

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

160600, г. Вологда, ГСП,
ул. М. И. Толстой, дом 1
Вологодская обл. научная
библиотека им. Н. Д. Басова



1957

ГОСЭНЕРГОИЗДАТ

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

5

СОДЕРЖАНИЕ

Б. З. Уманский, Н. И. Федотов и И. М. Чалидзе — Иркутская гидроэлектростанция
С. И. Рабинович — Высоковольтные автотрансформаторы для энергетических систем
О. В. Слежановский — Управление станом с индивидуальным приводом валков
А. И. Ванеев — Новые требования к автотракторному электрооборудованию
Н. И. Соколов — Статическая устойчивость передачи с регулируемыми синхронными компенсаторами на промежуточных подстанциях
Н. Н. Беляков — Исследование перенапряжений при дуговых замыканиях на землю в сетях 6 и 10 кв с изолированной нейтралью
Вацлав Гуса и Ярослав Цигелка — Процессы гашения дуги в воздушных выключателях
М. О. Каменецкий — Определение токов подпитки при коротких замыканиях в сетях низкого напряжения
Г. Е. Пухов, О. В. Ильенко и П. М. Чеголин — Электрические модели изгибающегося стержня
В. В. Бургдорф — Ветровые нагрузки проводов воздушных линий
А. Н. Кожин — Защита регулировочного трансформатора
М. И. Сысоев — α - β - γ -излучения и электрическая прочность сжатого воздуха
С. Р. Глинтерник — Расчет электромагнитных процессов в ионных преобразователях
И. Т. Жердев — Ток шихтовых материалов ферросилициевой печи
Г. П. Жариков — Магнитоэлектрический гальванометр с круглой рамкой
Р. П. Жежерин, Г. Н. Крупышев и А. М. Мартынов — Параметрический генератор
Б. В. Тимофеев — Прибор для исследования магнитной анизотропии
К. А. Зайцев — К анализу падения напряжения в каскадной схеме

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Ю. Д. Видинеев — Автоматический ионный привод дозатора цемента
Э. П. Страшинин — Соотношения токов и напряжений при замыкании на корпус в якоре машины постоянного тока

ЗАМЕТКИ И ПИСЬМА

К статье Н. С. Помилуйко и П. Н. Шляхто „Пути улучшения тяговых двигателей постоянного тока“. Безиндукционный конденсатор для емкостного делителя импульсных напряжений

ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ

Режимы эксплуатации турбогенераторов с водородным охлаждением. Городской рельсовый электротранспорт за рубежом. Газонаполненные трансформаторы
--

ХРОНИКА

Открытие памятника В. И. Ленину в деревне Кашино. Сессия МЭК в Москве. 100-летний юбилей „Военно-инженерного журнала“. Павел Петрович Копняев. В Техническом управлении МЭС. В комитете по электроэнергии Организации Объединенных Наций. Г. М. Городецкий
--

БИБЛИОГРАФИЯ

В. Н. Голоушкин и А. А. Елисеев — Книга Л. Д. Белькинда, И. Я. Конфедератова, Я. А. Шнейberga „История техники“
Новые книги по электричеству, электротехнике и электроэнергетике

CONTENTS

1 The Irkutsk Hydroelectric Station — B. Z. Umanski, N. I. Fedotov, I. M. Chalidze	1
6	
12 High-voltage Autotransformers for Power Systems — S. I. Rabinovitch	6
20 Controlling a Mill with Separately Driven Rollers — O. V. Slezhanovski	12
25 New Requirements for Automotive and Tractor Electrical Equipment — A. I. Vaneev	20
31	
37 Steady-state Stability of a Transmission System with Regulated Synchronous Condensors at the Sectionalizing Substations — N. I. Sokolov	25
40	
45 A Study of Overvoltages During Arcing Ground Faults in 6 and 10 kV Circuits with Insulated Neutrals — N. N. Belyakov	31
47	
52 Arc Extinguishing Processes in Air Breakers — Vatslav Gusa, Jaroslav Tsigelka	37
56 Determining Feed in Currents During Faults in Low Voltage Circuits — M. O. Kamenetski	40
60	
65 Electrical Models for a Bendable Beam — G. E. Pukhov, V. V. Ilyenko, P. M. Chegolin	45
67	
69 Wind Loads on Conductors of Overhead Lines — V.V. Burgsdorf	47
72 Relay Protection of a Regulating Autotransformer — A. N. Kozhin	52
74 α , β - and γ -radiation and the Dielectric Strength of Compressed Air — M.I.Sisoev	56
77 Calculating Electromagnetic Processes in Electronic Converters — S. R. Glinternick	60
78 Current in the Charge Materials of a Ferrosilicon Furnace — I. I. Jerdiev	65
81	
81 A Permanent-magnet Moving Coil Galvanometer with a Round Frame — G. P. Djarikov	67
83 A Parametric Generator — R. P. Jejerin, G. N. Krupishhev, A. M. Martinov	69
83	
83 An Instrument for Investigating Magnetic Anisotropy — B. B. Timofeev	72
83	
83 On Analysing the Voltage Drop in a Cascade Scheme — K. A. Zaitsev	74
83	
FROM OPERATING EXPERIENCE	—
An Automatic Electronic Drive for a Cement Dosing Tank — U. D. Vidineev	77
91 Current and Voltage Relationships for Frame Faults in the Armature of a D. C. Machine — E. P. Strashinin	78
91	
Notes and Letters	81
In Other Engineering Journals	83
95 Chronicle	91
96 Bibliography	95

ОРГАН АКАДЕМИИ НАУК СССР, МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ СССР
и МИНИСТЕРСТВА ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ СССР

Иркутская гидроэлектростанция

Инж. Б. З. УМАНСКИЙ, инж. Н. И. ФЕДОТОВ
и инж. И. М. ЧАЛИДЗЕ

Московское отделение Гидроэнергопроекта

В декабре 1956 г. вступила в пусковой период Иркутская гидроэлектростанция—первенец Ангарского каскада. Этим начато использование огромных потенциальных гидроэнергетических ресурсов р. Ангары, превосходящих суммарные запасы гидроэнергии таких четырех рек Европейской части Советского Союза, как Волга, Кама, Днепр и Дон.

Озеро Байкал принимает на себя воды более чем 300 рек, а дает начало только одной реке — Ангаре, являясь для нее природным регулятором стока. Это исключительное по своей благоприятности явление природы и используется в проекте гидроэлектростанции.

В 65 км ниже истока р. Ангары и в 4 км выше г. Иркутска сооружается плотина высотой 44 м. После сооружения плотины уровень озера Байкал поднимется на 1 м. Образуется водохранилище, которое позволит выравнивать сток р. Ангары не только в течение года, но и в течение многих лет. Годовое число часов использования установленной мощности Иркутской ГЭС превысит 6 000.

По техническому проекту себестоимость 1 квт·ч энергии Иркутской ГЭС составит 0,85 коп. Она будет в 3 раза меньше себестоимости электроэнергии таких гидроэлектростанций Волжского каскада, как Куйбышевская, Горьковская, Сталинградская, Саратовская.

Наличие такого источника дешевой электроэнергии позволяет развивать в районе Иркутска энергоемкие производства: алюминиевое, химическое и др., нагрузки которых круглый год будут располагаться в базисной части суточного графика.

Иркутская ГЭС кладет начало образованию Иркутско-Черемховско-Братской энергосистемы, которая после пуска в 1960 г. Братской ГЭС объединится с энергосистемой Красноярск—Кузнецк—Новосибирск, в результате чего будет создана одна из грандиознейших энергосистем мира.

Общая характеристика гидроузла. Компоновка и состав сооружений Иркутского гидроузла не

обычны и не похожи на компоновку и состав сооружений, например, таких гидроузлов, как Горьковский, Щербаковский и Куйбышевский. Особенностью является отсутствие в составе его сооружений бетонной водосливной плотины. Напор создается право- и левобережной глухими земляными плотинами, а также зданием гидроэлектростанции, расположенным в створе с указанными плотинами в русловой части реки у левого берега.

Иркутский гидроузел исключительно компактен. Удельные объемы работ по его сооружению значительно ниже объемов других гидроузлов (см. таблицу). Общая протяженность земляных плотин Иркутского гидроузла 2,5 км, а Горьковского (при меньшей в 1,5 раза мощности гидроэлектростанции) — около 20 км.

Наименование гидроэлектростанций	Установленная мощность, Мвт	Расход бетона на 1 квт установленной мощности, м ³
Иркутская	660	1,18
Камская	504	1,44
Куйбышевская	2 100	2,70
Днепровская им. Ленина	648	1,61
Горьковская	400	2,50
Щербаковская	330	2,35
Гренд-Кули	1 974	4,1
Болдер-Дэм	1 350	2,27

На Иркутской ГЭС функции водосливной плотины выполняет здание гидроэлектростанции совмещенного типа, в массиве¹ которого устраиваются водосбрасывающие каналы для пропуска паводковых вод. Это дает снижение сметной стоимости строительства по сравнению со стоимостью, определенной в проектном задании, примерно на 100 млн. руб.

¹ Над спиральными камерами и отсасывающими трубами, в обхват турбинных шахт.

Объем строительных работ по гидроузлу в целом характеризуется следующими цифрами: насыпка грунта свыше 12 млн. м³, укладка бетона 780 тыс. м³, металлоконструкций более 10 тыс. т.

Снабжение строительства электроэнергией осуществляется от специально для этого сооруженной понизительной подстанции 110/35/6 кв с двумя трехфазными трансформаторами по 15 Мвт каждый. Электроэнергия на эту подстанцию поступала от Иркутской энергосистемы по линии 110 кв протяженностью 40 км.

Подъем на 1 м уровня воды в озере Байкал потребовал выполнения больших работ по переносу и защите различных объектов, попавших в затопляемую зону. Достаточно сказать, что пришлось взамен Круго-Байкальского участка построить новый участок железной дороги протяженностью около 100 км. Этот новый участок был электрифицирован.

Главная схема электрических соединений. Для Иркутской ГЭС принята схема электрических соединений, показанная на рис. 1. Однако к этой схеме проектирующая организация пришла не сразу.

Для технического проекта главная схема Иркутской ГЭС выбиралась в 1951 г.

К этому времени определилась тенденция к укрупнению энергосистем, повышению мощности гидроэлектростанций, гидроагрегатов, повышающих трансформаторов и пропускной способности линий электропередачи путем расщепления фаз. Были намечены к выпуску гидроагрегаты мощностью по 82,8 Мвт для Иркутской ГЭС и по 105 Мвт для Куйбышевской ГЭС, трансформаторы 400 кв, мощностью по 123,5 Мвт в фазе.

В основу выбранной в 1951 г. главной схемы были положены такие принципы, как укрупнение блоков, расщепление обмоток генераторного на-

прежения трансформаторов, связь двух повышенных напряжений через трехобмоточные трансформаторы.

Было решено каждую пару генераторов Иркутской ГЭС присоединить к укрупненным трансформаторам, причем первую пару — к трансформаторной группе 110/13,8 кв, вторую — к группе 220/110/13,8 кв, третью и четвертую — к группам 220/13,8 кв. Для распределительного устройства 110 кв была принята двойная система шин с присоединением к ней каждой трансформаторной группы через два выключателя, а линий электропередачи (в количестве шести) — через один выключатель и два разъединителя на присоединение. Для распределительного устройства 220 кв принята схема шестиугольника.

Однако вскоре после того, как была выбрана такая схема, жизнь предъявила новые требования к схемам электрических соединений гидроэлектростанций в отношении их упрощения и повышения надежности. Кроме того, принятая схема жестко ограничивала мощность гидроэлектростанции, выдаваемую в сеть 110 кв четырьмя агрегатами, а в сеть 220 кв — шестью агрегатами.

В связи с этим была принята новая схема, которая отличалась от прежней тем, что в распределительном устройстве 110 кв была дополнительно введена обходная, ремонтная система шин и вместо двух выключателей на каждую трансформаторную группу был принят один выключатель. Кроме того, было решено первую и вторую трансформаторные группы оставить прежними, а третью и четвертую заменить группами 220/110/13,8 кв, что повлекло за собой отказ от схемы шестиугольника в распределительном устройстве 220 кв, вместо которой была принята двойная система шин с одним выключателем и двумя разъединителями на присоединение.

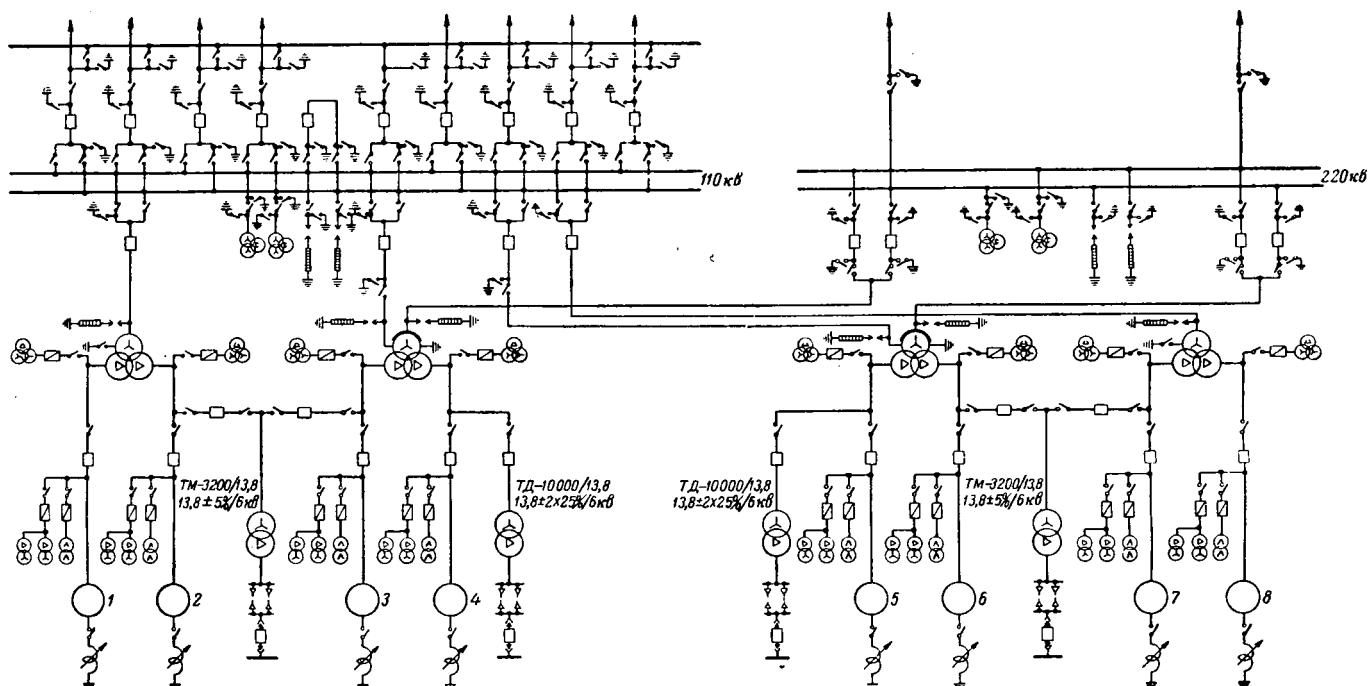


Рис. 1. Главная схема электрических соединений.

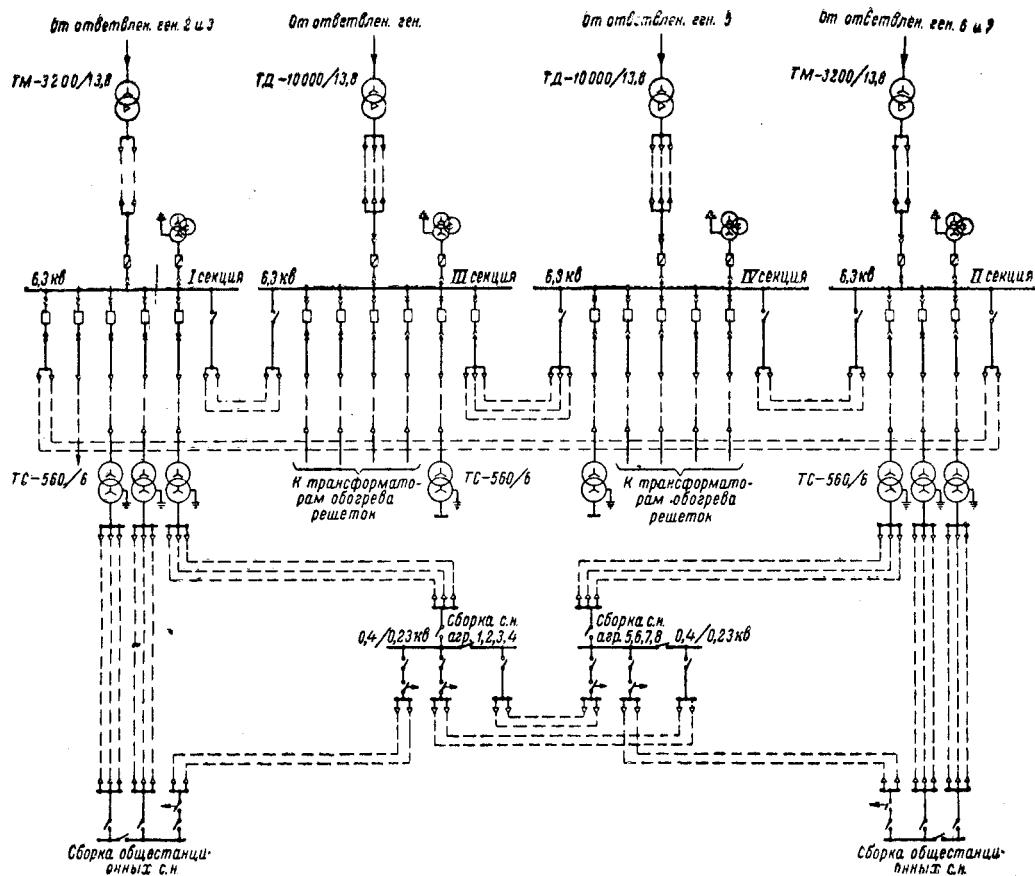


Рис. 2. Схема электроснабжения потребителей собственных нужд.

Новая схема позволяла выдавать в сеть 110 кв мощность восьми генераторов, а в сеть 220 кв — шести. Кроме того, при этой схеме значительно облегчался ремонт выключателей на линиях 110 кв и снижалась стоимость распределительного устройства 110 кв.

Число линий электропередачи 220 кв было уменьшено с трех до двух с сохранением прежней пропускной способности за счет применения расщепления фаз.

Прогресс в области трансформаторостроения позволил внести дальнейшие усовершенствования, в результате чего окончательно была принята схема, приведенная на рис. 1 и отличающаяся от предыдущей тем, что две пары генераторов присоединяются к трансформаторным группам 110/13,8 кв и две — к автотрансформаторным группам 220/110/13,8 кв.

Применение автотрансформаторов позволяет увеличить пропускную способность обмоток 110 и 220 кв вдвое и, следовательно, при необходимости передавать всю мощность гидроэлектростанции как в сеть 110, так и в сеть 220 кв. При этом вес, габариты и стоимость автотрансформаторов сохраняются теми же, что и трехобмоточных трансформаторов в предыдущих схемах.

Схема собственных нужд. В основу построения схемы (рис. 2) положен принцип раздельного питания агрегатных и общестанционных собственных нужд от отдельных трансформаторов 6/0,4 кв,

мощностью по 560 ква. Эти трансформаторы, в свою очередь, питаются от двух трансформаторов 13,8/6,3 кв, мощностью по 3 200 ква. Питание устройств обогрева элементов щитов и решеток гидроооружений осуществляется от двух отдельных трансформаторов 13,8/6,3 кв, мощностью по 10 000 ква, которые работают только зимой. Такая схема питания устройств обогрева дает значительное уменьшение потерь энергии, в трансформаторах собственных нужд 13,8/6,3 кв.

Каждый из четырех трансформаторов 13,8/6,3 кв питает свою секцию шин распределительного устройства собственных нужд 6,3 кв. Потребители собственных нужд переменного тока питаются на напряжении 380/220 в. Наличие напряжения 6 кв позволяет осуществить глубокие вводы и приближение трансформаторов к местам сосредоточения нагрузок низкого напряжения. Обогрев решеток осуществляется при напряжении 220 в.

Потребители собственных нужд постоянного тока питаются от двух аккумуляторных батарей, работающих в режиме постоянного подзаряда, обеспечиваемого подзарядными агрегатами.

Иркутская ГЭС автоматизирована и имеет полный автоматический цикл пуска и остановки основных агрегатов. Дежурный персонал находится только на общестанционном посту управления.

Телеизмерение основных электрических величин будет передаваться на диспетчерский пункт

энергосистемы. Оперативное управление отдельными элементами гидроэлектростанции может осуществляться с общестанционного поста управления, а также с местных приагрегатных постов управления, расположенных в непосредственной близости к агрегатам.

Релейная защита, автоматика, управление и сигнализация в настоящей статье не описываются, так как они осуществляются в соответствии с существующими положениями, которые достаточно известны.

Основное оборудование. На гидроэлектростанции устанавливаются восемь турбин с поворотными лопастями диаметром рабочего колеса 7,2 м, расчетным напором по мощности 26 м, мощностью при расчетном напоре 90 Мвт, скоростью вращения 83,3 об/мин, угловой скоростью 167 об/мин. Турбина снабжена комбинатором, автоматическим регулятором скорости типа РК-200 и маслонапорной установкой типа МНУ-20. Направляющий подшипник турбины имеет резиновый вкладыш с водяной смазкой. Для уменьшения утечки воды через закрытый направляющий аппарат предусмотрены резиновые уплотнения.

Генераторы Иркутской ГЭС — трехфазные, синхронные, вертикальные, зонтичные мощностью 82,8 Мвт каждый. Напряжение генераторов 13,8 кв, коэффициент мощности 0,8, номинальная скорость вращения 83,8 об/мин, к. п. д. при номинальной нагрузке и номинальном коэффициенте мощности 97,5 %. Генераторы снабжены продольно-поперечными успокоительными обмотками. Общий вес генератора 1 090 т, вес ротора 522 т, диаметр расточки статора 11,0 м, длина вала 8,5 м, маховой момент 39 000 т·м².

Кратность установленного тока короткого замыкания при возбуждении холостого хода и номинальном напряжении — около 1,27, синхронная реактивность по продольной оси — около 0,9, переходная реактивность по продольной оси — около 0,35, сверхпереходная реактивность по продольной оси — около 0,26, механическая постоянная — около 6,5 сек.

Возбуждение генераторов — машинное, прямое, с возбудителем и подвозбудителем, посаженными на вал генератора. Мощность возбудителя 532 кват, напряжение 380 в, скорость вращения 83,3 об/мин. Мощность подвозбудителя 33 кват, напряжение 250 в, скорость вращения 83,3 об/мин.

Обмотка статора генератора — стержневая с двумя параллельными ветвями. Система охлаждения — замкнутая, но для обогрева помещений здания гидростанции может размыкаться.

В качестве противоразгонных устройств гидроагрегатов на ГЭС приняты быстродействующие щиты, установленные в отсасывающих трубах.

Следует признать неоправданным применение на гидроэлектростанциях таких дорогих противоразгонных устройств, значительно усложняющих строительно-конструктивную часть ГЭС и условия ее эксплуатации. Необходимо еще раз обратить внимание на то, чтобы отечественные заводы, из-

готовляющие гидроагрегаты, создали более дешевые и простые в эксплуатации противоразгонные средства.

В качестве главных трансформаторов на Иркутской ГЭС устанавливаются трансформаторы, производство которых впервые освоено советской электропромышленностью.

Двухобмоточные трансформаторы — однофазные, масляные, с форсированным дутьем, предназначены для установки на открытом воздухе. Номинальная мощность каждого из них 70 Мва, напряжение $\frac{121}{\sqrt{3}} \pm 2 \cdot 2,5\% / 13,8 \text{ кв}$. Обмотка низшего напряжения расщеплена на две. На каждом вводе трансформатора имеется по два встроенных трансформатора тока типа ТВ и ТВД-160, 1 000/5 а. Вес трансформатора 92 т. Трансформаторы предназначены для включения в трехфазную группу мощностью 210 Мва.

Трехобмоточные трансформаторы — однофазные, масляные, с форсированным дутьем, предназначены для установки на открытом воздухе. Связь между обмотками среднего и высшего напряжения — автотрансформаторная. Обмотка низшего напряжения расщеплена на две.

Номинальная мощность каждого из трансформаторов 138/100/69 Мва. Напряжение при холостом ходе $\frac{242}{\sqrt{3}} \pm 2 \cdot 2,5\% / \frac{121}{\sqrt{3}} / 13,8 \text{ кв}$.

Трансформатор предназначен для соединения в трехфазную группу. Схема соединения — звезда с выведенным нулем на стороне высшего и среднего напряжения, треугольник на стороне низшего напряжения. Обмотки 220 и 110 кв имеют общую нейтраль, которая должна быть глухо заземлена. Мощность группы 414/300/207 Мва.

На линейном выводе 220 кв трехобмоточного трансформатора имеются два встроенных трансформатора тока типа ТВД-220 с коэффициентом трансформации 1 500—1 000—600/5 а. На линейном выводе 110 кв и выводе общей нейтрали обмоток 220 и 110 кв имеется по два встроенных трансформатора тока типа ТВТЛ-110 с коэффициентом трансформации 2 000—1 500—1 000/5 а. Выводы трансформатора снабжены емкостным делителем напряжения.

Вес трансформатора 195 т, транспортный вес — около 93 т.

Для распределительных устройств 110 и 220 кв принятые быстродействующие масляные выключатели типа МКП-110 с номинальным током 2 ка и мощностью отключения 5 Гва, а также МКП-220 с номинальным током 1 ка и мощностью отключения 6 Гва. К сожалению, производство таких выключателей заводом «Уралэлектроаппарат» еще не освоено. Поэтому пришлось временно установить выключатели, не рассчитанные на повышенную пропускную способность линий электропередачи с расщепленными фазами и имеющие мощность отключения меньше указанной.

Компоновка электротехнических сооружений. Земляная плотина, примыкающая к зданию станции слева, имеет протяженность 0,5 км, а справа

2 км. Территория станционного узла со стороны нижнего бьефа делится отводящим каналом на две части. На левобережной части располагается открытое распределительное устройство 110 кв, а на правобережной 220 кв.

В лево- и правобережной бетонных стенках, сопрягающих здание станции с земляными плотинами, размещаются склады трансформаторного и турбинного масел.

Компоновка открытых распределительных устройств принята типовой, с гибкой ошиновкой. Шаг ячейки распределительного устройства 110 кв — 10 м, 220 кв — 16 м. Ошиновка открытых распределительных устройств выполнена проводом марки АС. Сборные шины, вводы от повышательных трансформаторов и некоторые ячейки линий электропередачи выполнены расщепленными проводами, состоящими из двух проводов марки АС-400. Поддерживающие аппаратуру порталы и конструкции запроектированы металлическими.

По перекрытию здания гидроэлектростанции и земляным плотинам осуществляется автодорожная и железнодорожная связь между правым и левым берегами.

Главные повышательные трансформаторы и трансформаторы собственного расхода размещаются на сплошном бетонном массиве перекрытия здания гидроэлектростанции. Такое размещение трансформаторов оказалось возможным благодаря совмещенному типу здания ГЭС. Оно позволило не делать специального перекрытия под трансформаторы, вес каждого из которых равен примерно 200 т. То обстоятельство, что под бетонным массивом нет помещений, в которых размещается какое-либо электротехническое оборудование, позволило отказаться от герметизации перекрытий, которая сопряжена с большими трудностями.

Связь между главными повышательными трансформаторами и открытыми распределительными устройствами осуществляется воздушными переходами, расщепленными на три провода марки АСУ-400.

Общестанционные электротехнические помещения располагаются в блоке монтажной площадки, строительство которого обеспечивается в первую очередь. Благодаря этому общестанционный пост управления был готов к пуску первого агрегата, что позволило избежать временных монтажных схем, которые сильно затрудняют пусковые работы. Кроме того, пуск агрегатов по постоянной схеме значительно облегчает освоение их мощности, повышает надежность эксплуатации. Размещение общестанционного поста управления Иркутской ГЭС в блоке монтажной площадки не привело к перерасходу кабелей в связи с тем, что пост оказался расположенным примерно по середине между открытым распределительным устройством 110 кв и зданием гидроэлектростанции. На рис. 3 показан поперечный разрез здания ГЭС². Ширина машинного зала 22,7 м, длина 201,17 м. В машинном зале устан-

новлено восемь вертикальных зонтичных гидрогенераторов.

У каждого агрегата в нише стены машинного зала (со стороны нижнего бьефа) размещен приагрегатный пост управления с панелью защиты и автоматики, а также ячейка возбуждения. Регуляторы скорости и маслонапорные установки каждого агрегата установлены на той же отметке, что и приагрегатные посты управления. Ниже в нишах установлены панели агрегатного щита собственных нужд и питающие эти панели трансформаторы 6,0/0,4 кв с сухой изоляцией. На одной отметке с указанными панелями рядом с подгенераторными цилиндрами размещаются ячейки выводов нейтралей генераторов с дугогасящими индукционными катушками. Со стороны верхнего бьефа вдоль машинного зала расположены комплектные распределительные устройства 6 кв с трансформаторами для обогрева сорудержащих решеток.

Машинный зал и монтажная площадка размером 23,4×28,23 м обслуживаются двумя мостовыми кранами грузоподъемностью 310/75/20 т. В блоке монтажной площадки, примыкающей к зданию гидроэлектростанции слева, размещаются: общестанционный пост управления (на одном уровне с машинным залом), щит релейной защиты, аккумуляторные батареи, щит общестанционных собственных нужд и освещения, устройства связи, электролаборатория и другие вспомогательные службы.

Между стеной машинного зала и трансформаторной площадкой имеется одноэтажная облегченная пристройка, в которой размещается распределительное устройство 13,8 кв и шины разводки треугольников главных трансформаторов.

Вследствие больших токов генераторов (4 300 а) выполнение ошиновки в распределительном устройстве 13,8 кв плоскими алюминиевыми шинами встретило бы серьезные затруднения и привело бы к большому недоиспользованию цветного металла. Поэтому на Иркутской ГЭС для этой цели впервые был применен специальный алюминиевый швеллер. Каждая фаза ошиновки состоит из двух швеллеров, полки которых сварены между собой примерно через каждый метр. Под помещением распределительного устройства 13,8 кв располагаются три кабельные галереи. Для компактности распределительного устройства 13,8 кв принято боковое расположение приводов выключателей МГГ-20, обслуживание выключателей и управление ими осуществляются из одного коридора, как это было предложено Степановым и Лопшицом.

