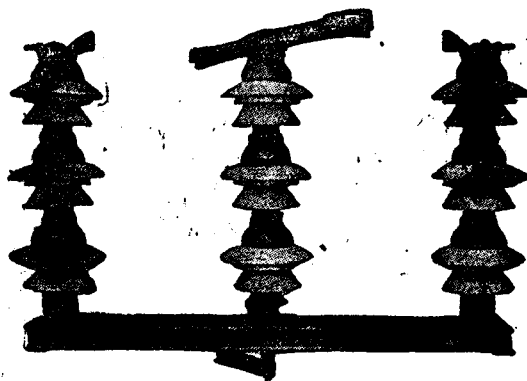
Мощности от
2—200 вольт-амп.



Max Levy
G. m. b. H.
Berlin N 65 H, Müllerstraße 30 V.



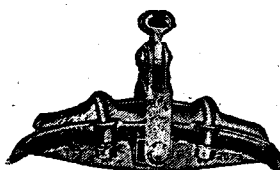
МИЛАН Муссолини №5 ИТАЛИЯ



Трёхполюсные измерительные выключатели до 230 кв.

Более 2000 наборов на заводе

Арматуры высокого напряжения



6693

ВО ВСЕМ МИРЕ

специалистами признано, что

РЕЛЭ БУХГОЛЬЦА

являются надежнейшим устройством для защиты

ТРАНСФОРМАТОРОВ.

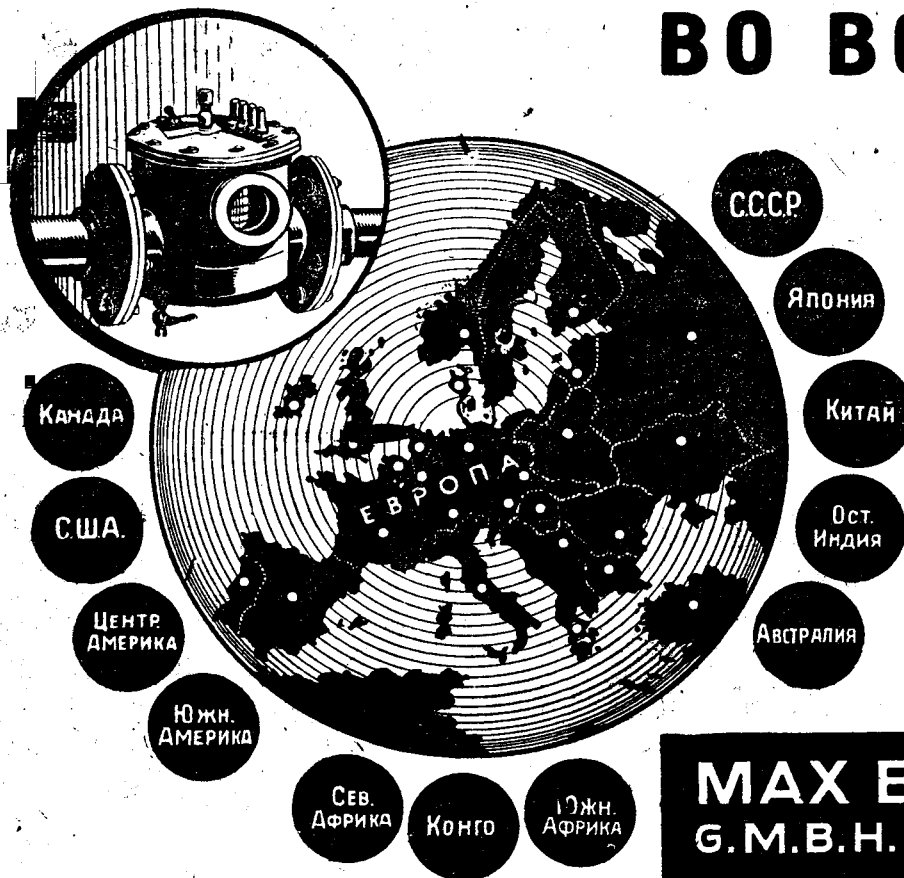
В настоящее время свыше 11000 шт.

таких устройств защищают трансформаторы общей мощностью

ок. 45 миллионов kVA

На основании нашего общего договора, все запросы и заказы для С.С.С.Р. следует направлять через

Отдел Силовых Установок и Электротехники Торгового Представительства С.С.С.Р. в Германии (Верли) или в БЕДИНЕНИЮ ЭЛЕКТРОИМПО МОСКВА



MAX BUCHHOLZ

G.M.B.H. KASSEL (ГЕРМАНИЯ)
AMALIENSTRASSE 1

Выпуска заграничных товаров может последовать на основании действующих в СССР правил о монополии внешней торговли. При всех запросах к иностранным фирмам о присылке каталога образцов и проспектов просим ссылаться на № нашего журнала.

К СВЕДЕНИЮ АВТОРОВ

Редакция журнала „ЭЛЕКТРИЧЕСТВО“ просит авторов при присылке материала для печати указывать полностью имя, отчество и фамилию, а также домашний адрес.

Московским авторам, кроме упомянутого, следует сообщить номер сберкасс и текущего счета.

Без указанных сведений гонорар за помещаемый материал не будет пересылаться.

Редакция

Электро - аппаратура

Аппаратура.

Трехполюсные масляные выключатели разной мощности для напряжений до 150.000 вольт с управлением от руки и электрическое на расстоянии.

Тренипальтеры до 3000 ампер и рабочего напряжения до 150.000 вольт, управление от руки или непосредственное.

Одно и трехполюсные металлические сопротивления в масле для разрядников до 60.000 вольт рабочего напряжения.

Измерительные приборы.

С подвижной катушкой для постоянного тока к распределительным доскам. С подвижной катушкой для постоянного тока — переносного типа: для контроля и весьма точные для лабораторий. Электромагнитические аperiodические для переменного тока — переносные и также для распределительных досок.

Электродинамические для постоянного и переменного тока — переносные и для распределительных досок, большой точности.

ЗАВОДЫ ГАЛИЛЕО ФЛОРЕНЦИЯ (Италия)

6689