С пуском Иркутской ГЭС Советский Союз приступил к освоению гидроэнергетических ресурсов Восточной Сибири. В настоящее время на Ангаре строится Братская ГЭС и проектируется Усть-Илимская ГЭС; на Енисее проектируются Красноярская и Енисейская гидроэлектростанции.

Для наиболее эффективного использования огромных и исключительно дешевых гидроэнергетических ресурсов Восточной Сибири гидроэлектростанции, которые там строятся и будут строиться, требуется оснастить самым передовым

² Кран со стороны верхнего бьефа на рис. 3 не показан.

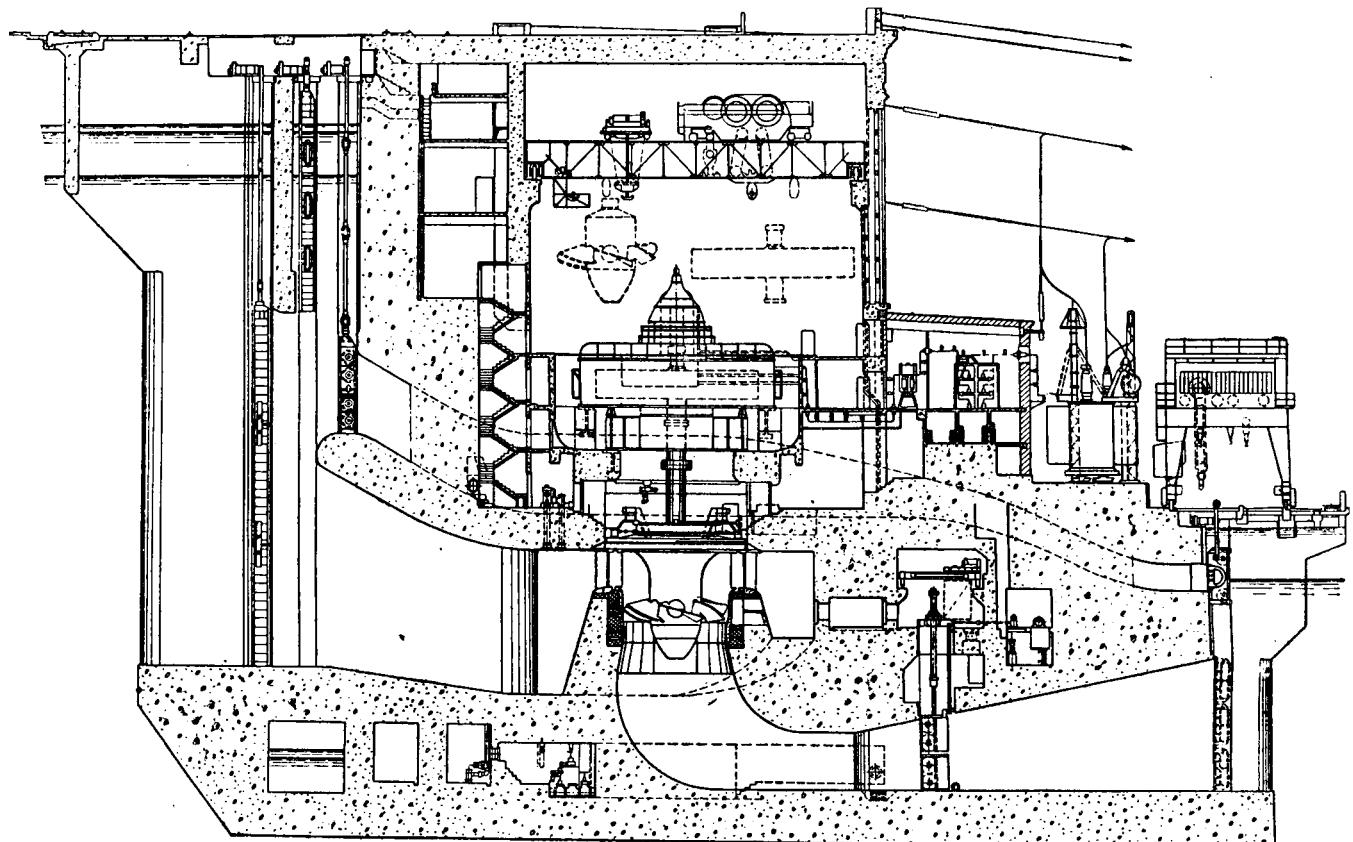


Рис. 3. Разрез по зданию гидроэлектростанции.

в техническом отношении оборудованием, с максимальными к. п. д., с полной автоматизацией и телемеханизацией, с наиболее дешевой и надежной аппаратурой. Отечественная промышленность должна обеспечить это.

Проектные организации, в свою очередь, должны дать самые передовые решения по главным схемам электрических соединений, по схемам собственных нужд, по компоновкам, обеспе-

чивающим надежную эксплуатацию, сокращенные сроки и более низкую сметную стоимость строительства.

Только при социалистическом, творческом сотрудстве промышленности, проектных и строительно-монтажных организаций возможно наиболее эффективно использовать энергетические ресурсы великих сибирских рек.

[18.2.1957]



Высоковольтные автотрансформаторы для энергетических систем

Инж. С. И. РАБИНОВИЧ

Московский трансформаторный завод им. Куйбышева

Бурный рост мощностей энергетических систем, отдельных генерирующих станций и приемных подстанций, рациональные и экономичные схемы коммутации определяют необходимость значительного укрупнения мощностей силовых трансформаторов в одной единице. Соединение между собой мощных высоковольтных сетей различных напряжений делает возможным применять для этих целей автотрансформаторы вместо применявшихся до последнего времени трансформаторов с раздельными обмотками. Этому благоприятствует также применение для высоковольтных сетей системы с заземленной нейтралью.

Выгоды, которые дает автотрансформатор за счет совмещения обмоток, наглядно видны из схемы рис. 1.

Из этой схемы легко получить, что типовая мощность автотрансформатора

$$P' = \alpha P, \quad (1)$$

где P — проходная мощность;

α — коэффициент выгодности.

Если $K = \frac{U_1}{U_2} > 1$, то

$$\alpha = \frac{K - 1}{K}. \quad (2)$$

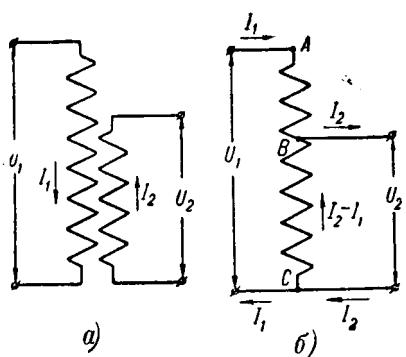


Рис. 1. Принципиальные схемы.
а — трансформатор; б — автотрансформатор.

Отсюда видно, что по мере уменьшения K величина α также уменьшается, стремясь к нулю, когда K приближается к единице.

Если взять стандартизованные у нас напряжения 110, 150, 220 и 400 кв, то получим следующие значения K и α (табл. 1).

Таблица 1

Соотношение напряжений	K	α	Соотношение напряжений	K	α
150/110	1,36	0,27	400/220	1,82	0,45
220/150	1,47	0,32	400/150	2,67	0,63
220/110	2	0,5	400/110	3,64	0,73

Следовательно, в наиболее благоприятных случаях 150/110 и 220/150 кв типовая мощность составит около 30% проходной; при наиболее распространенном соотношении напряжений 220/110 кв типовая мощность составит только половину проходной, и даже при соотношении напряжений 400/110 кв достигается выгода в 27% в типовой мощности автотрансформатора по отношению к проходной.

Отмеченное снижение типовой мощности автотрансформаторов влечет за собой соответствующее уменьшение расхода материалов и такое же снижение потерь (табл. 2 и 3).

Таблица 2

Сравнение веса однофазных трансформаторов и автотрансформаторов

Тип и мощность, Мв	Вес активной стали, т	Вес меди, т	Вес выемной части, т	Полный вес, т	Транспортный вес, т
	кг/квА	кг/квА	кг/квА	кг/квА	
Трансформатор ¹ 40/40/26,7	37 0,93	9,7 0,24	58 1,45	150 3,75	75*
Автотрансформатор 40/40/20	16,8 0,42	7,5 0,19	29 0,73	88 2,2	63**
Трансформатор 60/60/40	45 0,75	12 0,2	72 1,2	180 3,0	90*
Автотрансформатор 80/80/40	25,5 0,32	12,8 0,16	49 0,61	131 1,64	66* 98**

¹ Этот трансформатор выполнен из горячекатаной стали, все остальные — из холоднокатаной.

* Без масла.

** С маслом.

Таблица 3
Сравнение потерь в однофазных трансформаторах и автотрансформаторах

Тип и мощность, Мв	Потери холостого хода, квт/%	Нагрузочные потери, квт/%	Суммарные потери, квт/%
Трансформатор ¹ 40/40/26,7	130 0,32	238 0,6	368 0,92
Автотрансформатор 40/40/20	64 0,16	176 0,44	240 0,6
Трансформатор 60/60/40	198 0,33	283 0,47	481 0,8
Автотрансформатор 80/80/40	112 0,14	303 0,38	415 0,52

¹ См. сноску 1 к табл. 2.

Все приводимые данные относятся к понижающим трансформаторам и автотрансформаторам с напряжениями 220/110 кв и третичной обмоткой 11 кв, соединенной в треугольник.

На стороне 220 кв во всех случаях предусматриваются ответвления для регулирования напряжения $\pm 5\%$ при отключении от сети трансформатора.

Обобщая табл. 2 и 3, можно сказать, что при соотношении напряжений 220/110 кв стоимость и общие потери автотрансформатора составляют только 70% потерь и стоимости аналогичного трансформатора, что следует признать очень существенным.

В табл. 2 и 3 обращает на себя внимание сильное снижение в автотрансформаторах веса электротехнической стали и соответственно этому уменьшение потерь холостого хода, что благотворно отражается на повышении эксплуатационного к. п. д. автотрансформаторов. В то же время вес меди и нагрузочные потери снижаются в меньшей мере.

Крайне важным является также снижение веса и размеров автотрансформаторов, что позволяет строить и перевозить их больших мощностей, чем трансформаторы.

В 1955 г. было построено и введено в работу несколько групп автотрансформаторов 220/110 кв, 3×80 и 3×40 Мв.

В производстве находится и должна быть введена в работу в первом полугодии 1957 г. группа автотрансформаторов 3×167 Мв, 400/242 кв с третичной обмоткой 11 кв для одной из приемных подстанций линии электропередачи Куйбышевская ГЭС — Московская система. Благодаря применению автотрансформаторной схемы эти единицы удалось выполнить транспортабельными в собственных баках. Транспортный вес их составляет около 160 т, потери 0,45%.

Автотрансформаторная схема соединения обмоток существенным образом влияет и на величину реактивности. Действительно, если на рис. 1,б мы предположим вторичную сторону автотрансформатора короткозамкнутой, то первичное напряжение U_1 окажется приложенным не

к точкам AC , как при нормальной работе, а к точкам AB . Отношение числа витков на участке AB к полному числу витков между точками AC как раз равно коэффициенту выгодности α .

В результате реактивность автотрансформатора $u'_\tau \%$, отнесенная к проходной мощности автотрансформатора P , составляет только αu_τ , где u_τ — реактивность, $\%$, трансформатора мощностью P' , образуемого обмотками AB и BC .

Это обстоятельство существенным образом влияет на моделирование автотрансформатора, ибо приходится выбирать его размеры так, чтобы его эффективная реактивность u'_τ была достаточной для ограничения токов при коротком замыкании по соображениям динамической устойчивости обмоток.

Так, если для трансформатора мощностью P с передаточным отношением 150/110 кв токи короткого замыкания (без учета реактивности системы) не должны превосходить 12-кратного значения номинального тока, то его реактивность должна составлять 8,3%.

Если же мы вместо трансформатора намерены сделать автотрансформатор с тем же ограничением тока короткого замыкания в обмотках и тем же значением реактивности по отношению к системе, то мы должны выбрать модель трансформатора мощностью $P' = 0,27P$ (табл. 1), но имеющего реактивность $u_\tau = \frac{100}{12 \cdot 0,27} = 31\%$. Практически это приводит к меньшему сечению, диаметру и весу сердечника и более тяжелым обмоткам, чем у трансформатора данной типовой мощности P' с нормальной реактивностью порядка 10%, и является причиной изменения соотношений весов и потерь в автотрансформаторах, отмеченного выше (табл. 2 и 3). Благодаря этому легко удается получить небольшое значение эффективной реактивности, достаточное по соображениям динамической устойчивости обмоток при коротких замыканиях.

Если в мощных высоковольтных трансформаторах с раздельными обмотками для снижения реактивности при заданной высоте трансформатора, определяемой условиями железнодорожного габарита, приходится идти на увеличение сечения сердечника, веса трансформатора и его потерь холостого хода, то в автотрансформаторах эффективная реактивность получается более низкой естественным путем за счет самой схемы соединения обмоток.

Однако ввиду необходимости выбора для автотрансформаторов таких размеров моделей, которые имеют большую естественную реактивность, т. е. большое магнитное поле рассеяния, возникают значительные добавочные потери, вызываемые прохождением потоков рассеяния через металлические детали выемной части и бак. Эти потери могут составлять значительный процент от омических. При известных условиях магнитные потоки рассеяния, концентрируясь в от-

дельных металлических деталях конструкции, могут вызвать недопустимые местные нагревы, угрожающие нормальной работе автотрансформатора. Особенные трудности эти поля рассеяния представляют в трехобмоточных трансформаторах с автотрансформаторным соединением двух его обмоток.

Существенным недостатком электрического соединения обмоток между собой является также возможность непосредственного перехода перенапряжений, возникающих в сетях и обмотках автотрансформатора. Например, волны перенапряжений, набегающие на автотрансформатор по проводу, присоединенному к стыку общей и последовательной частей (точка B , рис. 1, б), проникают одновременно в обе части обмотки, причем в последовательную часть обмотки они набегают с обратной стороны, что существенно затрудняет обеспечение импульсной прочности обмоток. На основании исследований, проведенных на МТЗ, установлена необходимость постоянного включения соответствующих разрядников на обоих линейных вводах высоковольтного автотрансформатора независимо от режима работы.

Существенно осложняется регулирование напряжений при помощи ответвлений в обмотке. Если, например, исходить из концентрического расположения обмоток и выполнять ответвления в расположенной снаружи последовательной части обмоток (рис. 2, б), то легко видеть, что для заданного диапазона регулирования $a\%$ процент отключаемых витков наружного концентрата возрастает до $a' = a \frac{K}{K-1} = \frac{a}{\alpha}\%$. Следовательно, для $K=2$ $a'=2a\%$; для $K=1,5$ $a'=3a\%$.

Такое увеличение процента отключаемых витков увеличивает магнитный небаланс обмоток по высоте и имеет своим следствием возрастание осевых составляющих механических усилий при коротких замыканиях. Возрастают также напряжения между отдельными точками переключающего устройства при перенапряжениях, что может быть источником серьезных затруднений. Так, по исследованиям, произведенным лаборатор-

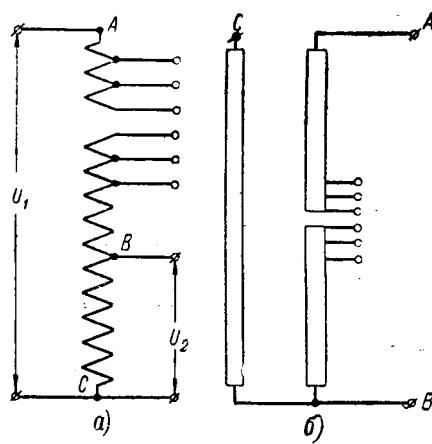


Рис. 2. Регулировочные ответвления в обмотке автотрансформатора.
а — принципиальная схема; б — фактическое расположение обмоток.

рией МТЗ, в автотрансформаторе 220/110 кв с диапазоном регулирования напряжения 10% (20% ответвлений в обмотке наружного концентрата) при воздействии полной волны максимально возможное напряжение на переключающем устройстве достигает 35% амплитуды против 20% при таком же диапазоне регулирования напряжения в трансформаторе с раздельными обмотками.

В крупных блоках трансформаторов мощностью 300 ... 500 МвА при напряжениях 220 и 400 кв регулирование напряжения можно осуществлять посредством вольтодобавочных агрегатов, включаемых в заземляемую нейтраль обмотки высшего напряжения (рис. 3). Из рассмотрения рис. 3, б легко убедиться, что применение этого способа включения регулировочного устройства в автотрансформаторах приводит к связанныму регулированию напряжения обеих обмоток. Основная трудность применения такого вольтодобавочного агрегата заключается в перевозбуждении главного автотрансформатора. Легко показать, что при колебании первичного напряжения в $\pm \alpha\%$ поддержание вторичного напряжения автотрансформатора постоянным путем включения вольтодобавочного агрегата в общую нейтраль сопряжено с изменением насыщения главного автотрансформатора в крайних режимах на $\frac{a}{\alpha}\%$.

Рассмотрим, например, понижающий автотрансформатор 220/110 кв с вольтодобавочным агрегатом, включенным в нейтраль для обеспечения постоянства вторичного напряжения при колебаниях подводимого напряжения $\pm 10\%$, без учета внутреннего падения напряжения в самом автотрансформаторе (рис. 3, б).

В табл. 4 даны напряжения на отдельных участках этой схемы как при номинальном, так и при двух крайних режимах подводимого напряжения V_1 .

Таблица 4

$V_1, \text{кв}$	$U_1, \text{кв}$	$\Delta U, \text{кв}$	$U_2, \text{кв}$	$V_2, \text{кв}$	Насыщение главного автотрансформатора, %
242	264	-22	132	110	120
220	220	0	110	110	100
198	176	+22	88	110	80

Из табл. 4 видно, что при повышении подводимого напряжения на 10% поддержание вторичного номинального напряжения возможно только при перевозбуждении главного автотрансформатора на 20% ($a = 10$; $\alpha = 0,5$).

Явления перенасыщения можно избежать путем включения последовательной обмотки вольтодобавочного агрегата в линейный конец обмотки ВН или СН автотрансформатора. Однако это достигается ценой существенного усложнения изоляции последовательной обмотки, которая при включении в линию должна быть изолирована на

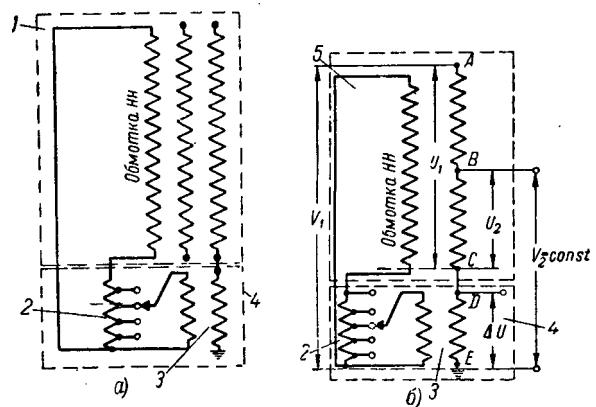


Рис. 3. Схемы включения вольтодобавочного агрегата в заземляемую нейтраль.

а — для трансформатора; б — для автотрансформатора.
1 — главный трансформатор; 2 — регулировочный автотрансформатор;
3 — последовательный трансформатор; 4 — вольтодобавочный агрегат;
5 — главный автотрансформатор.

напряжение соответствующей обмотки. Серьезным осложнением вольтодобавочного агрегата, включаемого в линию, является необходимость считаться с возможностью короткого замыкания между ним и главным трансформатором. При этом вольтодобавочный агрегат окажется в очень тяжелых условиях по токам короткого замыкания, тогда как при включении в нейтраль появление на последовательной обмотке полного линейного напряжения исключается самой схемой включения.

Существенным недостатком автотрансформаторного соединения является обязательное заземление нейтрали, что может представить дополнительные трудности для создания простой и надежной системы релейной защиты.

Наконец, к числу недостатков автотрансформаторного соединения, выполняемого звездой (соединение автотрансформаторов в треугольник для высоковольтных сетей практически неосуществимо), следует отнести невозможность получения фазного сдвига между напряжениями связываемых сетей.

Однако все же основные преимущества автотрансформаторов столь велики, что, несмотря на перечисленные выше отдельные недостатки, применение их весьма целесообразно и оправдано даже для $K = 3 \dots 4$.

Высоковольтные автотрансформаторы, как правило, выполняются с третьей обмоткой низшего напряжения 6, 10 или 35 кв. На подстанциях эта обмотка используется для подключения синхронных компенсаторов, шунтирующих реакторов и питания вольтодобавочного агрегата. Она может быть использована и для питания потребителей. Мощность этой обмотки при заданной проходной мощности P передачи не должна превосходить типовой мощности P' автотрансформатора, так как в противном случае эта третичная обмотка явится определяющей моделью автотрансформатора.

Обмотки высоковольтных понижающих трансформаторов с высшим напряжением 220 кв и бо-

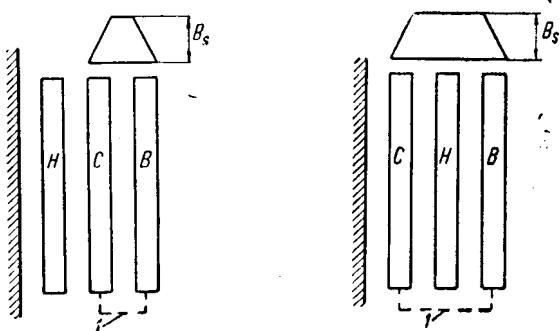


Рис. 4. Расположение обмоток в понижающем трансформаторе на 220 кв.

B — обмотка высшего напряжения; *C* — обмотка среднего напряжения; *H* — обмотка низшего напряжения.

1 — соединение обмоток при автотрансформаторной схеме.

Рис. 5. Расположение обмоток в повышающем трансформаторе на 220 кв.

B — обмотка высшего напряжения; *C* — обмотка среднего напряжения; *H* — обмотка низшего напряжения.

1 — соединение обмоток при автотрансформаторной схеме.

лее обычно располагаются в порядке, изображенном на рис. 4*.

Реактивности обмоток понижающих трансформаторов 220/110/11 кв, отнесенные к их номинальной мощности, обычно составляют:

между обмотками ВН и СН 14...15%
между обмотками СН и НН 7...8%
между обмотками ВН и НН 22...25%

В автотрансформаторах соотношения реактивностей существенно изменяются. Оставляя такое же расположение обмоток, как на рис. 4, с той лишь разницей, что через *B* теперь обозначается последовательная обмотка автотрансформатора, а через *C* его общая обмотка, получаем для тех же напряжений 220/110/11 кв примерно следующие соотношения реактивностей:

220/110 кв: . . . 9...11% (к проходной мощности автотрансформатора $P = 2P'$)
220/11 кв: . . . 16...19% (к типовой мощности P)
110/11 кв: . . . 9...11% (к типовой мощности P)

Приведенные значения реактивностей относятся, в частности, также и к трансформаторам и автотрансформаторам, данные весов и потерь которых приведены в табл. 2 и 3.

Для повышающих высоковольтных трансформаторов применяется расположение обмоток, приведенное на рис. 5. Такое расположение, хотя и влечет за собой небольшое увеличение размеров и весов трансформатора за счет увеличения изоляции в его окне, однако дает более благоприятное распределение реактивностей между обмоткой генераторного напряжения и вторичными обмотками. В частности, для повышающих трансформаторов 10,5 ... 18/121/242 кв оно дает те же реактивности между соответствующими

обмотками, отнесенные к номинальной мощности трансформатора, что и у понижающих, а именно:

НН — ВН	14...15%
НН — СН	7...8%
СН — ВН	22...25%

Если выполнить автотрансформаторное соединение обмоток СН и ВН, как показано на рис. 5, то получается благоприятное соотношение реактивностей в связи с тем, что обмотка ВН оказывается расположенной по обе стороны обмотки генераторного напряжения. Так, для вторичных напряжений 121 и 242 кв можно получить следующие значения реактивностей:

генераторное — 121 кв: 8...10% (к типовой мощности P' , равной мощности генератора)
генераторное — 242 кв: 6...7% (то же)
121 — 242 кв: 12...15% (к проходной мощности автотрансформатора $P = 2P'$)

Несколько низкое значение реактивности между обмоткой генераторного напряжения и обмоткой 220 кв обусловливает в случае короткого замыкания на шинах генераторного напряжения повышенные против обычного допускаемых в крупных трансформаторах токи короткого замыкания в обмотках. Но в данном случае это оказывается допустимым вследствие особенностей расположения обмоток, отмеченных выше, и создаваемых ими магнитных полей.

Однако если для выдачи генераторной мощности приведенные реактивности весьма благоприятны, то для транзитной передачи при остановленном генераторе эффективная реактивность автотрансформатора составляет до 15%. Учитывая, что $u_i = \alpha u$, и значение α для данного случая равно 0,5, это означает, что мы имеем дело с трансформатором типовой мощности P' , реактивность между двумя крайними обмотками которого $u_i = \frac{15}{0,5} = 30\%$. Такая реактивность связана с очень большими потоками рассеяния, которые могут вызвать не только большие добавочные потери, но и недопустимые нагревы отдельных частей конструкции. Эпюра индукции B_s поля рассеяния для случая такой работы приведена на рис. 5.

В очень крупных автотрансформаторах это обстоятельство вызывает необходимость ограничить нагрузку, допустимую для такого транзитного режима, 70 ... 80% возможной по токовым нагрузкам обмоток проходной мощности автотрансформатора P , равной для данного соотношения напряжений двойной генераторной мощности (типовая мощность P' равна генераторной). Однако даже при таком ограничении транзитная мощность высоковольтных обмоток, соединенных по автотрансформаторной схеме, при $K = 2$ в 1,5 раза превышает мощность генератора, что с успехом может быть использовано при разработке схем коммутации крупных станций.

Экономическая выгода в материалах от применения в повышающих трансформаторах авто-

* Здесь мы не рассматриваем понижающих трансформаторов с высшим напряжением 110 кв, у которых применяется различное взаимное расположение внутренних обмоток 6, 10 и 35 кв, как это предусмотрено реактивностями, принятыми ГОСТ 401-41.

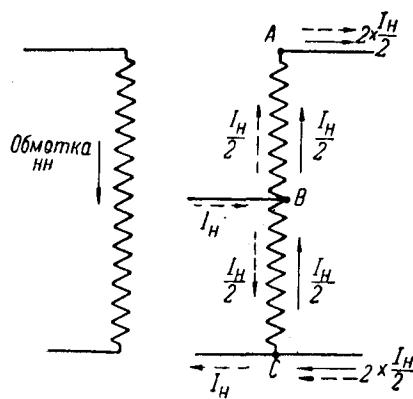


Рис. 6. Распределение токов в обмотках повышающего автотрансформатора для случая комбинированной нагрузки.

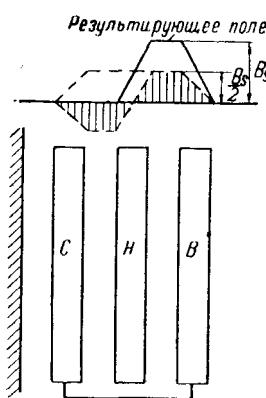


Рис. 7. Эпюры составляющих и результирующего магнитного поля обмоток для нагрузки согласно рис. 6.

трансформаторной схемы соединения высоковольтных обмоток с расположением по рис. 5 невелика. Это связано с тем, что типовая мощность, задаваемая генератором, не меняется. Модель трансформатора несколько изменяется, вес стали и соответственно постоянные потери уменьшаются; при $K=2$ это снижение составляет 15 ... 25 %. В такой же примерно пропорции возрастает вес меди. Однако нагрузочные потери не увеличиваются, а, наоборот, уменьшаются за счет лучшего использования обмоток. Только при отдаче всей мощности генератора в сеть среднего напряжения потери остаются прежними, так как последовательная часть обмотки остается неиспользованной. При выдаче мощности в сеть высшего напряжения нагрузочные потери снижаются в 1,5 ... 2 раза в зависимости от величины K за счет того, что работают обе вторичные обмотки вместо одной. При транзитной передаче нагрузочные потери резко снижаются за счет применения автотрансформаторной схемы.

Рассмотрим один случай комбинированной нагрузки, возможный в повышающих автотрансформаторах. Предположим, что мы имеем повышающий автотрансформатор 13,8/121/242 кв с расположением обмоток по схеме рис. 5. Пусть генератор отдает полную мощность P' в сеть 220 кв. Ток $I_{\frac{H}{2}}$ сети 220 кв, соответ-

ствующий этой мощности и протекающий по обеим последовательно соединенным высоковольтным обмоткам, показан на рис. 6 сплошными стрелками. Предположим, что одновременно передается такая же мощность P' из сети 110 в сеть 220 кв. Учитывая, что для этой передачи обмотка СН является уже первичной, а расположенная снаружи последовательная часть — опять вторичной, и обозначив ток этой передачи на рис. 6 пунктирными стрелками, убеждаемся, что в итоге обмотка СН окажется обесточенной, а обмотки НН и последовательная часть загружены своими номинальными токами. На рис. 7 даны эпюры составляющих и результирующего магнитного поля обмоток, полностью соответствующие токам, указанным на рис. 6.

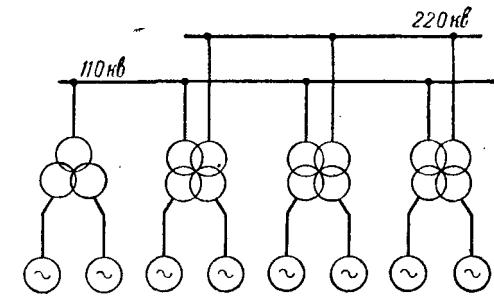


Рис. 8. Принципиальная схема коммутации гидростанции с применением трансформаторов.

Таким образом, оказывается, что автотрансформаторное соединение высоковольтных обмоток позволяет при $K=2$ передавать в сеть высшего напряжения полную мощность генератора и такую же мощность из сети СН. Эта новая возможность вместе с увеличенной транзитной возможностью передачи между высоковольтными обмотками создает серьезные предпосылки для упрощения схем коммутации крупных станций, выдающих свою мощность в две высоковольтные сети. Следует особо отметить, что автотрансформаторное соединение обмоток позволяет в дополнение к полной мощности генератора передавать энергию только из сети СН в сеть ВН и не позволяет такой дополнительной передачи в обратном направлении.

В качестве примера использования возможностей, которые дает автотрансформаторное соединение, можно привести схему строящейся крупной гидростанции, имеющей 8 гидрогенераторов. На рис. 8 приведена первоначальная схема коммутации этой станции, позволявшая получать 100 % мощности станции на напряжении 110 кв и 75 % мощности на напряжении 220 кв.

Взамен этой схемы по предложению МТЗ была принята схема с применением автотрансформаторов, приведенная на рис. 9. Эта схема, помимо уменьшения первоначальных затрат за счет замены одной группы трехобмоточных трансформаторов двухобмоточными 110 кв, уменьшения числа выключателей 220 кв и некоторого удешевления самих трехобмоточных трансформаторов, обладает большей маневренностью, позволяя получать 100 % мощности как на 110, так на 220 кв. Даже ограничивая транзитную мощность (при остановленных генераторах) 150 % генераторной мощности вместо 200 %, степень взаимного резервирования сетей не снижается. Потери на трансформацию уменьшаются на ~20 %. По предложению МТЗ на ряде станций приняты к установке повышающие автотрансформаторы, что дает серьезные экономические выгоды. Аналогично случаю комбинированной нагрузки повышающего автотрансформатора рассмотрим случай комбинированной нагрузки понижающего, передающего P' [кв] в третичную обмотку и $P - P'$ — в обмотку СН.

На рис. 10 штрих-пунктиром дана эпюра индукции B_s поля рассеяния, когда работают только обмотки, соединенные по автотрансфор-

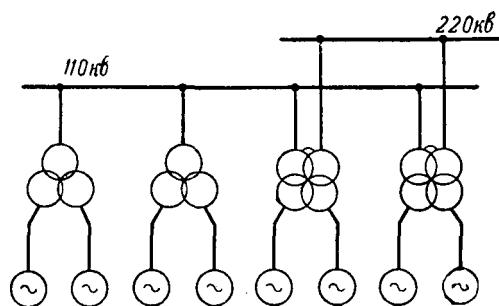


Рис. 9. Принципиальная схема коммутации гидростанции согласно рис. 8, но с применением автотрансформаторов.

торной схеме. Проходная мощность составляет P [квт]. Пунктиром с заштриховкой дана эпюра для случая питания обмотки НН со стороны обмотки ВН (т. е. $B + C$). Передаваемая мощность равна типовой P' .

Учитывая, как прежде, что обмотка C в одной передаче является частью первичной, а в другой является вторичной, легко убедиться, что она в итоге будет обесточена, и эпюра индукции поля рассеяния представится трапецией, изображенной внизу на рис. 10. Эта же трапеция может быть получена сложением эпюр, изображенных на верху рис. 10, если при этом их редуцировать соответственно передаваемой мощности.

Таким образом, теоретически оказывается возможным передать полную проходную мощность автотрансформатора P и в том числе P' [квт] в третичную обмотку, не перегружая ни одной из обмоток, вернее обмоток B и H , так как C вообще обесточена.

Поскольку эпюра полей рассеяния, изложенная внизу рис. 10, совпадает с изображенной на рис. 5, к этому режиму относятся те же ограничения нагрузок, которые отмечались для транзитного режима повышающего автотрансформатора, а именно: в крупных понижающих автотрансформаторах из-за больших добавочных потерь в поле рассеяния возможны ограничения

нагрузок третичной обмотки даже ниже типовой мощности.

Возможны разные сочетания нагрузок обмоток, анализ которых не представляет трудностей при правильном учете наложения токов всех обмоток и создаваемых ими магнитных полей. Если токи нагрузок сдвинуты по фазе, то их действие можно рассматривать так же, как в трансформаторах с учетом реальных токов в обмотках.

Расположение обмоток, изображенное на рис. 5, представляет определенные трудности в отношении изоляции применительно к повышающим автотрансформаторам 220 и 400 кв.

Расположение, изображенное на рис. 4, для таких напряжений существенно упрощает изоляцию высоковольтных обмоток между собой, уменьшает габариты, легче дает возможность обеспечить транспортабельность автотрансформаторов, однако сопряжено со значительными затруднениями, создаваемыми магнитными полями, если обмотка НН является генераторной, определяющей отдаваемую мощность.

Применительно к автотрансформаторам большое значение имеет исследование магнитных полей рассеяния. Эти исследования нужны для того, чтобы снять возможные ограничения режимов, отмеченные выше, а также снизить величину добавочных потерь.

Тем не менее крупные высоковольтные автотрансформаторы обладают рядом серьезных преимуществ и, безусловно, имеются все основания для широкого их применения как на понижающих, так и на повышающих подстанциях.

[10. 1. 1957]



Управление станом с индивидуальным приводом валков

Кандидат техн. наук О. В. СЛЕЖАНОВСКИЙ
ЦКБ „Электропривод“

Индивидуальный привод валков мощных станов наряду с важными преимуществами по сравнению с групповым приводом вызывает усложнение систем управления и связан с некоторыми новыми требованиями к нему; основным из них является необходимость обеспечения прокатки без изгибов при достаточно равномерном распределении нагрузок между прокатными двигателями. Большая часть известных систем удовлетворяет эти требования недостаточно; кроме того, системы остаются неоправданно сложными и не обеспечивают благоприятного протекания

переходных процессов. Предложенная автором новая система (рис. 1) при достаточной простоте не имеет названных недостатков.

Обмотки возбуждения генераторов включены в мостовую схему, питающуюся от общего возбудителя VG^1 . В диагональ моста включен регулятор UR соответствия скоростей и токов прокатных двигателей. В том случае, когда регулятор

¹ Мостовая схема может быть образована также обмотками и омическими сопротивлениями или двумя обмотками и якорями возбудителей в случае применения двух возбудителей.

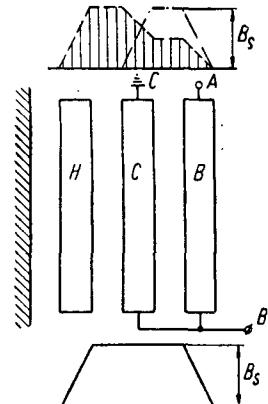


Рис. 10. Эпюры индукции поля рассеяния для различных режимов работы понижающего автотрансформатора.
 B — обмотка высшего напряжения; C — обмотка среднего напряжения; H — обмотка низшего напряжения.

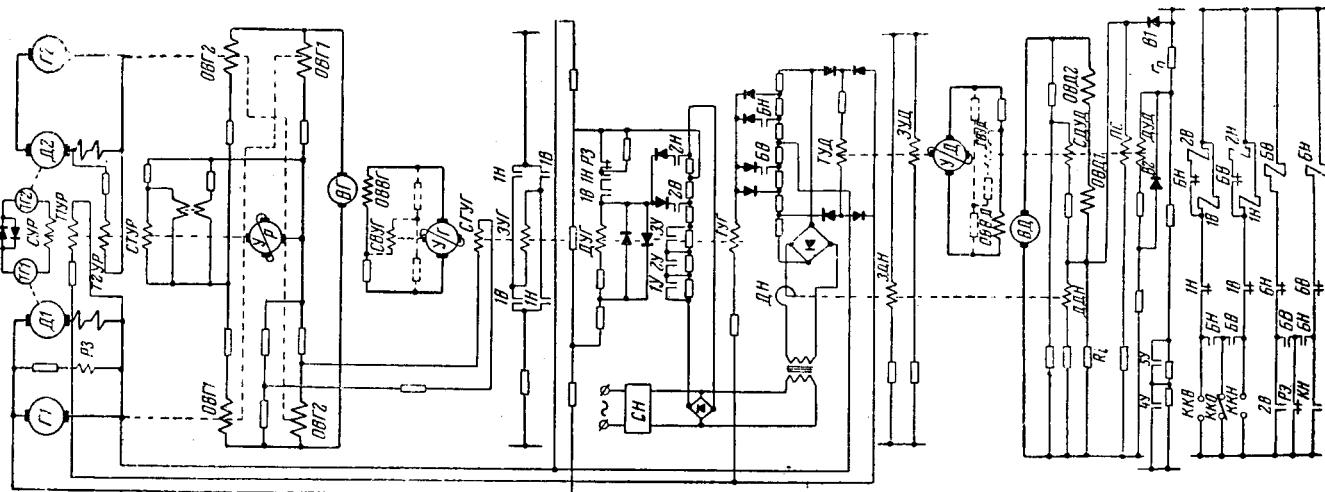


Рис. 1. Элементы схемы управления станом с индивидуальным приводом валков.

вступает в работу, поток возбуждения одного генератора возрастает, а другого уменьшается. Обмотки регулятора включены на падение напряжения в участках главной цепи каждого из прокатных двигателей и на разность напряжений тахогенераторов. Обмотки возбуждения двигателей получают питание от возбудителя B_1 , возбуждение которого осуществляется от усилителя $УД$ так, что обеспечивается протекание переходных процессов, близкое к оптимальному. Последнее достигается тем, что схема выполнена с положительно направленной н. с. задающей обмотки ЗУД, «отсечкой» по току возбуждения (дифференциальная обмотка ДУД) и положительной обратной связью по току возбуждения (обмотка ПС). Н. с. обозначены $F_{\text{зд}}$; $F_{\text{зд}}$; F_{nc} .

Намагничивающая сила задающей обмотки определяет полярность возбудителя в установленныхся режимах. Дифференциальная обмотка включена на разность двух напряжений: напряжения, пропорционального току возбуждения двигателя, и напряжения эталонного потенциометра. Выпрямитель $B1$ в цепи дифференциальной обмотки, исключая ее действие в режиме усиления потока возбуждения двигателя, позволяет получить отсечку по току возбуждения. Выпрямитель $B2$, шунтирующий обмотку, ограничивает н. с. обмотки в режимах ослабления потока возбуждения.

Статические характеристики систем управления возбуждения генераторов и прокатных двигателей показаны на рис. 2, а и б. Методика их построения аналогична изложенной в [Л. 1]. Анализ статических характеристик подтверждает принципиальную целесообразность принятой системы. Результирующая н. с. усилителя генераторов $УГ$ во всех режимах ограничена в узких пределах, результирующая же н. с. усилителя двигателя $УД$ изменяется таким образом, что позволяет создать благоприятные условия для формирования переходных процессов ослабления и усиления потока возбуждения прокатных двигателей.

Изменяя коэффициент усиления положительной обратной связи по току возбуждения двигателя и н. с. задающей обмотки, можно управлять характером протекания усиления потока возбуждения, выбирая наиболее целесообразный режим, применительно к конкретным условиям привода. В том случае, когда машины главного привода имеют низкое межламельное напряжение, малый маховой момент и повышенную электромагнитную постоянную времени, целесообразно увеличить н. с. задающей обмотки. Благодаря этому

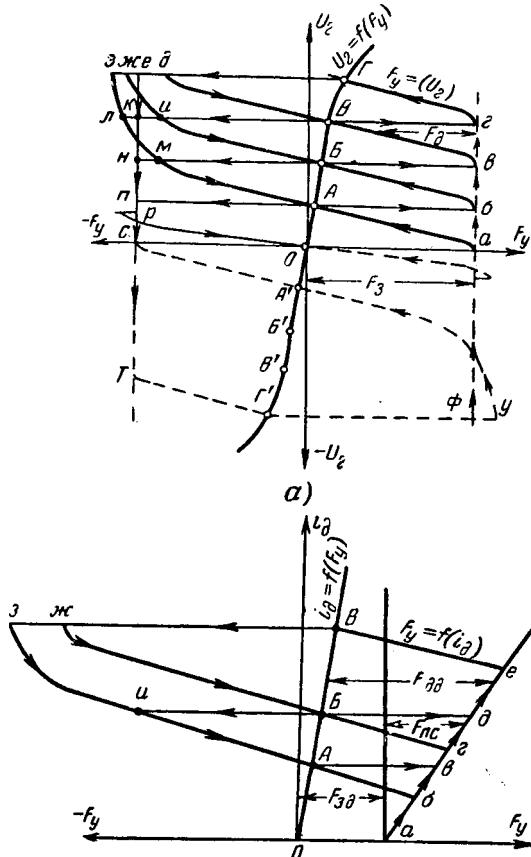


Рис. 2. Статические характеристики управления возбуждением генераторов и двигателей.

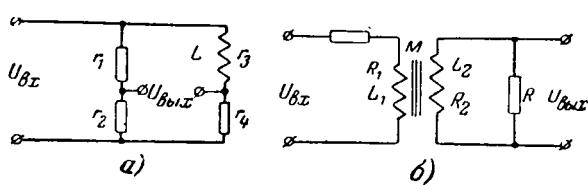


Рис. 3. Стабилизирующий мост и стабилизирующий трансформатор.

можно усилить форсировку нарастания потока возбуждения в начале процесса и получить наиболее правильно энергетически построенный режим торможения, при котором снижение скорости происходит первое время за счет интенсивного усиления потока возбуждения двигателя, а затем за счет снижения напряжения генератора. Возможны случаи, когда при форсированном увеличении потока регулятор нагрузки, стремясь ограничить ток главной цепи, вызовет даже некоторое увеличение напряжения генераторов выше номинального.

При применении машин с высоким межламельным напряжением, не позволяющим при торможении превышать номинальное напряжение, необходимо уменьшить н. с. задающей обмотки, а положительную обратную связь по току возбуждения усилить. Такая перестройка позволяет снизить начальное форсирование усиления потока возбуждения двигателей до нужной величины и усиливать форсирование по мере увеличения потока в соответствии с требованиями, изложенными в [Л. 1 и 2].

В предлагаемой схеме исключены врачающиеся источники эталонного напряжения. Генератор эталонного напряжения регулятора напряжения заменен стабилизатором напряжения, а генератор эталонного напряжения регулятора мощности — магнитным усилителем. Гибкие обратные связи по напряжению генераторов и току возбуждения выполнены при помощи мостовой дифференцирующей схемы Бирфельда без стабилизирующих трансформаторов.

Применение этой схемы позволяет получить ряд новых качеств. Из рассмотрения рис. 3,а следует, что передаточная функция $K(p)$ не-нагруженного дифференцирующего моста может быть найдена следующим образом:

$$U_{\text{вых}} = U_{\text{bx}} \left[\frac{r_2}{r_1 + r_2} - \frac{r_4}{r_3 + r_4} \cdot \frac{1}{(1 + pT)} \right].$$

В сбалансированном мосте

$$\frac{r_2}{r_1 + r_2} = \frac{r_4}{r_3 + r_4} = K_{cm},$$

тогда

$$K(p) = \frac{U_{\text{вых}}}{U_{\text{bx}}} = K_{cm} \frac{pT}{(1 + pT)}, \quad (1)$$

где

$$T = \frac{L}{r_3 + r_4}.$$

Сопоставим полученное выражение с передаточной функцией стабилизирующего трансформатора (рис. 3,б):

$$K(p) = \frac{U_{\text{вых}}}{U_{\text{bx}}} = K_c \frac{p}{p^2 T_1 T_2 (1 - \sigma^2) + p(T_1 + T_2) + 1}.$$

Здесь

$$K_c = \frac{MR}{R_1(R + R_2)}; \quad \sigma^2 = \frac{M^2}{L_1 \cdot L_2}; \quad T_1 = \frac{L_1}{R_1};$$

$$T_2 = \frac{L_2}{R + R_2}.$$

Если пренебречь рассеянием, т. е. считать, что $\sigma \approx 1$, и внести обозначения $T_1 + T_2 = \tau$; $K_{cm} = \frac{K_c}{\tau}$, то

$$K(p) = K_{cm} \frac{p\tau}{(1 + p\tau)}. \quad (2)$$

Отсюда следует, что при принятых допущениях передаточные функции моста и трансформатора имеют один и тот же вид. Однако вследствие того, что постоянные времени стабилизирующих трансформаторов в большинстве случаев существенно отличны от постоянных времени цепей обмоток возбуждения машин, образующих плечи мостовой схемы, эффект от применения сравниваемых схем также отличен.

Нетрудно показать, что это отличие может иметь принципиальный характер. Так, если напряжением U_{bx} является напряжение возбудителя генераторов U_{bx} , то, учитывая зависимость $U_{\text{bx}} = E_z \frac{(1 + pT_z)}{K_z}$, находим, что в случае применения мостовой схемы $U_{\text{вых}} = U_{\text{bx}} K_{cm} \frac{pT_z}{(1 + pT_z)} = = \frac{K_{cm}}{K_z} T_z p E_z$. Обозначив $\frac{K_{cm}}{K_z} T_z = \alpha$, получим:

$$U_{\text{вых}} = \alpha p E_z. \quad (3)$$

Намагничивающая сила обмотки электромашинного усилителя, включенной на напряжение выхода, будет приближенно равна:

$$F_{mz} \approx K_{mz} p E_z \approx K_{mz} p U_z, \quad (4)$$

где

$$K_{mz} = K_{cm} \frac{W_{\text{обм}}}{r_{\text{обм}}}.$$

В случае применения стабилизирующего трансформатора для напряжения $U_{\text{вых}}$ может быть написано следующее выражение:

$$U_{\text{вых}} = \frac{K_{cm}}{K_z} \tau \frac{(1 + pT_z)}{(1 + p\tau)} p E_z = \beta p E_z \frac{1}{(1 + p\tau)} + + \gamma p^2 E_z \frac{1}{(1 + p\tau)}. \quad (5)$$

Анализ выражений для $U_{\text{вых}}$ показывает, что мостовая схема позволяет создать обратную связь, пропорциональную чистой первой производной э. д. с. генераторов, в то время как стабилизирующий трансформатор дает при том же напряжении входа две составляющие, из которых первая пропорциональна первой производной э. д. с. генераторов, а вторая — второй. Кроме того, вносится дополнительный

элемент запаздывания, определяемый знаменателем $(1 + p\tau)$.

Для того чтобы при использовании мостовой схемы получить выражение, близкое к (5), на входе моста должно быть напряжение усилителя U_{y_2} , а не возбудителя.

Действительно, так как в этом случае

$$U_{\text{вых}} = U_{y_2} K_{cm} \frac{pT_{\theta_2}}{(1 + pT_{\theta_2})},$$

то при переходе от U_{y_2} к E_z

$$U_{\text{вых}} = \frac{K_{cm}}{K_{\theta_2} K_2} T_{\theta_2} (1 + pT_z) pE_z = \mu pE_z + \varepsilon p^2 E_z. \quad (6)$$

Намагничающая сила обмотки усилителя, включенной на $U_{\text{вых}}$, будет равна

$$F_{\text{мв}} \approx K_{\text{мв}} (1 + pT_z) pE_z \approx K_{\text{мв}} (1 + pT_z) pU_z. \quad (7)$$

где

$$K_{\text{мв}} = \frac{K_{cm}}{K_{\theta_2} K_2} T_{\theta_2} \frac{W_{\text{обм}}}{r_{\text{обм}}}.$$

Сопоставление выражений (5) и (6) показывает, что при малых значениях τ они практически аналогичны.

Таким образом, очевидно, что при относительно малых значениях τ и раздвижке τ и T действие гибких связей, создаваемых при помощи стабилизирующих трансформаторов и мостов, существенно отличны при одном и том же напряжении входа. При этих условиях гибкая мостовая обратная связь действует как обратная связь, созданная стабилизирующим трансформатором, включенным на выход следующего каскада.

На основании изложенного может быть истолковано известное положение о целесообразности увеличения значения постоянной времени стабилизации τ до величины, равной постоянной времени генератора T_z [Л. 3]. Действительно в рассматриваемых [Л. 3] системах генератора-двигателя с электромашинным возбудителем в случае соблюдения равенства $\tau = T_z$ выражение для гибкой обратной связи примет вид, аналогичный полученному для мостовой схемы [формула (4)], а так как при помощи обратной связи контролируется pE_z — производ-

ференцирующих мостовых схем, так как поставленная задача решается при этом автоматически, ибо $T = T_z$.

Систем, в которых целесообразно осуществлять контроль первой производной э. д. с. генераторов достаточно много. К ним относится и система управления возбуждения генераторов главного привода. Поэтому при разработке схемы основная гибкая связь была создана мостовой схемой, включающей обмотку возбуждения генераторов. Применения промежуточной обратной связи, показанной на схеме (рис. 1) пунктиром, следует избегать или сводить ее действие к минимальному необходимому по условию устойчивости.

Определение параметров гибких обратных связей и характер протекания режимов управления. Для напряжения генераторов (не учитывая действия регулятора, пренебрегая постоянными временем цепей обмоток управления электромашинного усилителя, действием вихревых токов и линеаризируя кривые намагничивания машин) может быть написано следующее уравнение:

$$U_z = F_{y_2} K \frac{1}{(1 + pT_k)(1 + pT_{\theta_2})(1 + pT_z)}, \quad (8)$$

где $K = K_y \cdot K_{\theta_2} \cdot K_2$ — коэффициент усиления системы:

$$K_y = \frac{\Delta U_{y_2}}{\Delta F_{y_2}}; \quad K_{\theta_2} = \frac{\Delta U_{\theta_2}}{\Delta U_{y_2}}; \quad K_2 = \frac{\Delta U_z}{\Delta U_{\theta_2}};$$

T_k , T_{θ_2} , T_z — постоянные времени усилителя, возбудителя, генератора;

$F_{y_2} = F_3 - F_{\theta_2} - F_{\text{мв}} - F_{\text{мв}}$ — н. с. усилителя УГ;

F_3 , F_{θ_2} , $F_{\text{мв}}$ — н. с. задающей и стабилизирующих обмоток;

$F_{\theta_2} = K_{\theta_2} (U_z - U_{omc})$ — н. с. дифференциальной обмотки.

Отсюда

$$F_{y_2} = F_3 + K_{\theta_2} U_{omc} - U_z \{ K_{\theta_2} + p [K_{\theta_2} + K_{\text{мв}} (1 + pT_z)] \}.$$

Подставляя значение F_{y_2} в уравнение (8), получим:

$$U_z = (F_3 + K_{\theta_2} U_{omc}) K \frac{1}{(1 + pT_k)(1 + pT_{\theta_2})(1 + pT_z) + K \{ K_{\theta_2} + p [K_{\theta_2} + K_{\text{мв}} (1 + pT_z)] \}}. \quad (9)$$

ная э. д. с. генератора, то создаются условия, способствующие равноускоренному протеканию

до отсечки форсировки, т. е. тогда, когда дифференциальная обмотка не включена:

$$U_z = F_3 K \frac{1}{(1 + pT_k)(1 + pT_{\theta_2})(1 + pT_z) + K p [K_{\theta_2} + K_{\text{мв}} (1 + pT_z)]}. \quad (10)$$

процессов управления потоком возбуждения генераторов. Однако из-за большого разнообразия встречающихся значений T_z условие $\tau = T_z$ при применении стабилизирующих трансформаторов выдержать трудно. Это затруднение исключается в случае использования диф-

ференциальной обмотки, пренебрегая действием промежуточной обратной связи ($K_{\text{мв}} = 0$) и принимая во внимание, что постоянные времени звеньев, охватываемых гибкой обратной связью, могут не учитываться, если постоянная времени передаточной функции обратной связи во много раз

превышает постоянные времена этих звеньев, для приближенного расчета находим:

$$U_z = (F_3 + K_{\partial z} U_{omc}) \frac{K}{(1 + K_{\partial z} K)} \frac{1}{1 + p \frac{T_z + K_{mz} K}{1 + K_{\partial z} K}} \quad (11)$$

или

$$U_z = (U_{zo} - U_{z, \text{кон}}) e^{-\frac{t}{T_{z, np1}}} + U_{z, \text{кон}}, \quad (12)$$

а до „отсечки“ форсировки при нулевых начальных условиях

$$U_z = F_3 K \frac{1}{1 + p(T_z + K_{mz} K)} \quad (13)$$

или

$$U_z = F_3 K \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{z, np2}}}\right). \quad (14)$$

В выражениях (12) и (14) $T_{z, np1} = \frac{T_z + K_{mz} K}{1 + K_{\partial z} K}$ и $T_{z, np2} = T_z + K_{mz} K$ — приведенные постоянные времена генератора после отсечки форсировки и до отсечки форсировки, когда система разомкнута. U_{zo} , $U_{z, \text{кон}}$ — исходное и конечное значения напряжений, определяемых изменением напряжения отсечки U_{omc} .

$$i_{\partial} = (F_{z\partial} + K_{\partial\partial} i_{omc}) K_{\partial} \frac{1}{(1 + pT_{\kappa})(1 + pT_{\theta\partial})(1 + pT_{\partial}) + K_{\partial} \{K_{\partial\partial} - K_{nc} + p[K_{m\partial} + K_{mb\partial}(1 + pT_{\partial})] - K_{nc}\}}$$

Задавшись временем управления $t = t_p$, можно на основе полученных выражений найти коэффициент обратной связи K_{mz} .

$$i_{\partial} = F_{z\partial} \cdot K_{\partial} \frac{1}{(1 + pT_{\kappa})(1 + pT_{\theta\partial})(1 + pT_{\partial}) + K_{\partial} \{p[K_{m\partial} + K_{mb\partial}(1 + pT_{\partial})] - K_{nc}\}}$$

или

$$i_{\partial} = F_{z\partial} K_{\partial} \frac{1}{T_{\kappa} T_{\theta\partial} T_{\partial} p^3 + [T_{\partial}(T_{\theta\partial} + T_{\kappa} + K_{\partial} K_{mb\partial}) + T_{\kappa} T_{\theta\partial}] p^2 + [T_{\kappa} + T_{\theta\partial} + T_{\partial} + K_{\partial}(K_{m\partial} + K_{mb\partial})] p - (K_{\partial} K_{nc} - 1)}.$$

Исходя из режима разгона до отсечки форсировки (14), находим:

$$K_{mz} = \frac{1}{K} \left[\frac{t_p}{\ln \frac{F_3 K}{F_3 K - U_{omc}}} - T_z \right]. \quad (15)$$

Правильность выбора K_{mz} может быть проверена расчетом переходного процесса по полному уравнению.

Аналогично составляется уравнение и определяются параметры для системы управления возбуждения прокатных двигателей:

$$i_{\partial} = F_{y\partial} K_{\partial} \frac{1}{(1 + pT_{\kappa})(1 + pT_{\theta\partial})(1 + pT_{\partial})}, \quad (16)$$

где $K_{\partial} = K_{y\partial} \cdot K_{\theta\partial} \cdot K_{\partial}$ — коэффициент усиления системы;

T_{κ} , $T_{\theta\partial}$, T_{∂} — постоянные времена усилителя, возбудителя и двигателя:

$$K_{y\partial} = \frac{\Delta U_{y\partial}}{\Delta F_{y\partial}}; \quad K_{\theta\partial} = \frac{\Delta U_{\theta\partial}}{\Delta U_{y\partial}}; \quad K_{\partial} = \frac{\Delta i_{\partial}}{\Delta U_{\theta\partial}} = \frac{1}{\Sigma R};$$

$F_{y\partial} = F_{z\partial} + F_{nc} - F_{\theta\partial} - F_m$ — н. с. усилителя УД:

$$F_{y\partial} = F_{z\partial} + K_{\theta\partial} i_{omc} + \\ + i_{\partial} [K_{nc} - K_{\theta\partial} - p(K_{m\theta\partial} + K_{m\partial} + K_{mb\partial} p T_{\partial})],$$

где

$$F_{nc} = K_{nc} i_{\partial}; \quad K_{nc} = \frac{R_t}{\Sigma r_{nc}} \omega_{nc};$$

$$F_{\theta\partial} = K_{\theta\partial} (i_{\partial} - i_{omc});$$

$$F_{z\partial} = \frac{i_{\partial n}}{K_{\partial}} (K_{nc} K_{\partial} - 1); \quad i_{omc} = \frac{U_c}{R_n} \cdot \frac{r_n}{R_t};$$

$$F_m = F_{mb\partial} + F_{m\partial} = p i_{\partial} [K_{mb\partial} (1 + p T_{\partial}) + K_{m\partial}],$$

где U_c — напряжение сети;

R_n — суммарное действующее сопротивление эталонного потенциометра;

$F_m = F_{mb\partial} + F_{m\partial}$ — н. с., создаваемая двумя мостовыми гибкими обратными связями.

Подставив указанные выражения в уравнение (16), получим:

$$\frac{1}{1 + pT_{\kappa} (1 + pT_{\theta\partial}) (1 + pT_{\partial}) + K_{\partial} \{K_{\theta\partial} - K_{nc} + p[K_{m\partial} + K_{mb\partial}(1 + pT_{\partial})] - K_{nc}\}}. \quad (17)$$

В режимах усиления потока до момента отсечки форсировки дифференциальная обмотка участия в работе не принимает.

Поэтому, полагая $K_{\theta\partial} = 0$, для данного режима имеем:

$$i_{\partial} = F_{z\partial} \cdot K_{\partial} \frac{1}{(1 + pT_{\kappa})(1 + pT_{\theta\partial})(1 + pT_{\partial}) + K_{\partial} \{p[K_{m\partial} + K_{mb\partial}(1 + pT_{\partial})] - K_{nc}\}} \quad (18)$$

Обычно $K_{\partial} K_{nc} \gg 1$. При этом условии один корень характеристического уравнения будет положительным, что свидетельствует о возрастающем темпе нарастания тока возбудителя. После достижения током i_{∂} тока „отсечки“ необходимо пользоваться выражением (17).

Для того чтобы применить формулу разложения для нулевых начальных условий при расчете режимов усиления потока возбуждения, расчет целесообразно вести не для тока, а для приращения тока возбуждения, т. е. начало координат должно быть перенесено в точку, отвечающую исходному установившемуся току возбуждения данной ступени возбуждения. В этом случае каждый раз должно быть под-

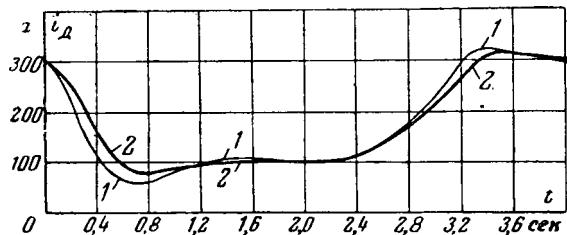


Рис. 4. Режимы управления потоком возбуждения прокатных двигателей 300...100...300 а.

$i_{dh} = 300 \text{ а}; i_{omc} = 240 \text{ а}; i_{min} = 100 \text{ а}; F_{zd} = 20 \text{ аш}; K_d = K_y \cdot K_{bd}, K_d = -5 \cdot 2,5 \cdot 2 - 25 \text{ аш/а}; K_{nc} = 0,6 \text{ аш/а}; K_{bd} = 3 \text{ аш/а}; T_k = 0,1 \text{ сек}; T_{bd} = 0,3 \text{ сек}; T_d = 6 \text{ сек}$

1 — при $K_{md} = 0,18$; $K_{mbd} = 0$; 2 — при $K_{md} = 0,1$; $K_{mbd} = 0,005$.

считано начальное расчетное действующее значение F_{zd} .

$$F_{zd} = F_{zd0} + \frac{i_{dx}}{K_d} (K_d K_{nc} - 1), \quad (20)$$

где F_{zd0} — н. с. задающей обмотки;

i_{dx} — значение тока возбуждения двигателя, соответствующего исходной ступени возбуждения.

Для уточнения влияния положительной обратной связи по току возбуждения и гибких обратных связей на протекание режимов управления были проведены расчеты при двух значениях коэффициента положительной связи K_{nc} и при различных способах создания гибких обратных связей:

- а) $K_{md} \neq 0; K_{mbd} = 0$;
- б) $K_{md} \neq 0; K_{mbd} \neq 0$.

Графики расчетных переходных процессов показаны на рис. 4 и 5.

При действии промежуточной гибкой обратной связи нельзя пренебрегать постоянными времени T_k и T_{bd} , так как благодаря включению в цепь возбуждения возбудителя значительного по величине сопротивления постоянная времени T_{bd} относительно мала. Расчеты должны вестись по полному уравнению третьего порядка. Однако в ряде случаев оказывается возможным ограничиться вторым порядком. Так же как в системе управления возбуждением генераторов, наличие промежуточной гибкой обрат-

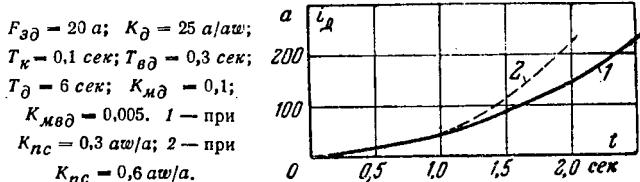


Рис. 5. Усиление потока возбуждения прокатных двигателей.

ной связи оказывается не обязательным. В этом случае

$$K_{md} = \frac{1}{K_d} \left\{ \frac{(K_{nc} K_d - 1) t}{\ln \left[\frac{i_d}{F_{zd} K_d} (K_{nc} K_d - 1) + 1 \right]} - T_d \right\}. \quad (21)$$

Однако в системе управления возбудителем двигателей промежуточная гибкая обратная связь способствует улучшению протекания режима усиления потока, хотя несколько ухудшает начальную часть режима его ослабления.

На рис. 6 показана фотография осциллограммы режимов управления потоком возбуждения двигателя лабораторного макета установки при действии только одной промежуточной гибкой обратной связи. Характер изменения потока Φ вполне удовлетворителен. Перерегулирование потока невелико, перерегулирование тока возбуждения i_d достигает 17%. Такое расхождение тока и потока объясняется действием вихревых токов.

Регулятор выравнивания нагрузок и скоростей рекомендуется выполнять с нелинейным сопротивлением в цепи обмотки, включенной на разность напряжений тахогенераторов. Назначение этого сопротивления состоит в том, чтобы не препятствовать регулятору выравнивать нагрузки двигателей. Вследствие наличия нелинейности, обмотка начинает эффективно действовать только с некоторого допустимого рассогласования скоростей.

Намагничающая сила регулятора UR , создаваемая токовыми обмотками, пропорциональна разности токов нагрузки $F_{\Delta I} = K_I \cdot \Delta I$.

Намагничающая сила обмотки, включенной на разность напряжений тахогенераторов, равна $F_{\Delta n} = K_n \cdot \Delta n$.

Расхождение скоростей, принудительно вызванное прокаткой, определит вынужденное

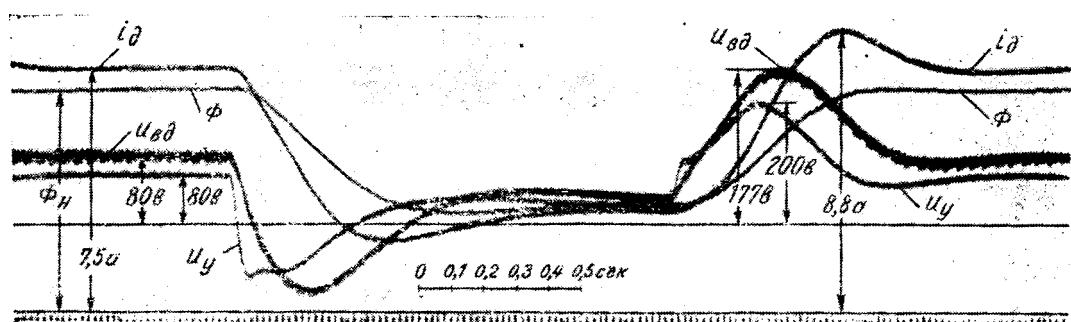


Рис. 6. Осциллограмма режимов управления потоком возбуждения двигателя лабораторного макета.

$i_{dh} = 7,5 \text{ а}; i_{omc} = 4,9 \text{ а}; i_{min} = 3 \text{ а}; K_d = 1,5 \text{ аш/а}; K_{nc} = 8,33 \text{ аш/а}; T_k = 0,05 \text{ сек}; T_{bd} = 0,117 \text{ сек}; T_d = 1,06 \text{ сек}; K_{bd} = 29,8 \text{ аш/а}$

расхождение нагрузок при условии равенства исходного значения э. д. с. генераторов $E_{z1} = E_{z2}$ и э. д. с. двигателей $E_d = E_{d2}$. Для этого случая

$$F_{\Delta n} = K_n \frac{R_s}{C\Phi} (1 + pT_s) \Delta I,$$

где R_s и T_s — сопротивление и постоянная времени якорной цепи;

C — постоянная двигателя.

Намагничающая сила возмущения регулятора F_s состоит из двух компонент $F_{\Delta I}$ и $F_{\Delta n}$:

$$F_s = F_{\Delta I} + F_{\Delta n} = \Delta I \left\{ K_I - K_n \frac{R_s}{C\Phi} (1 + pT_s) \right\}$$

или

$$F_s = \Delta I \left\{ \left(K_I - K_n \frac{R_s}{C\Phi} \right) - K_n \frac{R_s}{C\Phi} pT_s \right\}.$$

Обозначив $\frac{R_s}{C\Phi} = A$ при $T_s = 0$, получим:

$$F_s = \Delta I (K_I - K_n A).$$

Это выражение показывает, что наличие обмотки, дающей $F_{\Delta n}$, мешает выравниванию нагрузок. С другой стороны, очевидно, что эта обмотка может предотвратить возможность возникновения большого рассогласования скоростей, особо нежелательного при захвате слитков валками.

Регулятор нагрузки построен по известным принципам. Намагничающая сила токовой

обмотки усилителя UG уменьшает ускорение двигателей при их перегрузке в режиме разгона и задерживает снижение напряжения генераторов в режиме торможения. Намагничающая сила токовой обмотки усилителя UD усиливает поток возбуждения двигателей при превышении током величины тока уставки. По мере роста скорости двигателей ток уставки уменьшается при помощи магнитного усилителя, одна из обмоток которого включена на напряжение, пропорциональное тому возбуждения. Коеффициент усиления регулятора должен быть выбран для наиболее тяжелого случая — перегрузки в начале ослабления потока возбуждения двигателей. Намагничающая сила токовой обмотки должна прекратить начавшийся процесс уменьшения потока и обеспечить его усиление [Л. 2]. Ток двигателя при этом может превысить ток уставки (погрешность статического регулятора) на величину ΔI , меньшую разницы уставки предварительной защиты и уставки регулятора.

В ряде случаев, где желательно иметь высокий коэффициент усиления регулятора и улучшить характеристику привода, целесообразно рекомендовать применение электромашинного усилителя в сочетании с магнитным усилителем и фильтрами по аналогии с показанным в работе [Л. 4]. Большое количество обмоток управления магнитного усилителя позволяет осуществить включение всех описанных обратных связей. При применении систем с электромашинным усилителем

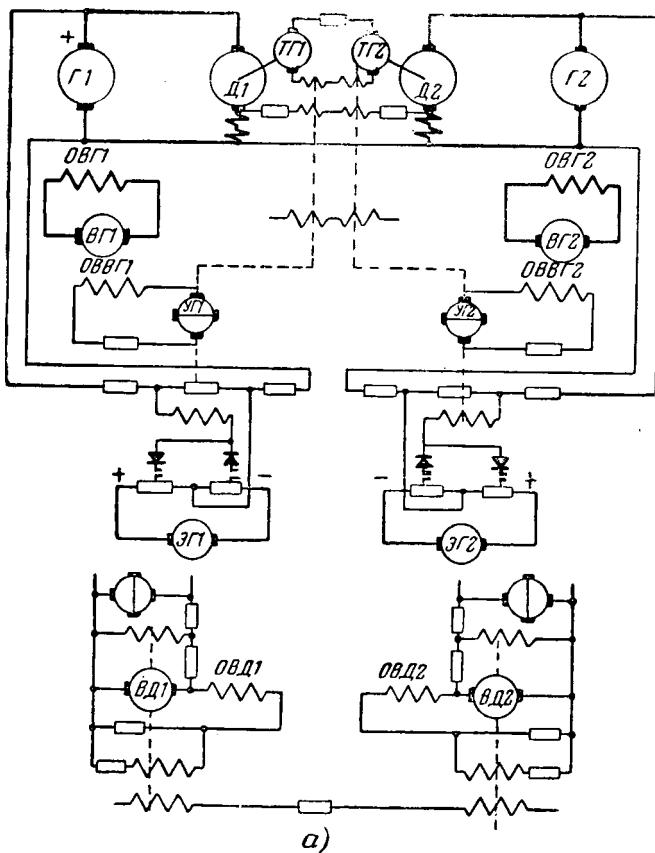
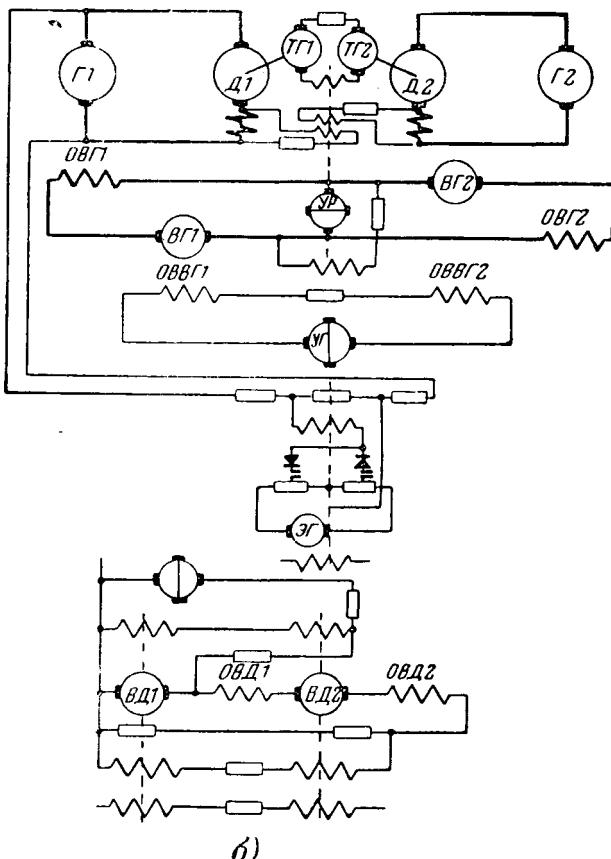


Рис. 7. Элементы систем управления стана 2800.
а — до модернизации; б — после модернизации.



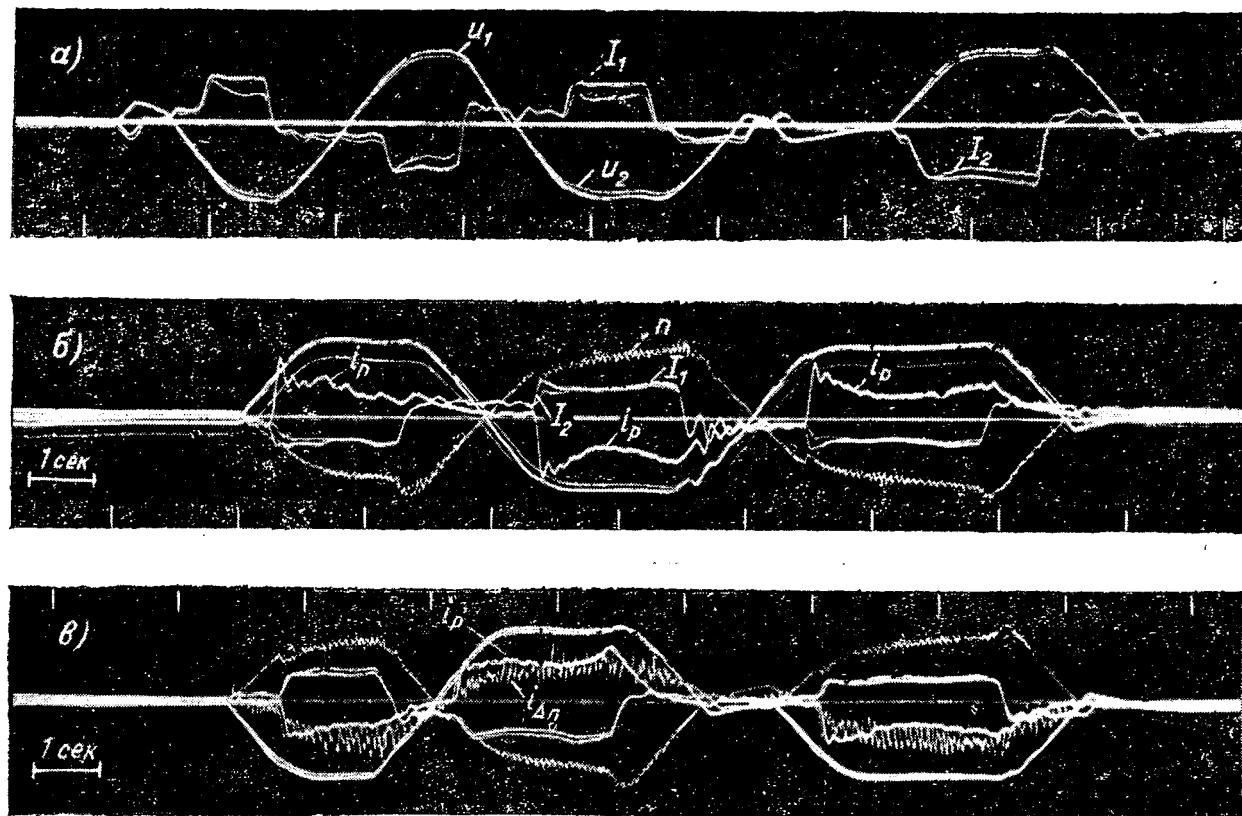


Рис. 8. Осциллограммы прокатки на стане 2800 после модернизации.

a — регулятор выключен; *b* — регулятор включен, но без обмотки согласования скоростей; *c* — регулятор включен со всеми его обмотками управления.

U_1, U_2 — напряжение генератора; I_1, I_2 — токи двигателей; i_p — ток якорной цепи усилителя регулятора; i_{Dn} — ток обмоток УР, включенный на разность напряжений тахогенераторов; n — скорость двигателя.

без магнитного усилителя, когда количество обмоток управления (четыре обмотки) недостаточно, введение обратных связей в систему управления возбуждением двигателя может быть осуществлено при помощи стабилизирующего трансформатора, включенного на выход электромашинного усилителя, что отвечает промежуточной обратной связи и разбалансированной мостовой схемы, включающей обмотку возбуждения двигателя. Разбалансированная схема позволяет получить н. с., состоящую из двух составляющих, из которых одна пропорциональна току возбуждения, а вторая — производной потока возбуждения.

Проверка новой системы. Основные решения новой системы прошли лабораторную проверку; начато успешное внедрение системы в промышленности. На толстолистовом стане 2800 в г. Ворошиловске эксплуатировалась система, показанная на рис. 7, а. Привод верхнего и нижнего валков осуществлялся от практически автономных систем, связанных только через обмотки электромашинных усилителей УГ1 и УГ2. Обмотки включались на разность падений напряжений в дополнительных полюсах и компенсационных обмотках двигателей, а также на разность напряжений двух тахогенераторов. Коэффициенты усиления этих связей были очень низкими, так как в противном случае возникала опасность потери устойчивости. Усиление же средств стабилизации приносило к недопустимому снижению интенсивности

протекания основных переходных процессов вследствие общности каналов управления. Особо неудовлетворительно действовали уравнительные связи после «отсечки» форсирования, когда их действию препятствовала система контроля напряжения.

В результате указанных недостатков часто при прокатке наблюдались недопустимые изгибы слитков, а разница в нагрузках двигателей достигала 50 ... 60% номинальной, а иногда и большей величины.

По нашей рекомендации система была изменена заводом на приведенную на рис. 7, б. При этом остались использованными ранее работавшие возбудители, а также часть электромашинных усилителей. Регулятор в модернизированной схеме включен в диагональ моста, образованного обмотками генераторов и якорями возбудителей.

Система в целом сильно упрощена, освободились и стали ненужными электромашинный усилитель, эталонный генератор, некоторые стабилизирующие трансформаторы и ряд других элементов.

Положительные результаты объединения управления основными процессами, а также эффект действия регулятора видны на осциллограммах² рис. 8.

² Осциллографические исследования в лаборатории и на заводе выполнены инженерами Е. Д. Лебедевым и М. Н. Сегалем.

На рис. 8,а зафиксирована прокатка при отключенном регуляторе; разница нагрузок (I_1 и I_2) и в этом случае меньше наблюдавшейся до модернизации.

На фиг. 8,б показана прокатка при работающем регуляторе, но при отключенной его обмотке, реагирующей на разность скоростей. Как следует из анализа осциллограммы, в результате действия регулятора установившиеся токи двигателей при прокатке достаточно близки. Наибольшее расхождение токов I_1 и I_2 наблюдается непосредственно после захвата металла валками, что объясняется различием скоростей верхнего и нижнего валков при захвате. Вызванный разницей токов двигателей ток регулятора i_p нарастает очень быстро и приводит к выравниванию нагрузок между двигателями.

На рис. 8,в показана работа системы при действии регулятора с включенными всеми его обмотками. Видно, что в результате действия обмотки разности скоростей, (показан ток $i_{\Delta n}$) напряжения генераторов U_1 и U_2 при холостых режимах расходятся очень мало, а следовательно, разность скоростей в момент захвата и токов двигателей I_1 и I_2 незначительна.

Увеличение разницы токов в установившихся режимах прокатки, вызванное влиянием обмотки согласования скоростей, невелико и мало сказы-

вается на положительной ее роли в других режимах.

Результаты анализа системы управления станом с индивидуальным приводом валков, экспериментальная проверка отдельных решений, а также опыт модернизации электропривода стана 2800 завода им. Ворошилова позволяют рекомендовать новую систему для проектируемых и реконструируемых станов. Замена стабилизирующих трансформаторов дифференцирующими мостовыми схемами способствует упрощению систем управления и может улучшить динамические показатели ряда приводов.

Литература

1. О. В. Слежановский. Анализ системы управления блумингом при помощи статических характеристик. Электричество, № 3, 1953.
2. О. В. Слежановский. Анализ системы управления реверсивным прокатным станом. Электричество, № 5, 1955.
3. В. В. Имададзе. Исследование систем автоматического регулирования и управления вспомогательных механизмов обжимных прокатных станов и мощных экскаваторов (Диссертация, 1953. Библиотека им. Ленина).
4. А. Г. Ефанов и Ю. Р. Рейнгольд. Электропривод мощных экскаваторов. Электричество, № 4, 1956.

[12.12.1956]



Новые требования к автотракторному электрооборудованию

Кандидат техн. наук А. И. ВАНЕЕВ

Москва

Применение электрооборудования на автомобилях и тракторах продолжает широко развиваться. На грузовых автомобилях получили применение обогреватели кабины и переднего стекла; тракторы оборудуются аккумуляторными батареями, стартерным пуском и электрическими вентиляторами для кабин. На современных легковых автомобилях широкое распространение получили радиоприемники, электрические стеклоочистители, коробки передач с электромагнитным управлением и т. д.; на автобусах — установки для кондиционирования воздуха. Требования к конструкциям изделий электрооборудования как с точки зрения удобства пользования автомобилем и трактором, так и в отношении повышения их экономичности и долговечности быстро возрастают.

Технические требования на новые модели автомобилей предусматривают повышение срока службы электрооборудования до капитального ремонта с 50 ... 70 тыс. км пробега до 100 тыс. км и более, а для автобусов и грузовых автомобилей большой грузоподъемности — до 150 ... 200 тыс. км пробега.

Срок службы тракторного электрооборудова-

ния до полного износа из условий равнопрочности должен быть не менее срока службы двигателя, т. е. порядка 10 сезонов эксплуатации.

На новых моделях автомобилей и тракторов применена система напряжения 12 в. На отечественных автомобилях с дизельными двигателями применяется система 12/24 в с переключением аккумуляторных батарей с параллельного на последовательное соединение во время пуска. Теперь намечается переход на напряжение 24 в без переключения аккумуляторов, что значительно упростит схему электрооборудования автомобилей.

Автомобильные генераторы и реле-регуляторы. Основные работы последнего времени по усовершенствованию конструкций автомобильных генераторов и реле-регуляторов были направлены на снижение их веса и размеров при обеспечении высокой эксплуатационной надежности. Удельная мощность генераторов новых типов возросла: для генераторов легкового автомобиля средней литражи («Волга») и грузового автомобиля средней грузоподъемности — с 18,25 до 22,5 вт/кг, а для генераторов малолитражных автомобилей с 18,2 до 28,7 вт/кг.

Возбуждение генераторов постоянного тока новых конструкций достигается следующими путями:

1. Улучшением системы вентиляции. Диаметр вентилятора у новых генераторов примерно на 20% больше, чем у старых. Увеличены вентиляционные отверстия в крышках. Объем воздуха, продуваемого через генератор за единицу времени, возрос примерно в 1,5 раза.

2. Применением для обмотки якоря провода с винифлексовой изоляцией вместо провода ПЭЛБД. Это дает повышение коэффициента заполнения паза в 1,4 раза.

3. Уменьшением размеров коллектора и щеток.

Однако использованы еще далеко не все возможности уменьшения размеров генераторов. Скорость автомобиля, при которой генератор отдает полную мощность:

$$v_{n.z} = \frac{n_z \cdot 60}{i \cdot k}, \quad (1)$$

где n_z — начальная скорость вращения, при которой происходит отдача полной мощности генератора;

i — передаточное число от двигателя к генератору;

k — число оборотов двигателя за 1 км пути автомобиля.

На новых моделях отечественных автомобилей скорость $v_{n.z}$ равна 21 ... 27 км/ч, а передаточные числа i к генераторам сохранены те же, что и на автомобилях старых марок (1,45 ... 1,55).

В США большинство моделей легковых автомобилей с гидротрансформаторами имеет скорость $v_{n.z}$ порядка 50 км/ч, а передаточные числа 2,0 ... 2,5. На европейских машинах без гидротрансформаторов $v_{n.z}$ не более 40 км/ч. Это дает

возможность повысить начальные скорости возбуждения до 2 000 ... 3 000 об/мин и более (вместо 1 500 ... 2 000 об/мин на отечественных автомобилях), уменьшить вес и размеры генераторов. Удельная мощность лучших образцов современных заграничных генераторов составляет 30 ... 40 вт/кг.

Макеты автомобильных генераторов постоянного тока, разработанные НИИ автоприборов в 1956 г., при мощности 350 вт и $n_z=2\ 500$ об/мин имеют вес 5,8 кг, т. е. удельная мощность достигла 60 вт/кг. Дальнейшие пути уменьшения веса генераторов следует искать в переходе на более теплостойкую изоляцию класса Б вместо применяемой в настоящее время изоляции класса А. Правда, стоимость изоляционных материалов этого класса пока еще высока.

Определение основных исходных параметров автомобильного генератора (мощность, начальная скорость возбуждения, передаточное число) производилось раньше путем подбора. В настоящее время НИИ автоприборов разработана методика обоснованного определения этих параметров. На рис. 1 приведены типовые характеристики

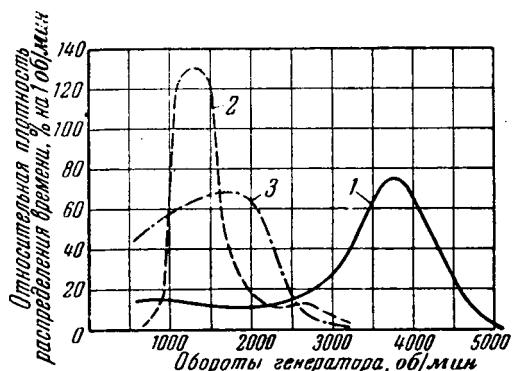


Рис. 1. Время работы генератора на разных скоростях при различных режимах эксплуатации автомобиля.
1 — загородная езда (шоссе 1-го класса); 2 — тяжелый ухабистый проселок зимой; 3 — свободная городская езда.

распределения скоростей генератора по времени, снятые при помощи специального прибора — классификатора скоростей. Зная кривые распределения скоростей и износы щеток при разных скоростях, полученные в лабораторных условиях, можно подсчитать ожидаемые износы в условиях эксплуатации при различных передаточных числах к генератору и выбрать оптимальное передаточное число. Начальная скорость возбуждения и мощность генератора определяются графическим путем, исходя из расчета баланса энергии при городской и загородной езде в ночное зимнее время, когда включается наибольшее число потребителей.

Регулятор, предназначенный для автомобильных генераторов должен поддерживать постоянное напряжение в пределах $\pm 0,5$ в (12-вольтовая система) при широком диапазоне изменения скорости вращения (кратностью 5 ... 7) и тока нагрузки.

Как показали исследования, увеличение регулируемого напряжения с 14 до 15,5 в при подкатной установке аккумулятора¹ приводит к сокращению срока службы аккумулятора примерно в 3 раза. Стабильность регулируемого напряжения является важнейшим требованием для регуляторов автомобильного типа.

Конструкции реле-регуляторов развиваются в направлении уменьшения размеров при обеспечении стабильности регулируемого напряжения и надежности работы. Сравнительные данные реле-регуляторов приведены в таблице.

Реле-регулятор	Год разработки	Вес, г	Давление на контактах, г	Электромагнитное усилие вдоль сердечника, г
PP-12	1945	3 600	500 ... 550	1 000 ... 1 100
PP-20	1953	1 600	230 ... 250	415 ... 450
PP-24	1956	720	150 ... 170	250 ... 280

¹ При такой установке температура электролита достигает 55° С.

Уменьшение размеров колебательной системы регулятора типа РР-24 дало возможность сохранить соотношение моментов электромагнитной силы и веса якоря таким же, как у регуляторов больших габаритов, благодаря чему этот регулятор, как показали испытания, мало чувствителен к воздействию внешних вибраций.

Уменьшение давления на контакты ниже 180 ... 200 г может привести к ухудшению работы регуляторов в эксплуатации (образование пленки окиси при повышенной влажности, большая возможность разрегулировки при изменении характеристик пружин и других механических деталей).

Путем применения якоря Г-образной формы вместо плоской при тех же размерах (регулятор РР-24), как показали испытания, можно повысить давление на контактах в 1,7 раза.

На современных автомобилях находят применение реле-регуляторы с ограничителем тока в виде отдельного элемента (трехэлементные) и без него (двухэлементные).

В НИИ автоприборов было проведено исследование влияния характеристик реле-регуляторов на зарядный баланс и срок службы аккумуляторов. Исследовались: трехэлементный реле-регулятор обычного типа, регулятор с повышающей внешней характеристикой (имевший дополнительную серийную обмотку, направленную против шунтовой) и двухэлементный реле-регулятор. Исследования показали, что наиболее быстрое восстановление заряда аккумулятора наблюдается при повышающей внешней характеристике регулятора. Исследования влияния характеристик регуляторов на срок службы аккумуляторов не выявили преимуществ трехэлементных реле-регуляторов и показали возможность перехода на двухэлементные реле-регуляторы на грузовых и легковых автомобилях. Это дает возможность уменьшить размеры реле-регулятора примерно на 30%.

Дальнейшие работы в области регуляторов должны быть направлены на создание простой схемы, позволяющей повысить токи возбуждения генераторов до 3 ... 3,5 а (вместо 1,8 а). Определенные возможности в этом направлении открываются с применением искрогасящих схем. Осциллографирование показывает, что в случае применения схемы с включением через выпрямитель (кристаллический диод) сопротивления, шунтирующего обмотку возбуждения генератора, условная разрывная мощность вибрационного регулятора снижается примерно в 2,5 раза. Однако одновременно наблюдается более быстрое образование на контактах пленки окислов. Другой путь, дающий возможность увеличения тока возбуждения генераторов, состоит в применении двухступенчатых вибрационных регуляторов. Условия работы контактов в регуляторах этого типа облегчаются, но устройство и особенно регулировка их усложняются.

За последнее время на автобусах начали применяться синхронные генераторы переменного тока с электромагнитным возбуждением. Питание потребителей и зарядка аккумуляторных батарей

осуществляются через селеновый выпрямитель. Освоена серия автобусных генераторов переменного тока следующих мощностей: 750 вт (автобус ЗИЛ-155); 1 200 вт (новый городской автобус ЗИЛ-129); 2 000 вт (междугородный автобус ЗИЛ-127). Генераторы — трехфазные, двенадцатиполюсные, с когтеобразным ротором, статор имеет катушечную обмотку.

Переход на переменный ток позволяет уменьшить вес и размеры генератора за счет повышения средних эксплуатационных и максимальных скоростей вращения (путем увеличения передаточного числа до 3) и повышения линейных нагрузок. Применение генераторных установок переменного тока экономически особенно целесообразно при больших мощностях (более 500 вт), когда в генераторах постоянного тока возникают ограничения по условиям коммутации при высоких скоростях.

В генераторах переменного тока повышение скорости ротора ограничивается работоспособностью шарикоподшипников (максимальная скорость вращения до 12 000 об/мин при сбалансированном роторе) и сроком службы приводных ремней. Допускаемая скорость для современных автомобильных генераторов постоянного тока составляет 9 000 ... 10 000 об/мин вследствие ограничения по условиям коммутации. Однако использование материалов в заграничных генераторах переменного тока значительно лучше вследствие более рационального использования магнитной системы генератора, применения распределенной обмотки статора и уменьшения воздушного зазора (до 0,25 мм на сторону). Удельная мощность генератора в этом случае достигает 100 вт/кг.

Наряду с указанными преимуществами генераторные установки переменного тока имеют также и недостатки. К ним относятся высокая стоимость селенового выпрямителя и необходимость обдува его потоком чистого воздуха, что создает трудности при выборе места установки выпрямителя, а также некоторое усложнение схемы генераторной установки. Необходимо исследовать возможность установки выпрямителя во всасывающем коллекторе двигателя после воздушного фильтра. Перспективным для автомобилей и тракторов является применение германьевых и кремниевых выпрямителей в случае снижения их стоимости.

Для легковых и грузовых автомобилей массового производства при мощностях 250 ... 300 вт может оказаться целесообразным применение генераторов переменного тока с параметрическим, ступенчатым регулированием напряжения в зависимости от включаемой нагрузки. Такая система перспективна в связи с установкой на автомобилях щелочных аккумуляторов, которые менее чувствительны к изменению напряжения генераторной установки.

Разработанные НИИ автоприборов генераторы переменного тока с такой системой регулирования, мощностью 225 вт, предназначенные для грузовых автомобилей, имеют вес 4,5 кг и селеновый выпрямитель весом 0,6 кг.

Регулирование автобусных генераторных уста-

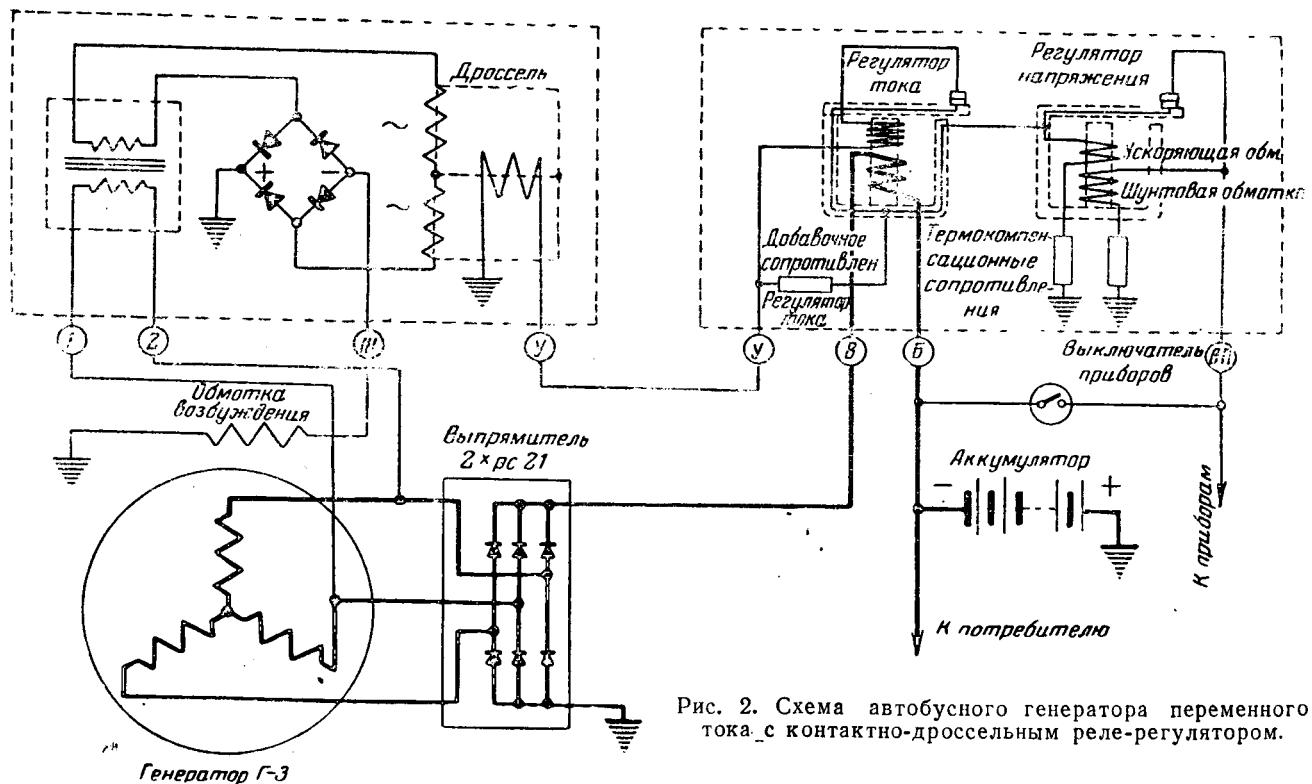


Рис. 2. Схема автобусного генератора переменного тока с контактно-дроссельным реле-регулятором.

новок переменного тока Г-2 осуществляется двумя вибрационными регуляторами, включенными в разделенную на две ветви обмотку возбуждения. В схеме генератора Г-3 мощностью 2 000 вт применен контактно-дроссельный регулятор, принципиальная схема которого показана на рис. 2. Такая схема дает возможность при одном вибрационном регуляторе увеличить ток возбуждения генератора до 3,9 ... 4,5 а без перегрузки контактов регулятора (ток разрыва контактов не более 0,9 а).

Тракторные генераторы. Исследования систем освещенияочных сельскохозяйственных работ показали, что уровень освещенности рабочего участка и частей орудий должен быть не ниже 5 ... 10 лк. На основе этих данных были определены мощность, необходимое количество и места установки осветительных приборов при различных видах сельскохозяйственных работ. Для тракторов различной мощности в зависимости от числа прицепных орудий установлена шкала необходимых мощностей тракторных генераторов: 120, 180 и 240 вт вместо применяемого в настоящее время генератора Г-30А мощностью 60 вт. В настоящее время начат выпуск тракторных генераторов повышенной мощности с постоянными магнитами.

Разработана также новая тракторная фара, которая обеспечивает равномерное освещение участка 7 × 18 м и обладает малым слепящим действием. Применявшаяся ранее на тракторах фара автомобильного типа освещала участок 3 × 5 м.

Разработка новых систем освещенияочных сельскохозяйственных работ позволяет, как показали испытания, на 30 ... 40% повысить коэффи-

циент использования тракторов за счет полноценной работы их в ночное время.

На тракторах новых типов будут устанавливаться электрические стартеры и аккумуляторы. В этом случае должны найти применение трехфазные генераторные установки переменного тока с постоянными магнитами, с зарядкой аккумуляторов через выпрямитель. С целью сокращения расхода никеля для тракторных генераторов будут применяться металлокерамические магниты из окиси железа и бария.

Стартеры и аккумуляторные батареи. Условия эксплуатации автомобилей требуют, чтобы их электрическая пусковая система обладала большим запасом надежности. После длительной безгаражной стоянки автомобилей должен обеспечиваться пуск двигателя без подогрева при температурах до -10°C . На рис. 3 приведена зависимость моментов сопротивления бензиновых автомобильных двигателей от объема их цилиндров (литраж) при пусковой скорости 50 об/мин и температуре -10°C . Как видно из приведенного графика, эта зависимость имеет прямолинейный характер. На графике указано разделение двигателей на группы, которые должны обслуживаться в соответствии с перспективным типажом стартерами одного типа.

Стартеры новых конструкций имеют приводы с перемещением по склоненным пазам и муфтой свободного хода. Применение привода такой конструкции уменьшает вес электромагнитного реле включения в 2 раза.

Кислотные стартерные аккумуляторы имеют пока неудовлетворительные весовые показатели. Так, аккумуляторы 6 в типа З-СТ-70 (установли-

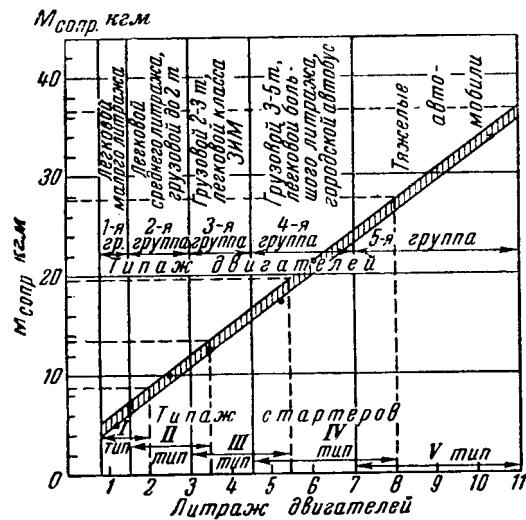


Рис. 3. Зависимость момента сопротивления бензиновых автомобильных двигателей от объема цилиндров при $n = 50$ об/мин и температуре — 10°C

ваемые на автомобиле ГАЗ-51) имеют удельную емкость $3,59 \text{ а}\cdot\text{ч}/\text{кг}$, против $5,96 \text{ а}\cdot\text{ч}/\text{кг}$ в зарубежных конструкциях.

Для некоторых типов автомобилей и для тракторов должно быть освоено производство аккумуляторов повышенной надежности, хорошо выдерживающих вибрацию и тряску, имеющих специальную комбинированную сепарацию пакетного типа, предохраняющую активную массу положительных пластин от оползания и выкрашивания. Срок службы таких аккумуляторов на $30 \dots 50\%$ больше, чем аккумуляторов обычной конструкции.

Весьма перспективным является применение на автомобилях стартерных щелочных аккумуляторов. Проведенные эксплуатационные испытания ламелированных железоникелевых стартерных аккумуляторов показали, что срок службы их в 4 и более раза превосходит срок службы кислотных аккумуляторов, что делает особенно целесообразным применение их на крупных автомобилях, имеющих большой срок службы шасси. Щелочные аккумуляторы обладают высокой механической прочностью, не боятся перезаряда, не подвержены разрушению при длительном хранении в разряженном состоянии — все эти свойства очень важны для автомобильных аккумуляторов. Однако вес комплекта щелочной батареи 3×3 СЖН-70 (ламельного типа) больше, чем кислотной батареи 2×3 СТ-70 в 2,2 раза. Железоникелевые аккумуляторы безламельного типа с изготовлением пластин методом спекания пористой основы имеют габариты, близкие к кислотным. Необходимо ускорить освоение их промышленностью.

Освещение автомобилей. Основной проблемой освещения автомобилей является создание системы с таким светораспределением, которая давала бы минимальную ослепляемость водителей встречных автомобилей и наилучшую освещенность дороги. Новый полуразборный оптический элемент автомобильной фары, устанавливаемой на авто-

мобилях «Москвич 402», обеспечивает увеличение максимальной силы дальнего света по сравнению с фарой старого типа ФГ-2 на 50%; длина освещенного пятна увеличилась на 20%, а ширина — на 12%.

При ближнем свете блескость фары снижена в 1,5 раза. В новых фарах применена лампа с измененной формой нити ближнего света и смещением ее влевую сторону на 2,5 мм (для снижения ослепленности). Лампа имеет криптоновое наполнение. В средней части рассеивателя имеется линза, создающая улучшенное освещение дальних участков дороги.

Решение проблемы борьбы с ослепляемостью может дать применение поляризованного света для автомобильных фар. Исследования, проведенные в НИИ автоприборов на макетах оптического элемента фары поляризованного света, показали, что в условиях встречного движения автомобилей в этом случае обеспечивается расстояние видимости препятствий приблизительно в 2 ... 3 раза больше, чем при фарах обычной конструкции (рис. 4).

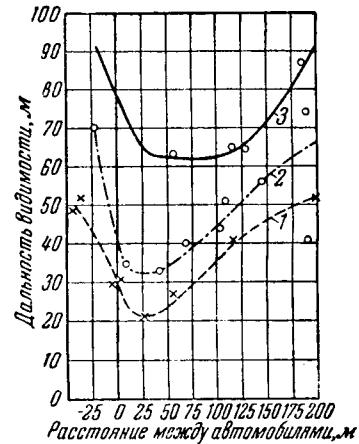


Рис. 4. Дальность видимости препятствий в условиях встречного движения автомобилей.
1 — фары старой конструкции (ФГ-2); 2 — фары новой конструкции (ФГ-22); 3 — фары поляризованного света.

Система зажигания. Повышение степени сжатия автомобильных двигателей на новых моделях автомобилей до 8 ... 8,5 и тенденция к увеличению длины искровых промежутков свечей требуют повышения вторичного напряжения системы зажигания на 15 ... 20%. Увеличение искровых промежутков свечей на 0,9 ... 1,0 мм (вместо 0,7 мм) позволяет улучшить процесс сгорания топлива и, как показали опыты НИИ автоприборов, обеспечивает снижение расхода горючего на холостом ходу на 5 ... 7%, а при частичных открытиях дросселя (до 30% от максимальной мощности двигателя) — на 1 ... 1,5%. На рис. 5 дано сопоставление величин пробивных напряжений при разной длине искровых промежутков свечи и вторичного напряжения, развиваемого катушками зажигания с обычной и повышенной характеристикой. Характеристики снимались с распределителем, проработавшим длительное время в эксплуатации.

Из рис. 5 видно, что катушка зажигания старого типа не обеспечивает запаса вторичного напряжения при увеличении длины искровых промежутков свечей, новая же катушка развивает достаточно высокое напряжение.

Срок службы катушек зажигания определяется главным образом стойкостью изоляции обмотки высокого напряжения и стойкостью крышки, изготовленной из высоковольтной пластмассы. Проведенные в НИИ автоприборов исследования показали, что в условиях сильно ионизированной среды, имеющейся в катушках зажигания, наилучшим изоляционным материалом является масло. Маслонаполненные, герметичные катушки зажигания полностью защищены от развития ионизационных процессов и имеют хорошую теплостойкость.

Новым в системе автоматической регулировки опережения зажигания является конструкция распределителя с всережимным вакуумным автоматом. Благодаря отсутствию центробежного автомата такой распределитель более прост по конструкции и имеет меньший вес. Отбор вакуума в этом случае производится в таком месте, где величина его изменяется как в зависимости от нагрузки, так и по оборотам по закону, дающему возможность получить наивыгоднейшие характеристики опережения зажигания.

К недостаткам распределителей описываемой конструкции следует отнести необходимость начала работы автомата при сравнительно небольшом разрежении ($15 \dots 20 \text{ мм рт. ст.}$). Усовершенствуются также отдельные элементы конструкции распределителя.

Большое внимание уделяется снижению помех, создаваемых автомобильным электрооборудованием радиоприему. Основным источником помех является система зажигания. Применением проводов с распределенным сопротивлением ($15 \dots 20 \text{ к} \cdot \text{м} / \text{м}$), которые обычно выполняются в виде

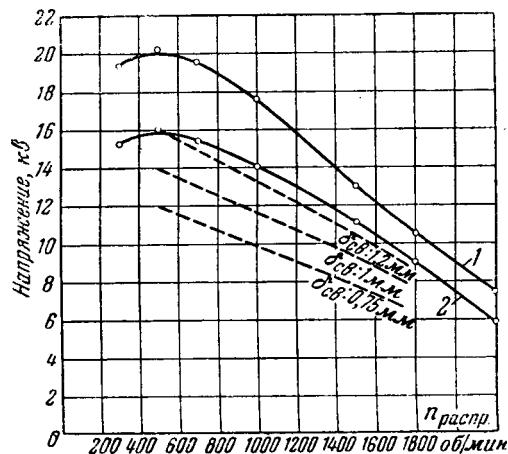


Рис. 5. Сопоставление величин пробивного напряжения при различной длине искровых промежутков свечей ($0,75; 1,0; 1,2 \text{ мм}$) для двигателя автомобиля «Волга» и вторичного напряжения, развиваемого катушками зажигания нового (1) и старого (2) типов.

заключенной в резиновую изоляцию на углероженной неметаллической жиле, достигается снижение уровня помех в $5 \dots 7$ раз.

Выпуск новых моделей автотракторного электрооборудования требует освоения в массовом производстве и снижения стоимости ряда новых материалов и полуфабрикатов: проводов с высококрепкой теплостойкой изоляцией, высоковольтных пресспорошков с минеральным наполнителем, теплостойких прокладочных материалов и пропиточных лаков, угольных щеток улучшенного качества, малогабаритных силовых кристаллических выпрямителей, проводов с распределенным сопротивлением и т. д. Скорейшее освоение этих материалов смежными отраслями промышленности поможет создать конструкции с высокими параметрами.

[7.8.1956]



Статическая устойчивость передачи с регулируемыми синхронными компенсаторами на промежуточных подстанциях

Кандидат техн. наук, доц. Н. И. СОКОЛОВ

*Центральная научно-исследовательская
электротехническая лаборатория МЭС*

В качестве одного из первых (по времени) способов повышения пропускной способности дальних электропередач было предложено деление линии на части с установкой на промежуточных подстанциях синхронных компенсаторов. Работа, посвященная этому способу, получившему название схемы Баума, была опубликована еще в 1921 г. [Л. 1]. Предполагалось, что устойчивость каждой части линии можно рассматривать независимо от других частей.

Дальнейшие исследования и расчеты показа-

ли, что для повышения пропускной способности передачи требуется чрезмерно большая мощность синхронных компенсаторов [Л. 2]. В значительной степени этим можно объяснить, что передачи с промежуточными синхронными компенсаторами не получили применения.

В 1937 г. С. А. Лебедев показал [Л. 3], что при наличии автоматического регулирования возбуждения в принципе можно получить приемлемую по величине необходимую мощность промежуточных синхронных компенсаторов. Аналогич-

ные подсчеты делались и для случая, когда синхронные компенсаторы снабжены устройствами компаундирования [Л. 7].

Величина необходимой реактивной мощности промежуточных синхронных компенсаторов определяется требованием поддержания постоянства напряжения на концах каждого участка при передаче предельно возможной мощности. Она будет тем больше, чем больше передаваемая по линии активная мощность по сравнению с натуральной мощностью. При передаче натуральной мощности синхронные компенсаторы не загружены.

Однако обычные регуляторы возбуждения (электронный регулятор ВЭИ, устройство компаундирования с корректором и др.) не могут обеспечить постоянства напряжения в заданной точке при колебаниях угла, так как для этого необходимо иметь большие коэффициенты усиления и высокое быстродействие. Самое большое, что может быть достигнуто при обычных регуляторах возбуждения, — это постоянство э. д. с. за переходным сопротивлением генератора. Предел передаваемой мощности при этом окажется значительно меньшим.

Исследования С. А. Лебедева доказали возможность передачи по разделенной на части линии больших мощностей при относительно небольшой мощности промежуточных синхронных компенсаторов при условии применения чувствительных быстродействующих автоматических регуляторов возбуждения с введением в процесс регулирования производных по измеряемой величине. Введение первой производной по напряжению позволило превзойти предел по постоянству э. д. с. за переходным сопротивлением и приблизиться к постоянству напряжения на зажимах генератора.

Упомянутые исследования устойчивости синхронных компенсаторов касались только идеализированного регулирования без учета переходных процессов в генераторах и запаздываний в возбудителях и регуляторах. Они явились первой работой, указывающей реальную возможность весьма значительного увеличения пропускной способности электропередач.

До последнего времени не было совершенных регуляторов, позволяющих вести регулирование по отклонению регулируемой величины и ее производным. Регуляторы, применявшиеся С. А. Лебедевым в 1937 г. при опытах в лаборатории, были несовершенны и потому эти опыты не дали ощутимых результатов.

В последние годы проведены обширные исследования устойчивости синхронных генераторов при их работе на дальние передачи и разработаны регуляторы, обеспечивающие при переходных режимах не только постоянство, но и увеличение потокосцеплений ротора без явлений самораскачивания. Такие регуляторы могут поддерживать постоянство напряжения в заданных точках сети и этим значительно улучшать статическую устойчивость передач. Они получили название регуляторов сильного действия и обычно действуют не только по отклонению, но и по первой и второй производным отклонения. Регуляторы сильного

действия исследовались теоретически и на электродинамических моделях [Л. 4 и 5], а также проверялись в условиях опытной эксплуатации.

Исследования и проверка регуляторов сильного действия применительно к генераторам показали, что они могут применяться и для синхронных компенсаторов на промежуточных подстанциях. Однако кроме этого необходимо было теоретически проверить влияние переходных процессов в генераторе на регулирование синхронного компенсатора, совместное регулирование генераторов и синхронных компенсаторов, выяснить устойчивость регулирования при неизменных коэффициентах регулирования и изменении нагрузки линии в широком диапазоне, выявить возможное увеличение передаваемой мощности при минимальной мощности синхронных компенсаторов и включении их на одной промежуточной подстанции.

Указанные выше теоретические исследования¹ были проведены в Центральной научно-исследовательской электротехнической лаборатории МЭС.

Исследование влияния промежуточных синхронных компенсаторов на устойчивость проводилось методом малых колебаний, при этом использовались упрощенные уравнения синхронных машин (без трансформаторных э. д. с.) и не учитывались активные сопротивления в цепях статора. Поскольку зависимость электромагнитных моментов машин от углов между э. д. с. нелинейная, уравнения линеаризировались в области малых отклонений.

Индексом 1 обозначим величины, относящиеся к передающей станции, 2 — к приемной системе и 3 — к промежуточной подстанции. Мощность приемной системы будем считать бесконечно большой. Тогда для каждой станции можно записать уравнения движения (без учета механического трения и влияния успокоительных контуров):

$$\Delta P + T_{j1} p^2 \delta_{12} = 0; \Delta P_3 + T_{j3} p^2 \Delta \delta_{32} = 0; \quad (1)$$

$$p^2 \delta_1 = p^2 \delta_{12}; \quad p^2 \delta_3 = p^2 \delta_{32},$$

Отклонения мощностей являются функцией взаимных углов и э. д. с. генераторов (см. приложение) и могут быть линейно выражены через частные производные по соответствующим переменным. Используя наряду с этим выражения отклонений моментов через отклонения синхронных и переходных э. д. с. и вводя известную связь между ними

$$\begin{aligned} \Delta E_{de1} &= \Delta E_{d1} + T_{d1} p E'_{d1}, \\ \Delta E_{de3} &= \Delta E_{d3} + T_{d3} p E'_{d3}, \end{aligned} \quad (2)$$

придем к характеристическому уравнению системы из трех станций без учета регулирования:

$$Q_1 Q_4 - Q_2 Q_3 = 0, \quad (3)$$

¹ В теоретической части исследования участвовали В. Д. Комиссаров и М. С. Фези-Жилинская, а в экспериментальной — Э. Л. Бронштейн.

где Q_1, Q_2, Q_3, Q_4 — полиномы третьей степени, зависящие как от параметров передачи, так и от величины передаваемой мощности или угла.

Для учета регулирования возбуждения генераторов передающей станции и синхронных компенсаторов в уравнения вводятся передаточные функции регуляторов, после чего характеристическое уравнение системы представится в следующем виде:

$$\left[Q_1 + \frac{M(p)_1}{Z(p)_1} \right] \left[Q_4 + \frac{M(p)_3}{Z(p)_3} \right] - Q_2 Q_3 = 0. \quad (4)$$

Следует отметить, что при такой относительно сложной системе (из трех станций) коэффициенты характеристического уравнения оказываются громоздкими и их исследование в общем виде затруднено. Однако задача значительно облегчается при подстановке численных значений в исходные выражения. Полученное в результате выражение является достаточно общим и позволяет проводить анализ для ряда практически важных случаев.

При рассмотрении конкретных передач удобно строить области устойчивости в зависимости от двух переменных коэффициентов регулирования, например от коэффициентов по первой и второй производным. Остальные коэффициенты остаются закрепленными. Методика построения областей по характеристическому уравнению здесь не приводится, поскольку она достаточно хорошо известна [Л. 8].

Как для генератора, так и для синхронного компенсатора анализ проводился при регулировании по углу между э. д. с. генератора и напряжением приемной системы, причем коэффициенты регулирования по отклонению выбирались из условия постоянства напряжения на шинах высшего напряжения передающей станции и промежуточной подстанции. Регулирование по углу принято лишь из-за удобства анализа. Можно утверждать, что при правильном выборе коэффициентов регулирование по току, напряжению или их комбинации даст тот же предел передаваемой мощности, что и регулирование по углу.

Теоретический анализ показал, что при наличии сильного регулирования на генераторах и синхронных компенсаторах предел передаваемой мощности значительно повышается, достигая предела по мощности наиболее слабого участка. Например, предел передаваемой мощности по линии Куйбышевская ГЭС — Москва при расположении компенсаторов на центральной подстанции и без применения продольной компенсации повышается до 1,8 Гвт. Угол между векторами э. д. с. передающей станции и напряжения приемной системы при этом достигает 150°. Следует заметить, что теоретический предел передаваемой мощности без промежуточных синхронных компенсаторов и продольной компенсации, но при сильном регулировании на генераторах Куйбышевской ГЭС составит 1,15 ... 1,2 Гвт.

Предел передаваемой мощности был бы еще больше и угол был бы доведен до 180°, если бы

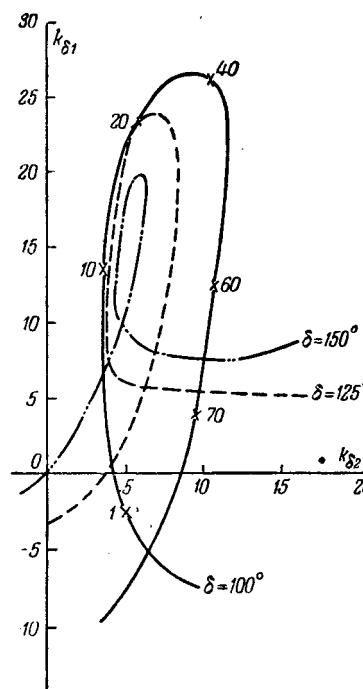


Рис. 1. Области устойчивости электропередачи при углах $\delta = 100^\circ, 125^\circ$ и 150° и регулировании на генераторах только по отклонению, а на синхронных компенсаторах — по отклонению угла и его двум производным.

Цифры у точек кривых равны 2ω , где ω — частота свободных колебаний.

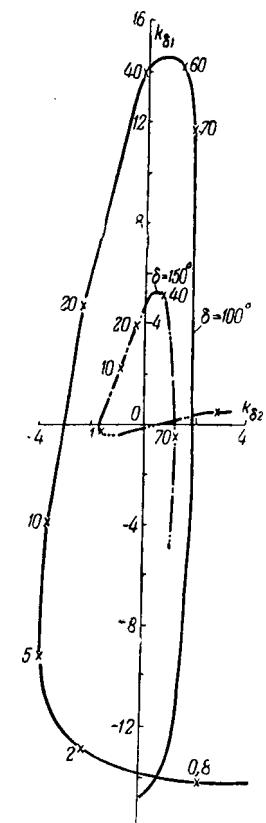


Рис. 2. Области устойчивости при углах $\delta = 100^\circ, 150^\circ$ и регулировании по производным на генераторах и синхронных компенсаторах.

Коэффициенты регулирования на генераторах приняты постоянными и равными $k_{\delta_0} = 1$; $k_{\delta_1} = 3$; $k_{\delta_2} = 2$.

место расположения центральной подстанции было выбрано из условия равенства углов между векторами напряжений на шинах передающей станции и промежуточной подстанции, а также промежуточной подстанции и приемной системы. В рассматриваемом случае принято предусмотренное проектом место подстанции.

Области устойчивости при разных углах между векторами э. д. с. передающей станции и напряжения приемной системы располагаются концентрически (рис. 1). Такое их расположение указывает на отсутствие необходимости изменять коэффициенты регулирования при изменении величины передаваемой мощности.

Исследование также показало, что регулирование по производным можно применять только на синхронных компенсаторах, а на генераторах достаточно регулирования по отклонению без каких-либо стабилизирующих устройств. Как видно из сравнения рис. 1 и 2, введение регулирования по производным и на генераторах приведет лишь к смещению области устойчивости, которое иногда может быть полезным по эксплуатационным соображениям.

Как видно из таблицы, данные которой получены без учета шунтирующих реакторов, потребная реактивная мощность синхронных компенсаторов при условии постоянства напряжения на шинах 400 кв промежуточной подстанции в силь-

ной степени зависит от передаваемой по линии мощности.

Угол δ	100°	120°	150°
Передаваемая по линии мощность, Гвт	1,3	1,6	1,8
Потребная мощность от синхронных компенсаторов, Мвт	225	525	1 425

Очевидно, при мощности синхронных компенсаторов 750 Мвт и без продольной компенсации передача способна длительно пропускать 1,6 ... 1,65 Гвт. В послеаварийном режиме она способна кратковременно пропускать 1,8 Гвт при двойной перегрузке синхронных компенсаторов. Длительность такой перегрузки, если даже учсть, что синхронный компенсатор в нормальном режиме был почти не загружен, вряд ли может быть более 1 мин. Этого времени достаточно, чтобы при помощи автоматических устройств разгрузить передачу до допустимого предела.

Как показало исследование характеристического уравнения, при отсутствии регулирования возбуждения у генераторов и синхронных компенсаторов последние практически не повышают предел передаваемой мощности по линии, несмотря на то, что их мощность принята довольно большой (750 Мвт).

Применение регулирования сильного действия предъявляет довольно высокие требования к быстродействию регуляторов и возбудителей. Уже при постоянной времени возбудителя более 0,1 сек эффективность регулирования значитель-

но уменьшается. Применение жесткой обратной связи, охватывающей возбудитель, позволяет значительно снизить постоянную времени, если последняя обусловлена параметрами самой обмотки возбуждения. Запаздывания, вносимые вихревыми токами в массивных полюсах, а также наведенными токами в дополнительных обмотках, расположенных на тех же полюсах, устранены быть не могут.

Увеличение механической постоянной времени синхронных компенсаторов благоприятно сказывается на устойчивости при малых отклонениях. При больших возмущениях увеличение механической постоянной времени, как это показано Н. А. Качановой [Л. 7], оказывается весьма полезным.

Результаты теоретических исследований проверялись на модели Центральной научно-исследовательской электротехнической лаборатории МЭС на Карамышевской гидроэлектростанции [Л. 6].

Для моделирования использовались имеющиеся на станции два гидрогенератора мощностью по 1 360 квт (1 700 ква) и искусственная линия, составленная из четырех дросселей, емкостей и активных сопротивлений. Схема модели (рис. 3) позволяет в некоторых пределах менять параметры передачи.

Постоянная времени ротора и механическая постоянная генераторов Карамышевской ГЭС отличаются от соответствующих постоянных генераторов Куйбышевской ГЭС. Поэтому результаты экспериментальных исследований могут служить целям не количественной, а лишь качественной проверки.

Схема модели собиралась таким образом, что один из генераторов Карамышевской ГЭС представлял передающую станцию, а второй — синхронный компенсатор. Как и в реальной линии, место присоединения синхронного компенсатора было смещено от центра линии, и его расположение на линии-модели было несколько менее благоприятно.

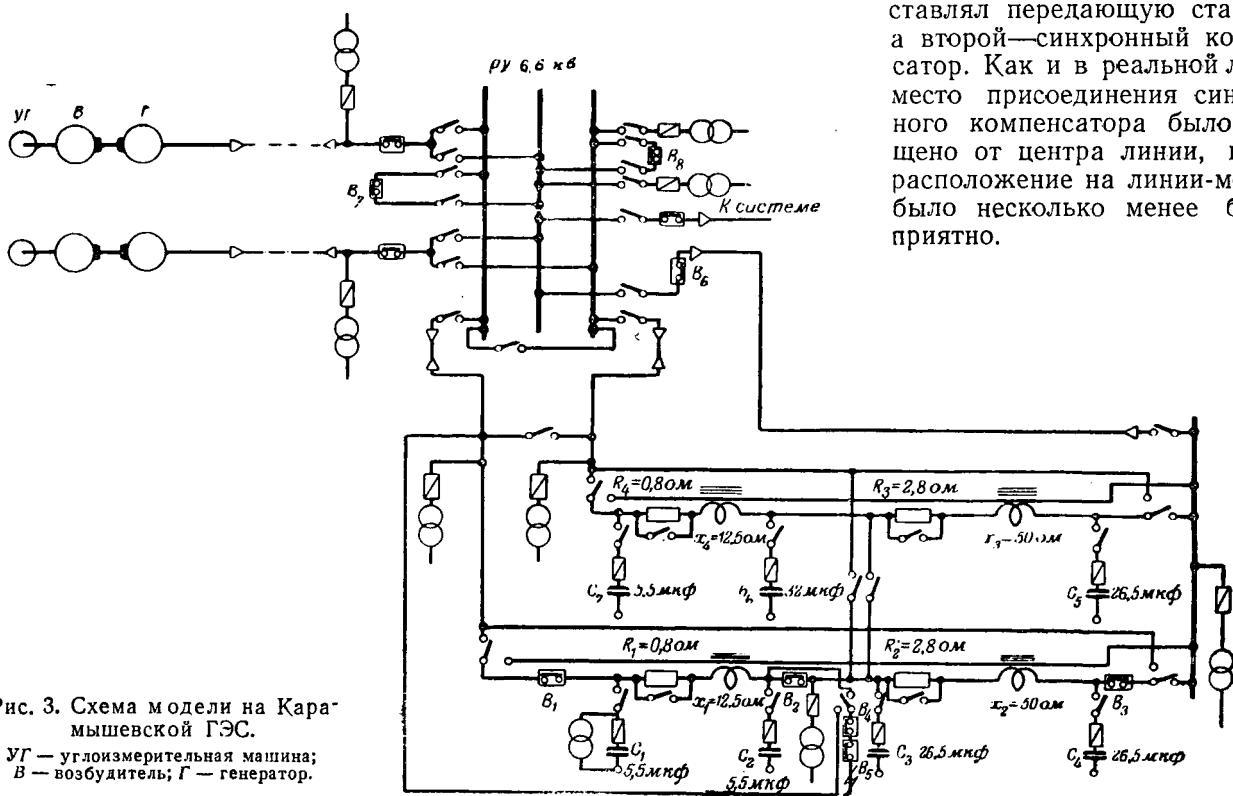


Рис. 3. Схема модели на Карамышевской ГЭС.

УГ — углоизмерительная машина;
В — возбудитель; Г — генератор.

Оба генератора были снабжены регуляторами ЦНИИЭЛ, позволяющими вести регулирование либо по углу и его производным, либо по напряжению и производным угла. В первых опытах генератор регулировался по углу и его производным, а компенсатор в одних опытах регулировался по углу с производными, а в других — по напряжению и производным угла относительно приемного конца. Последний способ регулирования практически оказался более удобным, при нем удалось получить более высокий предел передаваемой мощности. Последнее объясняется тем, что при неизменном коэффициенте регулирования по углу связь между напряжением на промежуточной подстанции и углом δ нелинейная, в силу чего напряжение при изменении нагрузки изменялось довольно сильно и иногда нарушилась устойчивость участка линии передачи.

Наибольший угол, который удалось получить при устойчивой работе, составил 145° , при этом угол между векторами напряжений на концах участка приближался к 90° . Дальнейшее увеличение нагрузки приводило к нарушению устойчивости из-за превышения предела устойчивости участка. Нарушение устойчивости носило характер стремительного нарастания угла без предварительных качаний.

При регулировании промежуточного синхронного компенсатора по отклонению напряжения и производным угла, а генератора только по отклонению угла получены практически те же результаты.

Выводы. Для повышения предела передаваемой мощности по дальним электропередачам технически целесообразно применять промежуточные синхронные компенсаторы. Особенно их применение целесообразно при необходимости иметь отбор мощности в промежуточных точках линии. В этом случае применение синхронных компенсаторов почти не потребует усложнения схемы подстанций и в большинстве случаев не вызовет необходимости в установке дополнительных трансформаторов.

Расположение синхронных компенсаторов на линии и их мощность должны определяться на основании технических и технико-экономических сопротивлений.

Синхронные компенсаторы на промежуточных подстанциях могут работать в режиме потребления реактивной мощности, что позволит полностью или частично отказаться от шунтирующих реакторов.

Приложение. Характеристическое уравнение передачи при синхронных компенсаторах на одной промежуточной подстанции. Мощности генерирующих станций можно выразить следующим образом через э. д. с. генераторов и углы между векторами э. д. с.:

$$\left. \begin{aligned} P_1 &= \frac{E_{q1} E_{q2}}{x_{12}} \sin \delta_{12} + \frac{E_{q1} E_{q3}}{x_{13}} \sin \delta_{13}; \\ P_2 &= \frac{E_{q2} E_{q1}}{x_{12}} \sin \delta_{21} + \frac{E_{q2} E_{q3}}{x_{32}} \sin \delta_{23}; \\ P_3 &= \frac{E_{q3} E_{q1}}{x_{31}} \sin \delta_{31} + \frac{E_{q3} E_{q2}}{x_{32}} \sin \delta_{32}; \\ \delta_{12} &= -\delta_{21}; \quad \delta_{13} = -\delta_{31}; \quad \delta_{18} = \delta_{12} - \delta_{32}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П.1})$$

В системе уравнений (П.1) только два уравнения независимы. В качестве независимых переменных приняты δ_{12} и δ_{32} . Для станции 2 $E_{q2} = E_{d2}$. Выражая через отклонения и выполняя линеаризацию, получим:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_1 &= A_1 \Delta E_{q1} + B_1 \Delta E_{q3} + C_1 \Delta \delta_{12} + D_1 \Delta \delta_{32}; \\ \Delta P_3 &= A_3 \Delta E_{q1} + B_3 \Delta E_{q3} + C_3 \Delta \delta_{12} + D_3 \Delta \delta_{32} \end{aligned} \right\} \quad (\text{П.2})$$

Здесь

$$A_1 = \frac{\partial P_1}{\partial E_{q1}} = \frac{E_{q2}}{x_{12}} \sin \delta_{12} + \frac{E_{q3}}{x_{13}} \sin \delta_{13};$$

$$B_1 = \frac{\partial P_1}{\partial E_{q3}} = \frac{E_{q1}}{x_{13}} \sin \delta_{13};$$

$$C_1 = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_{12}} = \frac{E_{q1} E_{q2}}{x_{12}} \cos \delta_{12} + \frac{E_{q1} E_{q3}}{x_{13}} \cos \delta_{13};$$

$$D_1 = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_{32}} = -\frac{E_{q1} E_{q3}}{x_{13}} \cos \delta_{13};$$

$$A_3 = \frac{\partial P_3}{\partial E_{q1}} = \frac{E_{q3}}{x_{31}} \sin \delta_{31};$$

$$B_3 = \frac{\partial P_3}{\partial E_{q3}} = \frac{E_{q1}}{x_{31}} \sin \delta_{31} + \frac{E_{q2}}{x_{32}} \sin \delta_{32};$$

$$C_3 = \frac{\partial P_3}{\partial \delta_{12}} = -\frac{E_{q3} E_{q1}}{x_{31}} \cos \delta_{31};$$

$$D_3 = \frac{\partial P_3}{\partial \delta_{32}} = \frac{E_{q3} E_{q1}}{x_{31}} \cos \delta_{31} + \frac{E_{q3} E_{q2}}{x_{32}} \cos \delta_{32}.$$

Из уравнений (П.2) и (1) получим:

$$\left. \begin{aligned} A_1 \Delta E_{q1} + B_1 \Delta E_{q3} &= -(C_1 + T_{j1} p^2) \Delta \delta_{12} - D_1 \Delta \delta_{32}; \\ A_3 \Delta E_{q1} + B_3 \Delta E_{q3} &= -C_1 \Delta \delta_{12} - (D_3 + T_{j3} p^2) \Delta \delta_{32}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П.3})$$

Система уравнений (П.3) должна быть решена относительно переменных E_{q1} и E_{q3} .

Для учета несимметричности машины в магнитном отношении записываем связь между E_d и между E_q :

$$\left. \begin{aligned} E_{d1} &= \left(1 + \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{11}} \right) E_{q1} - \frac{(x_{d1} - x_{q1})}{x_{12}} \cos \delta_{12} E_{q2} - \\ &\quad - \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{13}} \cos \delta_{13} E_{q3}; \\ E_{d3} &= -\frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{13}} \cos \delta_{31} E_{q1} - \\ &\quad - \frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{23}} \cos \delta_{32} E_{q2} + \left(1 + \frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{33}} \right) E_{q3}; \\ E'_{d1} &= \left(1 + \frac{x'_{d1} - x'_{q1}}{x_{11}} \right) E_{q1} - \\ &\quad - \frac{(x'_{d1} - x'_{q1})}{x_{12}} \cos \delta_{12} E_{q2} - \frac{x'_{d1} - x'_{q1}}{x_{13}} \cos \delta_{13} E_{q3}; \\ E'_{d3} &= -\frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{13}} \cos \delta_{31} E_{q1} - \\ &\quad - \frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{23}} \cos \delta_{32} E_{q2} + \left(1 + \frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{33}} \right) E_{q3}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П.4})$$

Здесь x_{11} , x_{12} и т. д. — собственные и взаимные сопротивления при замещении генераторов синхронными сопротивлениями по поперечной оси.

Система уравнений (П,4) может быть также записана через частные производные отклонений:

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_{d1} &= E_1 \Delta E_{q1} + F_1 \Delta E_{q3} + G_1 \Delta \delta_{12} + H_1 \Delta \delta_{32}; \\ \Delta E_{d3} &= E_3 \Delta E_{q1} + F_3 \Delta E_{q3} + G_3 \Delta \delta_{12} + H_3 \Delta \delta_{32}; \\ T_{d1} \Delta E'_{d1} &= E'_1 \Delta E_{q1} + F'_1 \Delta E_{q3} + G'_1 \Delta \delta_{12} + H'_1 \Delta \delta_{32}; \\ T_{d3} \Delta E'_{d3} &= E'_3 \Delta E_{q1} + F'_3 \Delta E_{q3} + G'_3 \Delta \delta_{12} + H'_3 \Delta \delta_{32}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П},5)$$

Частные производные $E_1, F_1, E_3, F_3, E'_1, F'_1, E'_3$ остаются равными коэффициентам при E_q соответствующих строк системы уравнений (П,4), например,

$$E_1 = \frac{\partial E_{d1}}{\partial E_{q1}} = 1 + \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{11}} \text{ и т. д.}$$

Частные производные отклонения углов:

$$\left. \begin{aligned} G_1 &= \frac{\partial E_{d1}}{\partial \delta_{12}} = + \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_2 + \\ &\quad + \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{13}} \sin \delta_{13} E_{q3}; \\ H_1 &= \frac{\partial E_{d1}}{\partial \delta_{32}} = - \frac{x_{d1} - x_{q1}}{x_{13}} \sin \delta_{13} E_{q3}; \\ G_3 &= \frac{\partial E_{d3}}{\partial \delta_{12}} = \frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_{q1}; \\ H_3 &= \frac{\partial E_{d3}}{\partial \delta_{32}} = - \frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_{q1} + \\ &\quad + \frac{x_{d3} - x_{q3}}{x_{23}} \sin \delta_{32} E_2; \\ G'_1 &= T_{d1} \left(\frac{x'_{d1} - x'_{q1}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_2 + \right. \\ &\quad \left. + \frac{x'_{d1} - x'_{q1}}{x_{13}} \sin \delta_{13} E_{q3} \right); \\ H'_1 &= T_{d1} \left(- \frac{x'_{d1} - x'_{q1}}{x_{13}} \sin \delta_{13} E_{q3} \right); \\ G'_3 &= T_{d3} \left(\frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_{q1} \right); \\ H'_3 &= T_{d3} \left(- \frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{12}} \sin \delta_{12} E_{q1} + \right. \\ &\quad \left. + \frac{x'_{d3} - x'_{q3}}{x_{23}} \sin \delta_{32} E_2 \right). \end{aligned} \right\} \quad (\text{П},6)$$

Подставляя в уравнение (2) значения э. д. с., из уравнений (П,5) будем иметь:

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_{de1} &= (E_1 + pE'_1) \Delta E_{q1} + (F_1 + pF'_1) \Delta E_{q3} + \\ &\quad + (G_1 + pG'_1) \Delta \delta_{12} + (H_1 + pH'_1) \Delta \delta_{32}; \\ \Delta E_{de3} &= (E_3 + pE'_3) \Delta E_{q1} + (F_3 + pF'_3) \Delta E_{q3} + \\ &\quad + (G_3 + pG'_3) \Delta \delta_{12} + (H_3 + pH'_3) \Delta \delta_{32}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П},7)$$

Отклонения напряжения на кольцах ротора в результате действия регулятора могут быть выражены следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_{de1} &= \frac{M(p)_1 \Delta \delta_{12}}{(1 + pT_{e1})(1 + pT_p)} = \frac{M(p)_1}{Z(p)_1} \Delta \delta_{12}; \\ \Delta E_{de3} &= \frac{M(p)_3 \Delta \delta_{32}}{(1 + pT_{e3})(1 + pT_p)} = \frac{M(p)_3}{Z(p)_3} \Delta \delta_{32}. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П},8)$$

Здесь $Z(p) = (1 + pT_e)(1 + pT_p)$;

T_e — постоянная времени возбудителя;

T_p — постоянная времени регулятора. При регулировании по углу $M(p) = k_0 + k_1 p + k_2 p^2$.

Подставляя значения E_{q1}, E_{q3} , полученные в результате решения системы уравнений (П,3), в уравнения (П,7) и учитывая выражение (П,8), получим два уравнения относительно $\Delta \delta_{12}$ и $\Delta \delta_{32}$:

$$\left. \begin{aligned} \left(Q_1 + \frac{M(p)_1}{Z(p)_1} \right) \Delta \delta_{12} + Q_2 \Delta \delta_{32} &= 0; \\ Q_3 \Delta \delta_{12} + \left(Q_4 + \frac{M(p)_3}{Z(p)_3} \right) \Delta \delta_{32} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П},9)$$

В уравнениях (П,9) коэффициенты при отклонениях углов δ получены в результате подстановки.

Определитель, составленный из коэффициентов при отклонениях углов, и дает искомое характеристическое уравнение (4). При исследовании устойчивости характеристическое уравнение должно быть раскрыто и записано в порядке убывающих степеней p .

Литература

1. F. G. Baum. Voltage Regulation and Insulation for Large Power Long Distance Transmission Systems. Tr. AIEE, т. 40, стр. 1017, 1921.
2. П. С. Жданов. О передаче 1 000 мвт Куйбышев — Москва. Электричество, № 13, 1936.
3. С. А. Лебедев. Исследование искусственной устойчивости. Труды ВЭИ, вып. 40. Госэнергоиздат, 1940.
4. М. М. Ботвинник. Регулирование возбуждения и статическая устойчивость синхронной машины. Госэнергоиздат, 1950.
5. В. А. Веников и И. В. Литкенс. О влиянии регулирования возбуждения на пропускную способность дальних передач. Электричество, № 11, 1955.
6. Э. Л. Бронштейн и М. С. Фези-Жилинская. Модель дальней линии передачи. Труды ЦНИЭЛ, вып. 2. Госэнергоиздат, 1954.
7. Н. А. Качанова и В. Е. Круткова. Исследование способов повышения устойчивости дальних передач переменного тока. Изд. Академии наук УССР, 1955.
8. М. А. Айзerman. Теория автоматического регулирования двигателей. Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1952.

[11. 6. 1956]



Исследование перенапряжений при дуговых замыканиях на землю в сетях 6 и 10 кв с изолированной нейтралью

Кандидат техн. наук Н. Н. БЕЛЯКОВ

Центральная научно-исследовательская
электротехническая лаборатория МЭС

Несмотря на длительную историю вопроса, механизм возникновения перенапряжений при дуговых замыканиях на землю в сетях с изолированной или заземленной через большое активное или индуктивное сопротивление нейтралью и возможная кратность этих перенапряжений остаются недостаточно выясненными. Существуют мнения, согласно которым дуговые перенапряжения могут достигать 4 ... 5 U_ϕ и даже больше.

В энергосистемах Советского Союза перенапряжения при дуговых замыканиях на землю считаются безопасными для нормальной изоляции, т. е. изоляции, выдерживающей эксплуатационные испытательные напряжения [Л. 1]. Действительно, опыт эксплуатации показывает, что при систематически проводимых профилактических испытаниях и планово-предупредительных ремонтах сети замыкание одной из фаз на землю не сопровождается пробоями изоляции других фаз [Л. 2]. Однако судить о величине перенапряжений по пробитой или перекрытой в эксплуатации изоляции следует весьма осторожно. При плохом состоянии изоляции сетей, особенно кабельных, и отсутствии профилактических испытаний, в частности, повышенным напряжением может создаваться неправильное мнение о величине дуговых перенапряжений и об их повышенной опасности [Л. 3].

Сущность образования дуговых перенапряжений была вскрыта Петерсеном [Л. 4], который оценил также их максимальные кратности с учетом большинства влияющих факторов, в том числе междуфазной емкости и затухания.

При установлении реальных величин перенапряжений решающее значение имеет поведение дуги, в частности моменты ее гашения и зажигания. Теории образования перенапряжений при дуговых замыканиях на землю, предложенные отдельными авторами [Л. 4 ... 7], основаны именно на различных предположениях о конкретных свойствах дуги. Петерсен полагает, что дуга гаснет при первом прохождении через нуль тока собственных колебаний ($i_{np} = 0$) и зажигается при прохождении напряжения промышленной частоты на промежутке через ближайший максимум. При такой идеализации свойств дуги приняты самые тяжелые предположения из всех возможных, и поэтому полученный Петерсеном предел перенапряжений безупречно точен.

Однако ни одна из предложенных теорий не получила экспериментального подтверждения. Часто на одной и той же осциллограмме можно наблюдать гашения дуги в соответствии как с теорией Петерсена ($i_{np} = 0$), так и с теорией Петерса-Слепяна (при прохождении через нуль тока промышленной частоты i_{np}). Например, на осциллограмме рис. 1 видно, что дуга

несколько раз гаснет при $i_{np} = 0$ (точки 1, 3, 6), один раз при $i_{np} \neq 0$ (точка 5). Кроме того, наблюдаются гашения после нескольких переходов тока колебаний через нуль (точка 4).

Таким образом, формы поведения емкостной дуги весьма многообразны и существующие теории не объясняют происходящие в действительности явления. Их общий недостаток заключается в том, что они не учитывают реальных свойств дугового промежутка. Остается невыясненной закономерность гашения перемежающейся дуги.

При измерениях, проведенных в ЦНИЭЛ, Ч. М. Джуварлы не получил перенапряжений, больших $3U_\phi$ [Л. 8], но данное им теоретическое обоснование ограниченности дуговых перенапряжений неубедительно.

Цель настоящей работы посредством систематических опытов определить свойства и поведение емкостной дуги замыкания на землю в сетях 6 и 10 кв и на основании полученных материалов установить уровень перенапряжений.

Исследования дуги и перенапряжений проводились на моделях сетей, собранных из сосредоточенных емкостей. В основном использовалась модель сети 6 кв, получающая питание от трансформатора 5 600 ква, 35/6 кв. Были проведены также опыты в кабельной сети 6 кв без нагрузки.

Модели позволяют в широких пределах варьировать условия опытов, и полученные на них величины перенапряжений имеют некоторый за-

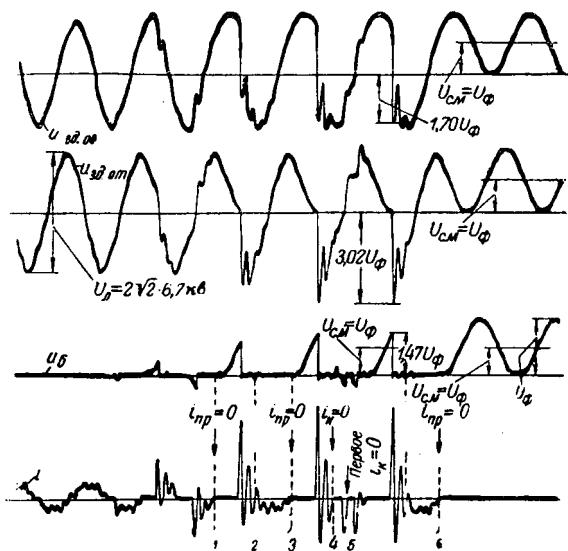


Рис. 1. Дуговое замыкание в трехфазной схеме с изолированной нейтралью.

Напряжение 6 кв, емкостный ток $I_c = 105$ а, емкость фазы на землю $C = 28.8$ мкФ, междуфазная емкость $C_m = 0$. Трансформатор 5.6 Мва, 35/6 кв. $u_{3d.op}$ — напряжение относительно земли здоровой фазы, опережающей большую; $u_{3d.om}$ — напряжение относительно земли здоровой фазы, отстающей от большой; u_6 — напряжение относительно земли большой фазы; i — ток дуги.

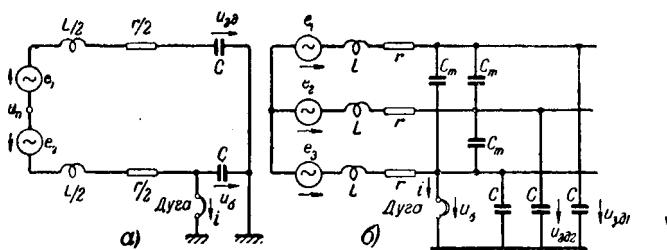


Рис. 2. Схемы сети с изолированной нейтралью.
а — однофазная, $e_1 = U_\phi \sin(\omega t + \psi)$, $e_2 = -U_\phi \sin(\omega t + \psi)$; б — трехфазная, $e_1 = -U_\phi \sin(\omega t + \psi)$ — э. д. с. большой фазы, $e_2 = -U_\phi (\omega t + \psi + 120^\circ)$, $e_3 = -U_\phi \sin(\omega t + \psi + 120^\circ)$ — э. д. с. здоровых фаз.

пас, поскольку в реальных условиях распределенная емкость и затухание будут способствовать дополнительному ограничению перенапряжений.

Наибольшее внимание было удалено систематическим опытам с дугой в воздухе, растягивающейся разъединителем. Кроме того, были проведены опыты с дугой на опорном изоляторе, в пазу машины, в кабеле, в масле, в кабельной муфте и др.

Условия гашения емкостной дуги. Характер восстановления напряжения в емкостных цепях оказывает большое влияние на поведение дуги. Рассмотрим явления, связанные с гашением емкостной заземляющей дуги, на примере однофазной схемы (рис. 2, а).

Пусть в момент прохождения тока дуги через нуль, когда происходит гашение, напряжение на здоровой емкости равно U_0 . После гашения нейтраль системы смещается на величину $U_{cm} = \frac{U_0}{2}$. На U_{cm} накладывается напряжение, задаваемое источником. Однако переход к такому установленному режиму от начального состояния ($U_b = 0$) совершается путем «колебаний гашения» с частотой $\omega_{k.z} = \frac{1}{\sqrt{LC}}$. Спустя полупериод таких колебаний ($\frac{T_{k.z}}{2}$), после перехода тока через нуль, напряжение на дуговом промежутке достигает первого высокочастотного максимума $U_{n.z}$ (рис. 3). Второго максимума напряжение достигает в результате изменения э. д. с. с рабочей частотой сети.

Большая высокочастотная мгновенная разность между напряжением смещения и мгновенным значением э. д. с. большой фазы. При гашении в момент максимума э. д. с.

$$U_{n.z} = 2(U_{cm} - U_\phi). \quad (1)$$

Как видно из рис. 2, а, напряжение на емкости здоровой фазы в момент гашения отличается от э. д. с. источника на падение напряжения в индуктивности цепи, поэтому

$$U_{cm} = \frac{U_0}{2} = \frac{2U_\phi + L \left(\frac{di}{dt} \right)_{i=0}}{2}$$

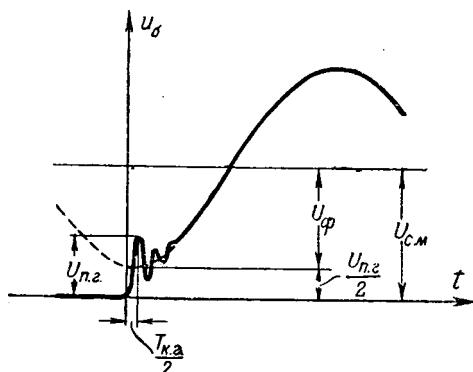


Рис. 3. Восстановление напряжения на поврежденной фазе при гашении емкостной дуги.

Подставив U_{cm} в выражение (1), получим:

$$U_{n.z} = L \left(\frac{di}{dt} \right)_{i=0}, \quad (2)$$

т. е. высокочастотный максимум восстанавливавшегося напряжения равен падению напряжения на индуктивности цепи в момент, когда ток достигает нулевого значения. Соотношение (2) остается справедливым при любой фазе э. д. с. источника в момент гашения.

Восстановление напряжения при гашении дуги замыкания на землю в трехфазной сети с изолированной нейтралью (рис. 2, б) также имеет характер, указанный на рис. 3.

Более тщательное исследование процесса гашения дуги при помощи катодного осциллографа позволило установить следующий существенный факт: гашение открытой емкостной дуги замыкания на землю имеет место при каждом прохождении тока дуги через нуль, однако через малую долю периода собственных колебаний дуга восстанавливается вновь. Восстановление дуги происходит вследствие пробоя промежутка во время восстановления напряжения на нем до первого максимума (рис. 4, точки 1 ... 5). При большой

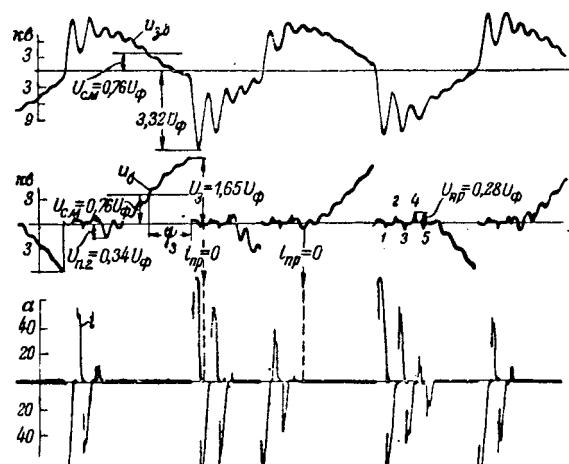


Рис. 4. Дуговое замыкание в однофазной схеме с изолированной нейтралью.

Дуга на разъединителе, $I_c = 4,4 \text{ а}$, $C = 2 \text{ мкФ}$; $C_m = 0$. Трансформатор 3,6 Мвт, 35/6 кв.

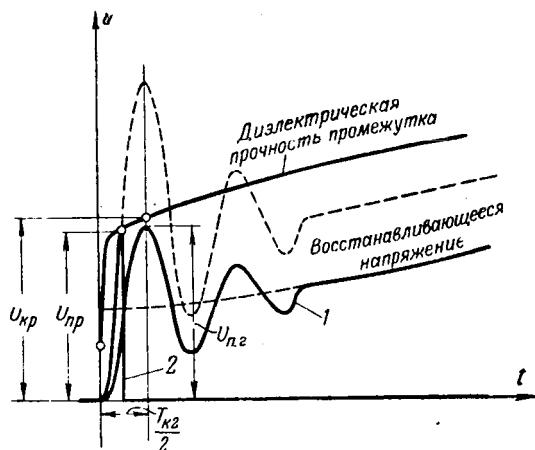


Рис. 5. Гашение и восстановление дуги.
1 — завершившееся гашение; 2 — незавершившееся гашение.

крутизна тока пробой происходит задолго до достижения восстанавливающимся напряжением своего первого максимума. Напряжение такого пробоя обозначим U_{np} . О наличии гашения и быстро следующего за ним пробоя говорит также то, что в каждый новый полупериод ток высокой частоты имеет на осциллограммах «размытый» фронт, что объясняется «броском» разрядного тока емкости большой фазы.

Основной интерес представляют условия, при которых емкостная дуга гаснет на более длительное время (на часть периода промышленной частоты). Опыт показывает, что такое гашение возможно лишь в том случае, если первый максимум восстанавливающегося напряжения не превосходит определенной критической величины:

$$U_{n2} \leq U_{kp}. \quad (3)$$

Величина U_{kp} , очевидно, характеризует диэлектрическую прочность промежутка для времени, равного полупериоду колебаний гашения. При несоблюдении условия (3) гашение не завершается, т. е. дуга восстанавливается вновь (рис. 5).

Чтобы из осциллограмм определить численное значение U_{kp} , необходимо для каждого прохождения тока через нуль спределить величину U_{n2} или U_{np} . На рис. 6 дано распределение

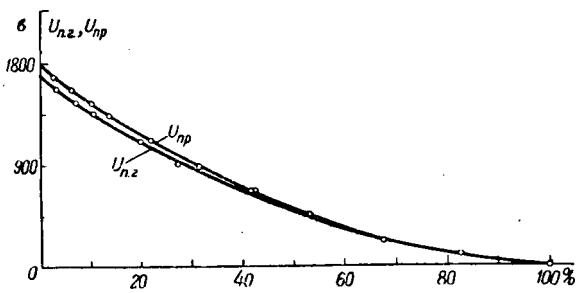


Рис. 6. Кривые распределения величин U_{n2} и U_{np} (построены на основании 2800 гашений).

3 Электричество. № 5.

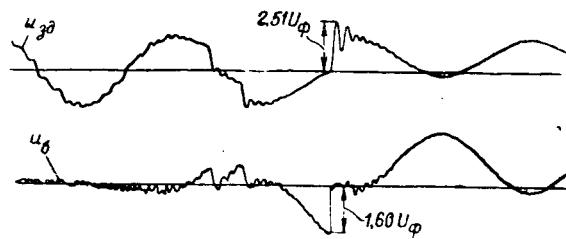


Рис. 7. Дуговое замыкание в однофазной схеме с изолированной нейтралью (дуга в масле). $I_C = 11 \text{ а}; C = 5 \mu\text{F}; C_m = 0$. Трансформатор 3,2 Mva, 35/6 кв. $u_{3\delta}$ — напряжение здоровой фазы; u_b — напряжение большой фазы.

ление повторяемости этих величин, общее для всех емкостных токов, так как величина тока на это распределение практически не влияет. Максимальные значения U_{n2} и U_{np} мало отличаются одно от другого и можно указать их общую верхнюю границу, равную 1800 в. Эта граница и определяет U_{kp} .

Опыт показывает, что скорость растяжения дуги разъединителем влияет только на рост напряжений зажигания, но не на условия гашения. Отсутствие влияния величины тока и скорости растяжения на условия гашения емкостной дуги обусловлено одинаковым ростом во всех случаях диэлектрической прочности промежутка при малых временах, что возможно объясняется значительной ролью приэлектродных участков и термической инерционностью столба дуги.

При обработке результатов опытов были использованы все осциллограммы со сравнительно большими значениями U_{n2} и U_{np} . Кроме этого, в нашем распоряжении имеются осциллограммы, на которых зарегистрировано свыше 12 тыс. гашений, с величинами U_{n2} и U_{np} , меньшими полученного максимума.

Задача сводится к тому, чтобы определить верхнюю границу U_{kp} . Поэтому следует исходить из наименее возможной на практике частоты колебаний гашений. Установленное выше значение U_{kp} получено в результате опытов, в которых эта частота изменялась вплоть до $\omega_{kp} = 5\omega$, в то время как в реальных сетях она в 10 и более раз превосходит промышленную.

Установленная выше величина U_{kp} равна $0,37U_\phi$ для сетей 6 кв и $0,22U_\phi$ для сетей 10 кв. Для единства расчетов, а также желая иметь некоторый запас при оценке возможных перенапряжений, примем для сетей 6 и 10 кв $U_{kp} = 0,4U_\phi$. Таким образом,

$$U_{n2} \leq 0,4U_\phi. \quad (4)$$

Опыты с дугой на опорном изоляторе, в пазу машины, в кабеле, в масле и в кабель-

¹ Принятое нами округление приводит в случае сетей 10 кв к преувеличению кратности дуговых перенапряжений примерно на 3%.

ной муфте дают соотношения между $U_{n.e}$ и U_ϕ , близкие к установленному для дуги на разъединителе. Следовательно, величина высокочастотного максимума восстановливающегося напряжения $U_{n.e}$ при различных способах зажигания дуги остается ограниченной (рис. 7), а максимальное перенапряжение таким же, как при дуге на разъединителе.

Особенностью дуги в кабеле и в пазу машины является малое напряжение зажигания ($U_s < U_\phi$), величина его в процессе горения почти не меняется. Дуга может гореть очень долго.

Максимальные перенапряжения. Чрезвычайно важной величиной является напряжение смещения нейтрали (общий потенциал сети относительно земли после гашения дуги), которое в силу ограниченности напряжения $U_{n.e}$ также ограничено. Действительно, из рис. 3 видно, что

$$U_{cm} = U_\phi + \frac{U_{n.e}}{2}. \quad (5)$$

А так как $U_{n.e} \leq 0,4U_\phi$, то всегда

$$U_{cm} \leq 1,2U_\phi. \quad (6)$$

Соотношения (5) и (6) справедливы как для однофазной, так и трехфазной схемы.

Величину перенапряжения можно определить по формуле

$$U_{nep} = U_{kon} + (U_{kon} - U_{nac}) \frac{C}{C + C_m} (1 - d), \quad (7)$$

где U_{kon} и U_{nac} — конечное и начальное напряжения;

C и C_m — емкости соответственно между фазой и землей и между фазами;

$\frac{C}{C + C_m} (1 - d)$ — коэффициент, учитывающий уменьшение амплитуды колебаний из-за междуфазной емкости и затухания.

Эксперименты показывают, что главной причиной затухания являются не потери в дуге, как считалось некоторыми исследователями [Л. 8], а потери в остаточной цепи. При металлическом замыкании не наблюдалось уменьшения затухания по сравнению с затуханием при повторных зажиганиях дуги. Очень часто при растяжении дуги падение напряжения в ней даже к моменту окончательного гашения (обрыва) значительно меньше э. д. с. источника (50 ... 100 в против 6 000 в). При этом коэффициент $1 - d$ может быть равен 0,98 ... 0,99 [Л. 7, стр. 530]. При измерениях на моделях наибольшее значение коэффициента $(1 - d)$ получилось равным 0,9. Из этой величины и следует исходить при определении максимальных перенапряжений, так как в реальной сети затухание больше.

Опыт показывает, что следует считаться с возможностью зажигания в любой момент, в том

числе в момент, когда перенапряжение получается наибольшим.

Таким образом, зная величину напряжения смещения и коэффициента затухания и исходя из того, что зажигание произошло в момент, когда перенапряжение получается наибольшим, можно определить максимальное перенапряжение.

Исходя из того, что зажигание произошло в момент максимума, э. д. с. большой фазы, знак которого совпадает со знаком напряжения смещения, для однофазной схемы и при $C_m = 0$ будем иметь:

$$U_{nac} = U_\phi - 1,2U_\phi = -0,2U_\phi$$

и

$$U_{nep} = 2U_\phi + [2U_\phi - (-0,2U_\phi)] 0,9 \approx 4U_\phi.$$

Применим формулу (7) к трехфазной сети. Считаем, что э. д. с. большой фазы изменяется по закону $e_3 = -U_\phi \sin(\omega t + \psi_3)$, причем отсчет времени ведется от момента зажигания. Определим величину положительного перенапряжения ($U_{nep} > 0$) на здоровой фазе, отстающей от поврежденной. Учтя, что для возникновения такого перенапряжения необходимо зажигание при отрицательном значении э. д. с. большой фазы и при наличии в сети отрицательного смещения ($U_{cm} < 0$), имеем:

$$\begin{aligned} U_{nac} &= -U_\phi \sin(\psi_3 - 120^\circ) + U_{cm} = \\ &= U_\phi \cos(30^\circ - \psi_3) + U_{cm}; \\ U_{kon} &= \sqrt{3}U_\phi \sin(\psi_3 + 30^\circ); \\ U_{nep} &= \sqrt{3}U_\phi \sin(\psi_3 + 30^\circ) + \\ &+ (U_\phi \sin \psi_3 - U_{cm}) \frac{C}{C + C_m} (1 - d). \end{aligned} \quad (8)$$

Максимальное перенапряжение получается в случае зажигания при

$$\psi_3 = \arctg \left[\frac{2}{\sqrt{3}} \frac{C}{C + C_m} (1 - d) + \sqrt{3} \right].$$

При $C_m = 1/3C$, что характерно для кабельных сетей 3 и 10 кв, и $1 - d = 0,9$ наибольшие перенапряжения будут иметь место при $\psi_3 = 68^\circ$, т. е. в том случае, когда зажигание несколько опережает максимум напряжения. Подставляя в формулу (8) величины: $1 - d = 0,9$, $C = 3C_m$, $\psi_3 = 68^\circ$ и $U_{cm} = -1,2U_\phi$, определяющие максимум перенапряжения, получим:

$$U_{nep} = 3,2U_\phi.$$

На большой фазе перенапряжения могут достигать величины

$$U_{nep.b} = U_{cm} + U_\phi = 2,2U_\phi.$$

Образование максимального перенапряжения в трехфазной системе иллюстрируется рис. 8.

Для проверки расчетных максимальных перенапряжений были произведены массовые измерения при помощи катодного осциллографа при очень малой скорости развертки. Осциллограмма, полученная таким образом на однофазной схеме, дана на рис. 9.

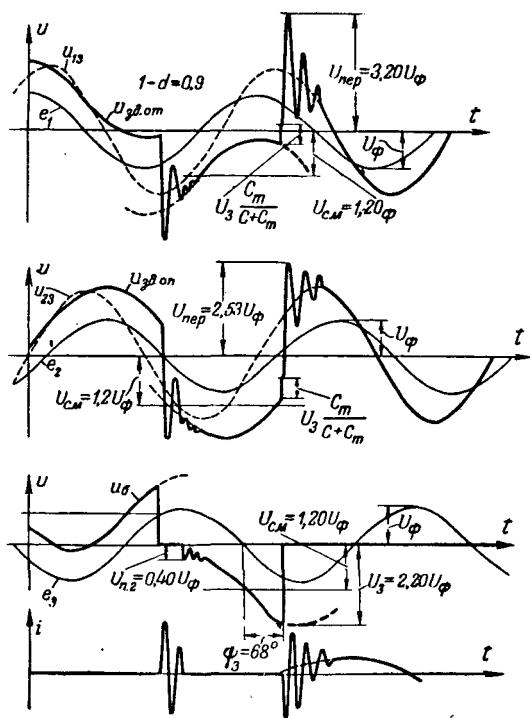


Рис. 8. Образование максимальной кратности перенапряжений в трехфазной сети с изолированной нейтралью. $U_{3d.on}$ — напряжение отстающей здоровой фазы; $U_{3d.on}$ — напряжение опережающей здоровой фазы; U_3 — напряжение больной фазы; i — ток дуги.

В таблице приведены расчетные и измеренные максимальные перенапряжения для трехфазной схемы. Из таблицы видно, что измеренные величины хорошо согласуются с расчетными. Максимальные перенапряжения практически не зависят от емкостного тока и возникают крайне редко, так как для этого требуется совпадение ряда условий.

Расчетные величины	$C_m, \mu\text{F}$	$I_c = 7,5 \text{ A}, C = 2 \mu\text{F}$		$I_c = 23 \text{ A}, C = 6 \mu\text{F}$		$I_c = 45 \text{ A}, C = 12 \mu\text{F}$		$I_c = 100 \text{ A}, C = 30 \mu\text{F}$		Число замыканий
		U_{nep}	$U_{nep.b}$	U_{nep}	$U_{nep.b}$	U_{nep}	$U_{nep.b}$	U_{nep}	$U_{nep.b}$	
3,62	0	3,45	2,00	—	—	—	—	—	—	200
3,62	0	—	—	3,30	2,02	—	—	—	—	100
3,20	2	—	—	2,91	2,15	—	—	—	—	200
3,62	0	—	—	—	—	3,50	2,10	—	—	200
3,20	4	—	—	—	—	3,05	2,14	—	—	300
3,62	0	—	—	—	—	—	—	3,44	2,12	100

Действительный механизм развития перенапряжений. Гашение имеет место в тех случаях, когда высокочастотный максимум восстановливающегося напряжения достаточно мал, а следовательно, достаточно мала и крутизна тока при переходе через нуль. Это бывает при первом переходе тока колебаний через нуль (обычно при малых напряжениях зажигания) или после неко-

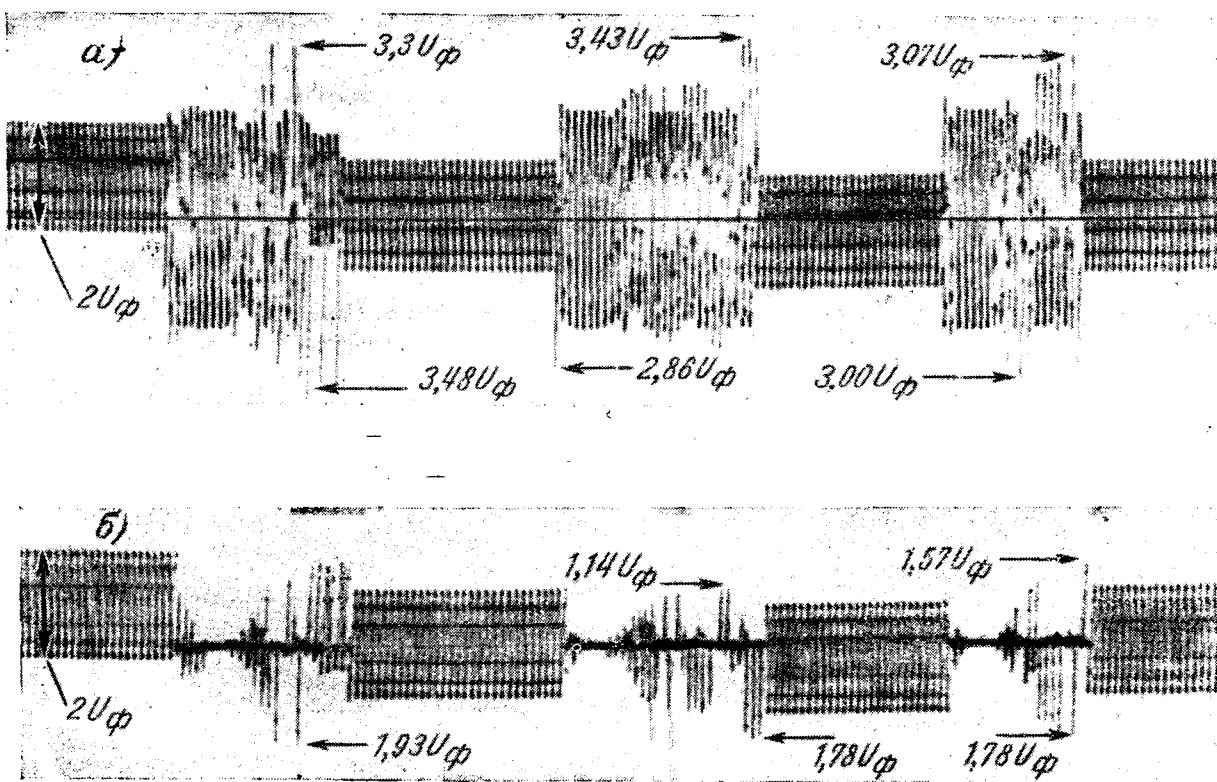


Рис. 9. Кратности перенапряжений при однофазной схеме с изолированной нейтралью.

$I_c = 55 \text{ A}$, $C = 25,3 \mu\text{F}$, $C_m = 0$. Трансформатор $3,2 \text{ Mva}$, $35/6 \text{ кв}$.

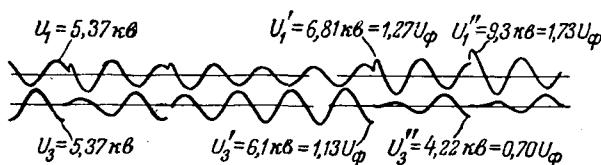


Рис. 10. Дуговое замыкание на изоляторе в компенсированной кабельной сети 6 кв с нагрузкой.

U_1 — напряжение здоровой фазы; U_3 — напряжение больной фазы. Степень расстройки $v = -9\%$. Ток замыкания на землю $I_3 = 9,6 \text{ а.}$

торого затухания переходного процесса. Возможно также гашение дуги после перехода тока колебаний в ток промышленной частоты в момент, когда последний достигнет нуля.

Для возникновения максимального перенапряжения не требуется ряда повторных зажиганий. Поэтому при его определении достаточно рассмотреть один цикл гашение — зажигание. В этом цикле гашение должно происходить в момент максимума э. д. с. больной фазы и при максимально допустимой для гашения крутизне тока, а последующее зажигание должно несколько опережать максимум напряжения. Причиной часто наблюдаемого увеличения перенапряжений к концу горения дуги является не кумулятивность (не рост напряжений смещения), а постепенное возрастание напряжений зажигания в силу растягивания дуги.

Повышение напряжения смещения нейтрали связано с одновременным увеличением высокочастотного максимума восстановливающегося напряжения. Реальный дуговой промежуток не может противостоять быстрому нарастанию напряжения, так что возможный максимум колебаний гашения ограничен, а следовательно, ограничено и напряжение смещения. Таким образом, предел перенапряжений обусловлен конечной и сравнительно небольшой прочностью дугового промежутка, который по самой природе явлений не может деионизироваться мгновенно.

Коэффициент затухания ($1-d$), полученный из опытов в ненагруженной кабельной сети 6 кв, составляет $0,7 \dots 0,75$. Он, естественно, меньше, чем на модели. На затухание в реальных сетях может сильно влиять сопротивление пути тока собственных колебаний. Влияние может оказаться столь значительным, что система окажется неспособной к колебаниям. Это бывает в тех случаях, когда замыкание на землю в мощной сети со значительным емкостным током происходит в месте, удаленном от основной системы. Сказанное хорошо иллюстрируется осциллограммой² рис. 10, полученной в работающей сети с емкостным током 100 а. Замыкание на землю осуществлялось в месте, электрически удаленном от

² Осциллограмма любезно предоставлена Ф. А. Лихачевым (ОРГРЭС).

питающих шин. Переходный процесс после зажигания — апериодический. Напряжение здоровой фазы не превышало линейного напряжения, т. е. перенапряжения отсутствовали.

Заключение. Закономерности гашения перемежающейся дуги замыкания на землю и возможные величины перенапряжений при различных условиях ее горения (в том числе и при различных напряжениях сети) следует искать путем определения диэлектрической прочности дугового промежутка непосредственно после гашения и сравнения ее с величиной высокочастотного максимума восстановливающегося напряжения.

Гашение емкостной дуги не управляемся ни частотой собственных колебаний, ни рабочей частотой сети. Гашение происходит, если высокочастотный максимум восстановливающегося напряжения меньше определенной величины. Условия гашения дуги приводят к ограничению напряжения смещения нейтрали.

Поскольку контрольные опыты при различных условиях образования дуги согласуются с результатами исследования дуги на разъединителе, можно сделать общее заключение о величине перенапряжений при дуговых замыканиях на землю в сетях 6 и 10 кв с изолированной нейтралью. Максимальные значения этих перенапряжений не превосходят $3,2 U_\phi$, не зависят непосредственно от величины емкостного тока и возникают крайне редко, так как для их возникновения требуется совпадение ряда условий. При больших емкостных токах дуга может стать более устойчивой и тем снизить перенапряжение.

Автор выражает глубокую благодарность В. В. Бургдорфу за ряд ценных указаний, использованных при выполнении настоящей работы.

Литература

1. О режиме заземления нулевой точки и защите от замыканий на землю в сетях 6—35 кв. Решение Технического отдела МЭС № 89/3 от 28 мая 1949 г. Электрические станции, № 10, 1949.
2. И. А. Сыромятников. Режим работы сетей с малым током замыкания на землю. Электрические станции, № 2, 1951.
3. Н. Н. Беляков. Анализ повреждений от замыканий на землю в кабельных сетях. Электрические станции, № 6, 1952.
4. W. Petersen. Der aussetzende Erdenschluss. ETZ, № 47, стр. 553, № 48, стр. 564, 1917.
5. J. F. Peters, J. Slepian. Voltages Induced by Arcing Grounds. Tr. AIEE, стр. 478, 1923.
6. C. P. Steinmetz. Frequency Conversion by Arcing Class Conductor and Mechanism of the Arcing Ground. Tr. AIEE, стр. 470, 1923.
7. Р. Рюденберг. Переходные процессы в электрических системах. Издательство иностранной литературы, 1955.
8. Ч. М. Джуварлы. К теории перенапряжений от заземляющих дуг в сети с изолированной нейтралью. Электричество, № 6, 1953.

[4. 9. 1956]



Процессы гашения дуги в воздушных выключателях

Инж., доктор техн. наук ВАЦЛАВ ГУСА
и инж. ЯРОСЛАВ ЦИГЕЛКА

Научно-исследовательский институт сильноточной электротехники
Чехословакия

С повышением мощностей электрических систем становится необходимым увеличивать разрывные мощности высоковольтных выключателей, в частности воздушных выключателей, которые получают все более широкое распространение. В настоящей статье ставится задача: выяснить, какие факторы влияют на гашение дуги в воздушных выключателях и какими способами может быть достигнуто увеличение их разрывной мощности.

Экспериментальное исследование производилось на выключателях типа СР, имеющих номинальное напряжение 10 кв. Конструкция дугогасящего устройства этого типа выключателей приведена на рис. 1, а основные параметры указаны в таблице.

Тип выключателя	Номинальное давление воздуха, ата	Диаметр сопла (d), мм	Ход подвижного контакта (l), мм
СР205-10/600	12	22	185
СР405-10/600	12	35	210
СР605-10/600	21	45	225

В результате испытаний по отключению однофазных коротких замыканий, выполненных при напряжении 9 кв и при собственной частоте восстанавливающегося напряжения 4,5 кгц, была получена следующая эмпирическая зависимость:

$$I_k = 5,35p^{0,30}F^{0,54}, \quad (1)$$

где I_k — амплитудное значение предельно отключаемого тока короткого замыкания, ка;

p — давление воздуха в баке выключателя, ата;

F — сечение сопла, см².

Эта зависимость для давлений 12 и 21 ата приведена на рис. 2 и 3.

Предельно отключаемый ток, характеризующийся уравнением (1), соответствует току, при котором происходит закупорка сопла выключателя, обусловленная выделением дугой тепловой энергии. Это явление обычно представляется следующим образом.

При выделении дугой тепла как бы уменьшается сечение сопла, причем такое снижение его эффективного сечения тем больше, чем больше ток, проходящий через выключатель. Соответственно уменьшению сечения сопла происходит и понижение расхода воздуха, гасящего дугу, и при некотором значении тока короткого замыкания выключатель уже не может отключить этот ток — происходит закупорка сопла выключателя.

Ясно, что чем меньше диаметр сопла, тем сильнее при тех же отключаемых токах оказывается явление закупорки сопла, т. е. в конечном счете тем меньше ток, который способен отключить выключатель.

Эксперимент, однако, показал, что величина предельно отключаемого тока не во всех случаях соответствует уравнению (1). Так, выключатель типа СР 205 при давлении гасящего воздуха 21 ата отключает ток, равный 42 ка против 19,5 ка согласно уравнению (1).

Для выяснения причин, обуславливающих такое увеличение отключаемого тока при испытании выключателя, были произведены дополнительные измерения падения напряжения на дуге. Эти измерения показали, что при токе короткого замыкания 30 ка падение напряжения на дуге после прохождения тока через нулевое значение начинает резко возрастать, а по достижении некоторого значения так же резко спадает и лишь непосредственно перед концом полупериода тока падение напряжения вновь возрастает (рис. 4, а). При токе 15 ка таких «провалов» в кривой падения напряжения на дуге не наблюдается (рис. 4, б).

Отмеченному явлению может быть дано следующее объяснение. В каждый момент времени диаметр дуги зависит от величины тока в дуге в этот момент времени, и, пока дуга имеет небольшой диаметр, она горит, вытянувшись на от-

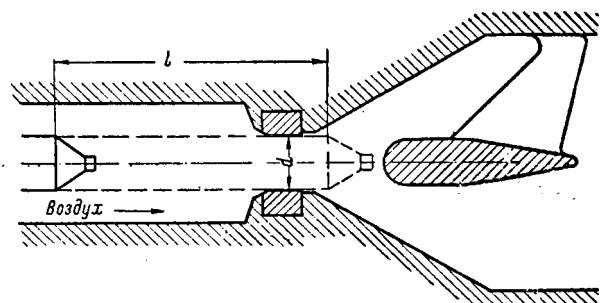


Рис. 1.

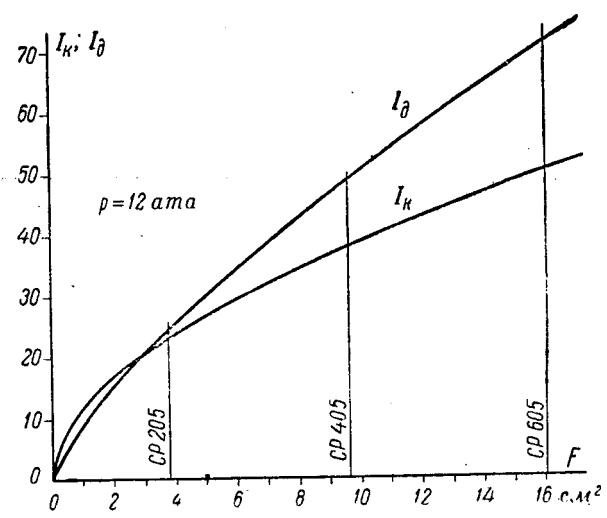


Рис. 2.

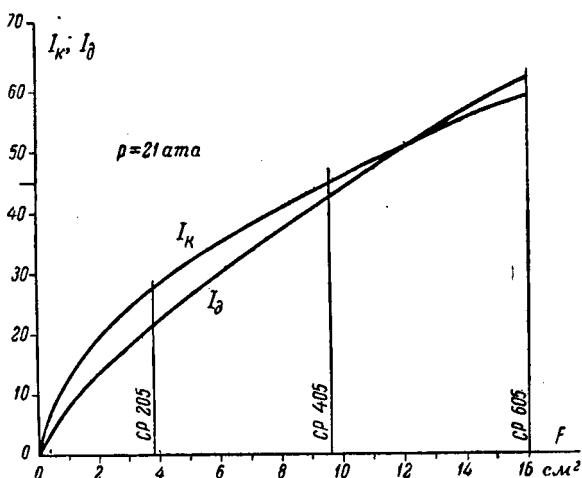


Рис. 3.

носительно большую длину (рис. 5, а). При этом падение напряжения на дуге имеет некоторое значение. При возрастании тока настает момент, когда диаметр дуги становится равным диаметру сопла. При этом ее длина значительно сокращается и дуга целиком заполняет сопло — происходит закупорка сопла стволовом дуги (рис. 5, б). В результате резко уменьшается падение напряжения на дуге.

В дальнейшем ток, пройдя свое амплитудное значение, уменьшается, одновременно уменьшается диаметр ствола дуги и при некотором значении тока диаметр дуги становится опять меньше диаметра сопла. В этот момент под влиянием давления воздуха происходит отрыв дуги от стенок сопла и ее растяжение; падение напряжения на дуге вновь возрастет.

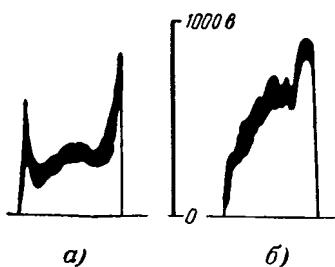


Рис. 4.

Закупорка сопла вызывает прекращение потока воздуха и поэтому давление воздуха перед соплом возрастает до величины давления в баке выключателя. Большая разность давлений перед и за соплом обусловливает быстрое восстановление максимальной скорости потока воздуха после открытия сопла, что способствует быстрому гашению дуги.

Таким образом, закупорка сопла стволовом дуги является положительным фактором, влияющим в сторону увеличения предельно отключаемых токов короткого замыкания. Именно этим явлением и объясняется увеличение предельно отключаемого тока для выключателя типа СР 205 при

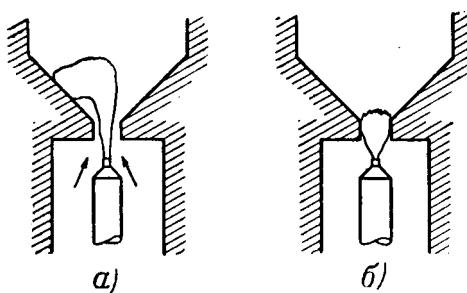


Рис. 5.

давлении 21 ата по сравнению с величиной тока, получаемой из уравнения (1).

Следует, однако, иметь в виду, что при увеличении тока короткого замыкания промежуток времени между открытием сопла и прохождением тока через нулевое значение уменьшается, что в конце концов приводит к тому, что скорость потока воздуха не успевает нарастать до значений, необходимых для гашения дуги, и выключатель не может отключить ток короткого замыкания.

Проанализируем явление закупорки сопла стволовом дуги. Предположим, что дуга является цилиндрическим абсолютно черным телом, температура которого, а следовательно, и плотность заряда по поперечному сечению являются постоянными. Степень ионизации газа в дуговом столбе можно выразить уравнением Сага:

$$\frac{x^2}{1-x^2} \cdot p = 3,2 \cdot 10^{-7} T^{2,5} e^{-\frac{\epsilon E_i}{kT}}, \quad (2)$$

где x — степень ионизации газа;

p — давление газа, ата;

E_i — напряжение ионизации, в;

T — температура, $^{\circ}$ К;

ϵ — заряд электрона, а·сек;

k — постоянная Больцмана.

В уравнении (2) можно пренебречь величиной x^2 в сравнении с единицей. Правильность этого допущения будет показана ниже.

Связь между степенью ионизации и плотностью тока в дуге может быть найдена из уравнений

$$x = \frac{n}{N} \quad \text{и} \quad n = \frac{j}{eE_b},$$

где n — количество электронов в 1 см^3 газа; N — количество первоначальных нейтральных атомов в 1 см^3 ;

j — плотность тока в дуге;

E — электрический градиент плазмы;

b^- — подвижность электронов.

Принимая во внимание, что

$$b^- = \sqrt{\frac{T}{T_0}} \cdot \frac{p_0}{p} b_0^- \quad \text{и} \quad N = \frac{T_0}{T} \cdot \frac{p}{p_0} N_0,$$

где $p_0 = 1$ ата; $T_0 = 273^{\circ}$ К; $b_0^- = 5,9 \cdot 10^3 \text{ см}^2/\text{в} \cdot \text{сек}$; $N_0 = 2,7 \cdot 10^{19} 1/\text{см}^3$, и учитывая, что для азота

$eE_i/k = 1,68 \cdot 10^5$, после преобразования получим уравнение тока в дуге:

$$I_d = 238 \cdot EF \frac{1}{V_p} T^{0.75} e^{-\frac{8.4 \cdot 10^4}{T}}, \quad (3)$$

где F — сечение дуги, см^2 .

Излучаемая с поверхности единицы длины дуги энергия определяется законом Стефана—Больцмана в предположении, что конвекция при высоких температурах настолько незначительна в сравнении с излучением, что ею можно пренебречь:

$$EI_d = CT^4 \cdot \pi d \cdot 10^{-7} = 2CT^4 \sqrt{\pi F} \cdot 10^{-7}, \quad (4)$$

где d — диаметр дуги, см;

$$C = 5,73 \cdot 10^{-5}.$$

Учитывая, что ток дуги $I = jF$ и решая совместно уравнения (3) и (4), получим:

$$I_d = 6,94 \cdot 10^{-5} p^{-0.25} F^{0.75} T^{2.375} e^{-\frac{4.2 \cdot 10^4}{T}}. \quad (5)$$

Результаты измерений, произведенных на выключателе типа СР 205 при давлении гасящего воздуха 21 ата, показали, что закупорка сопла стволом дуги происходит в момент времени, когда мгновенное значение тока к. з. составляет 21,2 ка. Считая, что к моменту полной закупорки сопла давление воздуха перед соплом возрастает до давления в баке выключателя, т. е. что $p = 21$ ата, а сечение дуги при этом равно сечению сопла, т. е. $F = 3,8 \text{ см}^2$, из уравнения (5) найдем, что температура дуги составляет 13 070° К.

Поскольку можно считать, что температура свободной дуги не зависит от величины тока в дуге, то, подставив найденное значение температуры в уравнение (5), получим следующую зависимость тока дуги от ее сечения F и давления гасящего воздуха p :

$$I_d = 16,65 \cdot p^{-0.25} F^{0.75}.$$

Эта зависимость для давлений 12 и 21 ата приведена на рис. 2 и 3.

Из рис. 6 можно установить, что для азота при температуре $T = 13 070^\circ \text{K}$ степень ионизации составляет $x = 0,117$. Следовательно, принятые нами допущение о малости x^2 в сравнении с единицей в уравнении (2) является правильным.

Из рис. 2 видно, что при сечениях, меньших 12 см^2 , кривая I_d расположена ниже кривой I_k . Это значит, что при этих сечениях отключению тока короткого замыкания предшествует закупорка сопла выключателя стволом дуги. В области сечений, больших 12 см^2 , кривая I_d расположена выше кривой I_k . Это означает, что в этой области закупорки сопла стволом дуги не происходит.

Из рис. 2 также следует, что сечение сопла выключателя СР 205 находится в области, где имеет место явление закупорки сопла стволом дуги. Для сопла, соответствующего выключателю СР 405, разность между токами, при которых на-

ступает либо закупорка сопла стволом дуги, либо закупорка под действием выделяемого дугой тепла, становится незначительной и поэтому ток короткого замыкания определяется кривой I_k . Сечение сопла выключателя СР 605 находится в области закупорки сопла под действием тепла, выделяемого дугой.

В свете рассмотренных явлений закупорки сопла выключателя давление гасящего воздуха оказывает влияние в следующем направлении. С увеличением давления воздуха точка пересечения кривых I_k и I_d сдвигается в сторону больших сечений сопел, а расстояние между этими кривыми слева от точки их пересечения возрастает (рис. 2 и 3). Следовательно, в этой области сечений условия гашения дуги улучшаются. Этим, в частности, объясняется большее увеличение разрывной мощности выключателя типа СР 205 при увеличении давления от 12 до 21 ата, чем это имеет место для выключателей типов СР 405 и СР 605.

Из сказанного следует сделать вывод, что при конструировании выключателя необходимо так выбирать его параметры, чтобы закупорка сопла выключателя стволом дуги начиналась ранее, чем закупорка сопла под действием тепла, выделяемого дугой. Необходимо также иметь в виду, что при закупорке сопла стволом дуги происходит обгорание сопла. Поэтому дугогасящее устройство, в котором сопло является одновременно и одним из контактов выключателя, является нецелесообразным. В частности, на выключателях с такой конструкцией сопла (рис. 1) и была произведена экспериментальная часть настоящей работы. Ухудшение контактных свойств при отключении особенно большого тока короткого замыкания может проявиться настолько сильно, что при последующем включении выключателя не будет обеспечен достаточно надежный контакт. Конструкция дугогасящего устройства должна быть такой, чтобы сопло служило исключительно для гашения дуги. При этом необходимо соблюдение условия, чтобы основание дуги с самого начала оказывалось в критическом сечении сопла.

В том случае, когда сечение дуги увеличилось до значения, равного сечению сопла, а ток еще продолжает возрастать, дуга уже не может далее увеличивать свое сечение с увеличением тока. Вследствие этого возрастают плотность тока, степень ионизации и, как это следует из уравнения (5), повышается температура дуги. Именно по этой причине стабилизованные электрические дуги, применяемые для ряда исследовательских работ, имеют более высокие температуры, чем электрические дуги в выключателях.

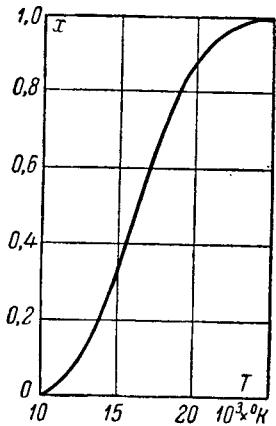


Рис. 6.

Определение токов подпитки при коротких замыканиях в сетях низкого напряжения

Кандидат техн. наук М. О. КАМЕНЕЦКИЙ

Ленинградское проектно-экспериментальное отделение Тяжпромэлектропроекта

Особенность режима короткого замыкания в электрических сетях напряжением до 1 000 в состоит в том, что асинхронные двигатели при соответствующем падении напряжения в сети некоторое время посылают ток к месту короткого замыкания¹, который принято называть током подпитки.

Эта особенность не вполне учитывается методикой расчета токов короткого замыкания в сетях высших напряжений. Поэтому при определении величины токов подпитки исходят из разнообразных рекомендаций и определяют ее самым различным образом.

Ленинградским проектно-экспериментальным отделением Тяжпромэлектропроекта было проведено экспериментальное определение токов короткого замыкания в сети напряжением 380 в действующего промпредприятия². Одновременно при помощи методики, которая излагается ниже, определялись мощности асинхронных двигателей, участвующих в подпитке; при расчете т. к. з. учитывались активное и реактивное сопротивления сети 380 в, измеренные опытным путем и сопоставленные со справочными данными.

Величина токов подпитки обусловливается номинальной мощностью двигателей, присоединенных к сети в момент короткого замыкания, и их удаленностью от места короткого замыкания. Другие исходные величины для вычисления токов подпитки (кратность пусковых токов и э. д. с. двигателей) можно считать для данной группы двигателей постоянными.

До настоящего времени не предлагалось какой-либо методики для определения номинальной мощности двигателей, посылающих ток подпитки к месту короткого замыкания. Выделение этой мощности из общей установленной мощности всех двигателей путем непосредственных наблюдений весьма громоздко и при большом количестве действующих двигателей, размещенных на обширной цеховой территории, практически неосуществимо. Существующие рекомендации по расчету токов короткого замыкания в сетях напряжением до 1 000 в, как правило, игнорируют эту задачу, что не может быть оправдано при большом количестве присоединенных к заводской сети двигателей,ываемых суммарно. Методика определения номинальной мощности двигателей, присоединенных к сети в момент короткого замыкания посредством условных коэффициентов, отнесенных к мощности понижающего трансформатора, не получила распространения, так как эти коэффициенты не поддаются установлению. Кроме то-

го, при такой методике не учитывается сопротивление цепей, по которым протекают токи подпитки.

При расчете, проводимом параллельно с экспериментом, представлялось целесообразным искомую номинальную мощность двигателей определять, исходя из значения нагрузки до момента короткого замыкания, причем эта мощность определялась (в узловых пунктах сети) для групп двигателей, заменяемых эквивалентными двигателями. Предложенный С. А. Ринкевичем [Л. 2] способ определения суммарной установленной мощности (номинальной мощности на валу) группы асинхронных двигателей по потребляемой ими реактивной мощности дает основание для применения этой методики.

Принимая, что реактивная мощность, потребляемая асинхронными двигателями при различных загрузках (60...80%), постоянна, С. А. Ринкевич вводит понятие об «удельной реактивной мощности» двигателя (отношение реактивной мощности к установленной)

$$q_{y\vartheta} = \frac{Q}{P_n},$$

которая при принятом допущении, анализируемом в приложении, также является величиной постоянной.

Значения удельной реактивной мощности С. А. Ринкевич определял опытным путем. Он измерял расход реактивной энергии или реактивную мощность, потребленную группой двигателей, работающих вхолостую, затем по этим данным и суммарной номинальной мощности группы двигателей определял их удельную реактивную мощность.

Нетрудно показать, что удельную реактивную мощность можно определить и аналитически, для чего потребляемую реактивную и установленную (номинальную) мощности следует выразить через потребляемую активную мощность:

$$Q = \sqrt{3} U_i I \sin \varphi_i = P_a \operatorname{tg} \varphi_i;$$

$$P_n = \frac{P_a}{k_c} = \frac{P_a \eta_i}{k_i},$$

$$q_{y\vartheta} = \frac{Q}{P_n} = \frac{P_a \operatorname{tg} \varphi_i k_i}{P_a \eta_i} = k_i \frac{\operatorname{tg} \varphi_i}{\eta_i}, \quad (1)$$

где η_i — к. п. д. условного двигателя, если принять, что P_a и Q — мощности на его зажимах;

k_c — коэффициент спроса группы двигателей;

k_i — относительная загрузка условного двигателя.

¹ Происходящие при этом переходные электромагнитные процессы в двигателе описаны в [Л. 1].

² Эксперименты проводились М. А. Гавриловым, М. О. Каменецким и Ю. М. Шубиным.

Как следует из выражения (1), удельная реактивная мощность может быть определена для значений $\operatorname{tg} \varphi$ и к. п. д., соответствующих какой-то загрузке данного (эквивалентного) двигателя. Считаясь с известной условностью принятого допущения о постоянстве удельной реактивной мощности, в целях большей точности q_{ud} можно определить при загрузках, близких к нормальной. Значения к. п. д. и $\cos \varphi$ при разной загрузке двигателей с разными номинальными параметрами (ток холостого хода, число оборотов и др.), а также реактивные мощности двигателей приводятся в соответствующих источниках [Л. 3 и 4].

Таким образом, в соответствии с параметрами двигателей, удельная реактивная мощность может быть вычислена для «среднего» двигателя данной группы, характеризующегося некоторыми номинальными значениями к. п. д. и коэффициента мощности.

Располагая значением удельной реактивной мощности и данными о потребляемой реактивной мощности в сети, легко определить мощность эквивалентного двигателя и его ток короткого замыкания:

$$I_n = K_n I_n = K_n \frac{P_n}{\sqrt{3} U_n r_n \cos \varphi_n},$$

где K_n — кратность пускового тока.

Если пренебречь сопротивлением сети, то ток подпитки от эквивалентного двигателя приблизительно равен его току короткого замыкания непосредственно на зажимах двигателя:

$$I_{n,\delta} = \frac{E_0}{z_\delta} = \frac{aU}{z_\delta},$$

где E_0 — фазная э. д. с. статора двигателя, в; U — фазное напряжение двигателя, в; a — отношение э. д. с. к напряжению; z_δ — полное сопротивление двигателя.

При коротком замыкании не на зажимах условного эквивалентного двигателя, а в какой-то точке сети ток подпитки должен определяться по формуле

$$I_{n,\delta} = \frac{E_0}{z} = \frac{aU}{z},$$

где z — результирующее сопротивление обмоток эквивалентных двигателей и участков сети (на фазу) до места короткого замыкания, ом.

Формула для определения тока подпитки в частном случае неразветвленной сети имеет следующий вид:

$$I_{n,\delta} = \frac{aU}{\sqrt{(r_c + r_\delta)^2 + (x_c + x_\delta)^2}},$$

где r_c и x_c — активное и реактивное сопротивление сети;

r_δ и x_δ — активное и реактивное сопротивления двигателя.

Активное сопротивление асинхронного двигателя может быть определено по следующей приближенной формуле:

$$r_\delta = 0,5 \frac{U}{I_n} (1 - \eta)$$

или по точной формуле

$$r_\delta = z_\delta \cos \varphi_n.$$

Реактивное сопротивление двигателя

$$x_\delta = \sqrt{z_\delta^2 - r_\delta^2}.$$

Отношение э. д. с. к напряжению может быть определено в соответствии с исследованием В. С. Могильникова [Л. 1], теоретически и экспериментально доказывающим, что для асинхронных двигателей

$$E_0 = (0,93 \dots 0,95) U.$$

Для экспериментального определения тока короткого замыкания была выделена одна секция распределительного щита понизительной подстанции. Секция получала питание от трансформатора 1000 ква, 6/0,4 кв, от нее осуществлялось электроснабжение фидера цеха и двух фидеров котельной (рис. 1). Подстанция 6/0,4 кв питалась от главной понизительной подстанции завода 35/6 кв, связанной с энергосистемой. Мощность короткого замыкания на шинах 35 кв — 330 Мва, а на шинах 6 кв — 85 Мва.

Основными потребителями сети являются асинхронные двигатели. Нормальная загрузка сети цеха — 500 ... 600 а, котельной — 450 ... 500 а.

Короткие замыкания осуществлялись (рис. 1) на щите подстанции (1), на вводе в цех (2), в силовом шкафу (3) и на шинной сборке (4).

Для разделения общего тока короткого замыкания на ток от системы и ток подпитки производилось осциллографирование токов в месте короткого замыкания, на подстанции, а также в промежуточных точках сети, через которые протекали токи подпитки.

Для управления моментом (фазой) замыкания сети в целях получения максимального значения ударного тока применялось электронное устройство. На подстанции и в месте короткого замыкания токи короткого замыкания осциллографировались во всех трех фазах.

Для примера на рис. 2 приведены осциллограмма и схема опыта трехфазного короткого замыкания в точке 4. Из осциллограммы видно, что начальный фазный угол в момент возникновения короткого замыкания составлял 10 эл. град. (кривая напряжения, проходящая через начало координат, на рисунке не показана). Записанный осциллографом ток нагрузки ($I_{n,\delta}$) при фазном угле 180° (до возникновения короткого замыкания) мог быть вызван пуском в этом момент двигателя крана или др.

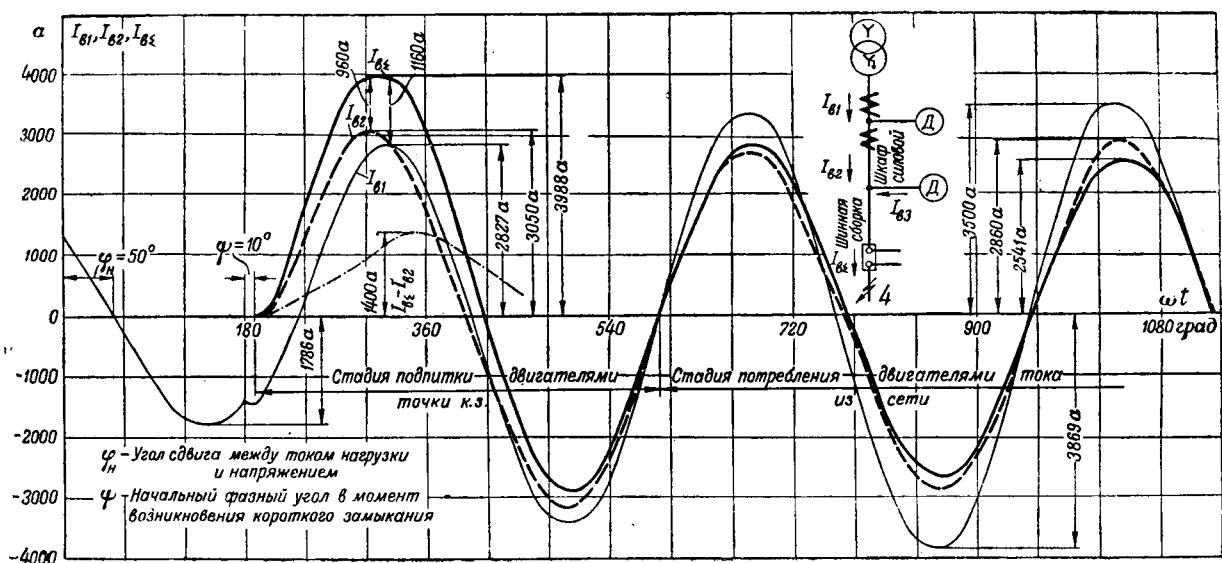
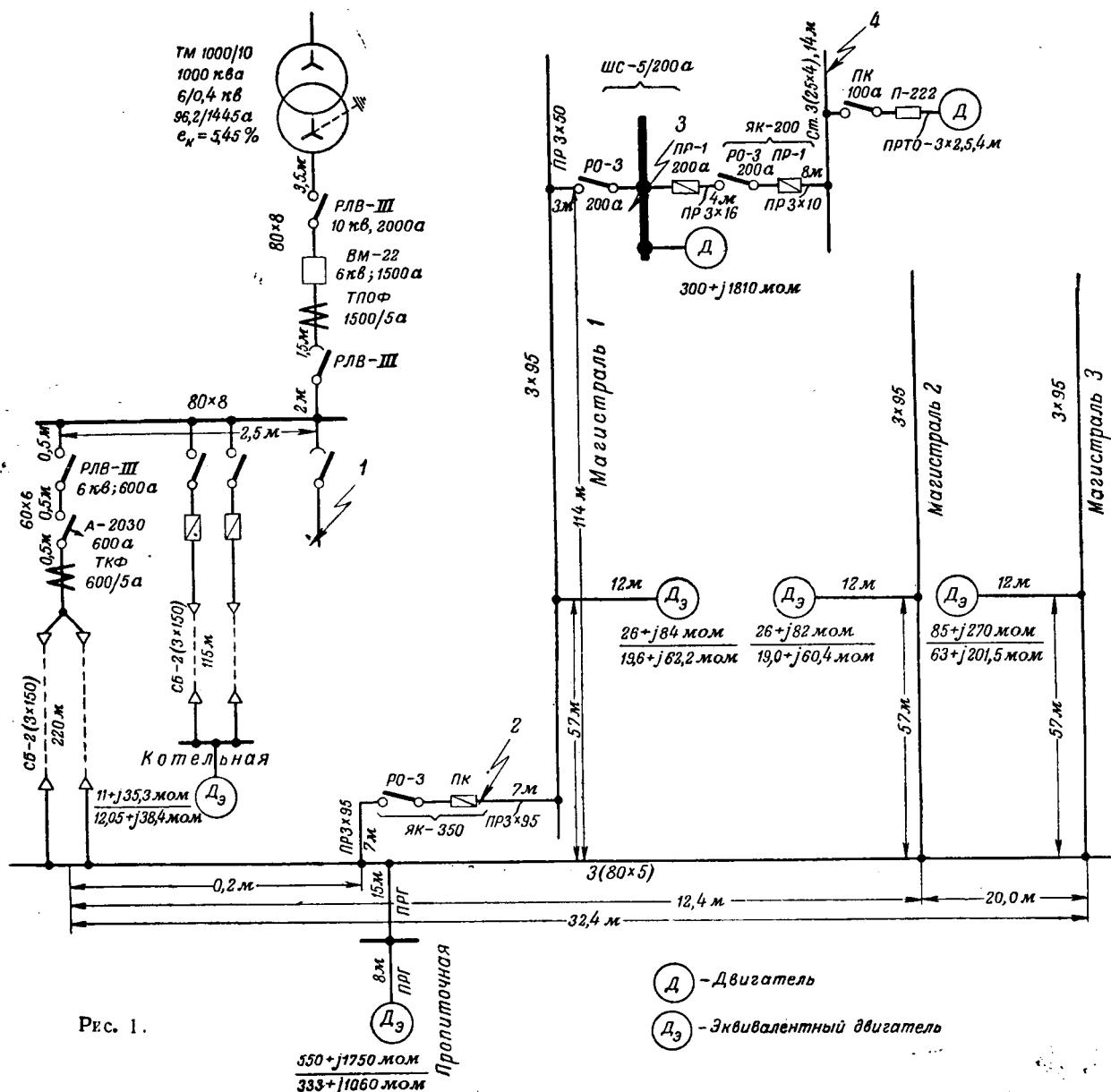


Рис. 2.

Таблица 1

Наименование участка сети	Сопротивление участка, мом					
	активное		реактивное		полное	
	по справочным данным	измеренное	по справочным данным	измеренное	по справочным данным	измеренное
От трансформатора до шин подстанции (точка короткого замыкания 1)	2,83	4,97	11,66	13,28	11,95	14,10
От трансформатора до ввода в цех (точка короткого замыкания 2)	19,63	20,46	20,20	20,26	28,2	28,9
От трансформатора до щита ШС (точка короткого замыкания 3)	50,19	44,37	47,28	49,44	69,0	66,2
От трансформатора до шинной сборки (точка короткого замыкания 4)	116,45	88,97	79,88	120,43	141,5	149,9

Приложение. Суммарное сопротивление, вычисленное по справочным данным, включает приведенное сопротивление сети высокого напряжения, равное 1,87 мом.

Измеренное суммарное сопротивление включает, кроме того, сопротивление устройства для осуществления короткого замыкания,

равное $0,84 + j 1,305$ мом (в фазе *a* при опытах в точках 1 и 2) и $0,944 + j 0,975$ мом (в фазе *b* при опытах в точках 3 и 4).

Справочные величины сопротивлений отдельных элементов сети низкого напряжения приняты, в основном, по работе Ростовского отделения Тяжпромэлектропроекта (1953 г.).

Ток короткого замыкания в зависимости от доли участия в нем тока подпитки имел разные углы сдвига. В момент ударного тока короткого замыкания (амплитуда первого полупериода) ток подпитки в месте короткого замыкания составлял 1160 а, максимальное же значение тока подпитки достигало 1400 а (после максимума полного тока короткого замыкания).

Начиная со второго периода процесса, ток короткого замыкания, измеренный у трансформатора, превосходит ток в месте короткого замыкания за счет тока двигателей (пускового и рабочего).

При проведении расчета токов короткого замыкания сопротивления большей части участков сети определялись непосредственным измерением, а сопротивления некоторых участков принимались по справочным данным. Измерения подтвердили

справочные данные для аппаратов, установленных в данной сети.

При определении номинальной мощности двигателей, посылающих токи подпитки, номинальный к. п. д. «среднего» двигателя принимался равным 0,90, номинальный коэффициент мощности — 0,84, удельная реактивная мощность (при загрузке в 75%) — 0,6 кв/квт. Расчетное определение мощности двигателей, посылающих токи подпитки, контролировалось, когда это оказывалось возможным, ее визуальным определением. Расхождения между наблюдаемыми и расчетными величинами для разных точек короткого замыкания составляют 3 ... 11% (табл. 2).

Кратность пускового тока эквивалентного двигателя была принята равной 6, э. д. с. двигателя 205 в. Для определения тока подпитки в каждой точке короткого замыкания составлялась схема

Таблица 2

Наименование эквивалентного двигателя	Данные осциллографа				Установленная мощность эквивалентных двигателей, квт	
	Ток нагрузки, а	Фазное напряжение, в	$\sin \varphi$	Реактивная мощность, квт	по реактивной мощности	по непосредственному наблюдению
Короткое замыкание в точке 1						
Фидер цеха	556	220	0,819	300	500	—
В том числе:						
1-я магистраль	—	—	—	—	220	—
2-я магистраль	—	—	—	—	215	—
3-я магистраль	—	—	—	—	65	—
пропиточная	—	—	—	—	10	—
1-й фидер котельной	288	220	0,707	134	} 480	497
2-й фидер котельной	272	220	0,806	154		
Короткое замыкание в точке 2						
Фидер цеха	547	236	0,982	380	630	—
В том числе:						
1-я магистраль	220	236	0,945	149	248	280,5
2-я магистраль	—	—	—	—	—	289,1
3-я магистраль	—	—	—	—	—	87,0
Пропиточная	—	—	—	—	—	16,5
Котельная	—	—	—	—	—	455
Короткое замыкание в точке 3						
Силовой шкаф (в цехе)	—	—	—	—	—	60
Короткое замыкание в точке 4						
Шинная сборка	—	—	—	—	—	67,5
Двигатель, присоединенный к шкафу . . .	—	—	—	—	—	10

Приложение. Активные и реактивные сопротивления двигателей показаны непосредственно на рис. 1 (в числителе для короткого замыкания в точке 1, а в знаменателе для короткого замыкания в точке 2).

Таблица 3

Место короткого замыкания	Номер точки короткого замыкания	Фазное напряжение сети в момент, предшествующий короткому замыканию, в	Периодическая составляющая тока короткого замыкания, а						Ударный ток короткого замыкания, а						Отношение ударных токов в точке короткого замыкания и у трансформатора			
			от системы			от двигателей			в точке короткого замыкания по расчету			от системы			в точке короткого замыкания			
			по расчету	по опыту	отношение	по расчету	по опыту	отношение	по расчету	по опыту	отношение	по расчету	по опыту	отношение	по расчету	по опыту	отношение	
Шины 0,4 кв подстанции	1	220	15 600	15 300	0,97	6 610	22 210	29 350	27 160	0,925	9 310	7 400	0,795	38 660	33 240	0,865	1,225	
Магистраль в цехе	2	236	8 160	7 560	0,93	6 710	14 860	12 200	10 200	0,845	9 470	9 050	0,96	21 670	19 250	0,885	1,80	
Ответвление от цеховой магистрали к силовому шкафу	3	216	3 260	3 230	0,985	545	3 805	4 940	4 400	0,895	768	650	0,847	5 708	6 250	1,09	1,42	
Шинная распределительная сборка	4	214	1 435	1 900	1,32	745	2 180	2 230	2 830	1,25	1 055	1 850	2,4	3 315	3 990	1,2	1,41	
												1 160	1,1	(1 400)	(1,32)			

Приложения: 1. Опытные величины ударных токов подпитки (графа 13) определены как разность измерений в точке короткого замыкания и у трансформатора. Исключение составляет точка 1, где ток подпитки измерен непосредственно. Для точек 3 и 4, где имеет место подпитка от двигателей, расположенных «выше» короткого замыкания, приводятся две величины — первая — подпитка от двигателей, расположенных «ниже» точки короткого замыкания (сопоставимая с расчетом), вторая — подпитка от всех двигателей (рис. 2).

Вследствие отсутствия практической методики определения в цепи короткого замыкания пункта, в котором э. д. с. двигателя равна напряжению сети, в расчете не были учтены токи подпитки от дви-

гателей, расположенных выше точки короткого замыкания в узлах 3 и 4.

2. При коротком замыкании в конечной точке цепи 4 опытные величины периодической составляющей и ударного тока (от системы и в точке короткого замыкания) оказались больше расчетных, по-видимому, за счет неучтенного расчетом (связанного с поверхностным эффектом в ферромагнитных телах) уменьшения при токах короткого замыкания активного и реактивного сопротивлений стальных шин распределительной сборки сравнительно с измеренным приnomинальном токе сопротивлением.

замещения участков сети и эквивалентных двигателей, после приведения которой определялось результирующее сопротивление. Суммарный ток в месте короткого замыкания определялся путем арифметического сложения тока, посыпанного системой, и тока подпитки³.

Полученные путем расчета сопротивления участков сети до разных точек короткого замыкания приведены в табл. 1; определение мощности эквивалентных двигателей дано в табл. 2; токи короткого замыкания приведены в табл. 3.

Расхождения между экспериментальными и расчетными величинами токов короткого замыкания составляют 10 ... 15 %. Они получаются за счет погрешности при измерениях, которая оценивается в 6 ... 10 %, увеличения сопротивления цепи короткого замыкания во время экспериментов вследствие образования дуги в замыкающем устройстве, приближенности математического описания процесса короткого замыкания. Однако расхождения, как это можно видеть, находятся в пределах точности измерений и расчета. В отдельных случаях в табл. 3 дано краткое объяснение причин расхождений.

Выводы. Эксперимент и расчет подтверждают, что при правильной оценке сопротивлений цепи

короткого замыкания и номинальной мощности двигателей, посыпающих токи подпитки, результаты расчета токов короткого замыкания вполне достоверны для случаев, когда короткое замыкание происходит в головной части сети низкого напряжения. При средней и большой удаленности мест короткого замыкания расчетные величины токов подпитки могут оказаться заниженными вследствие пренебрежения подпиткой от двигателей, расположенных «выше» точки короткого замыкания, считая по направлению энергии.

Токи подпитки быстро затухают и должны учитываться при оценке лишь ударного тока в месте короткого замыкания. При средней и большой удаленности двигатели, расположенные «выше» места короткого замыкания, быстро перестают посыпать токи и начинают потреблять их из сети; вследствие этого при коротком замыкании в точках 3 и 4 значение тока, измеренного у трансформатора (в начале цепи), оказалось больше ударного значения.

Токи подпитки составляют значительную величину, особенно при коротких замыканиях в местах средней и большой удаленности. В сети, показанной на рис. 1, ударный ток в точке короткого замыкания превышал соответствующий ток у трансформатора на 22 ... 80 %.

Активные и реактивные сопротивления сети низкого напряжения существенно влияют на величину тока короткого замыкания. В сети, представленной на рис. 1, ударный ток в конечной точке сети в 10 раз меньше, чем на шинах подстанции.

Пользуясь величиной номинальной мощности группы двигателей, посыпающих токи подпитки, определенной исходя из нагрузки двигателей в момент, предшествующий короткому замыканию, и величиной удельной реактивной мощности, най-

³ Вследствие того, что в схеме опыта замыкающее устройство представляло собой общее сопротивление для обоих видов источников питания места короткого замыкания, строго говоря, следовало бы расчет вести с учетом различной удаленности источников питания (учет собственных и взаимных сопротивлений). Однако такой расчет весьма громоздок, между тем как при проверке он дал уточнение всего в 3 ... 5% по сравнению с расчетом, проведенным раздельно от каждого вида источника питания.

денной аналитически, можно наиболее точно вычислить токи подпитки от данной группы двигателей.

Приложение. Потребляемая реактивная мощность. Допущение о постоянстве реактивной мощности, потребляемой из сети при различных нагрузках асинхронного двигателя, исходит из следующего.

Реактивная мощность, потребляемая двигателем, складывается из реактивной мощности намагничивания Q_0 и реактивной мощности рассеяния Q_p . Реактивная мощность намагничивания практически не зависит от нагрузки двигателя, она определяется по формуле

$$Q_0 = \sqrt{3} U_A I_{0r}$$

где U_A — линейное напряжение сети, в;

I_{0r} — ток холостого хода, а.

Полная реактивная мощность, потребляемая из сети, в частности при номинальной нагрузке, может быть определена из выражения

$$Q_n = \sqrt{3} U_A I_n \sin \varphi_n,$$

где I_n — номинальный ток статора, а.

Нетрудно установить, что мощность намагничивания представляет собой значение полной реактивной мощности для частного случая, когда ток статора равен току холостого хода, а сдвиг между током и напряжением равен 90° .

Удельный вес мощности намагничивания, не зависящий от нагрузки двигателя, определяется отношением

$$\frac{Q_0}{Q_n} = \frac{\sqrt{3} U_A I_0}{\sqrt{3} U_A I_n \sin \varphi_n} = \frac{I_0}{I_n \sin \varphi_n}.$$

Если выразить ток холостого хода через номинальный ток статора [Л.5]

◊ ◊ ◊

Электрические модели изгибающегося стержня

**Доктор техн. наук, проф. Г. Е. ПУХОВ,
инж. О. В. ИЛЬЕНКО и инж. П. М. ЧЕГОЛИН**
Таганрогский радиотехнический институт

В [Л. 1 и 2] было показано, что связь между углами поворота и изгибающими моментами по концам стержня (рис. 1) при условии свободных шарнирно опертых концов моделируется активным электрическим четырехполюсником (рис. 2). Параметры четырехполюсника вычисляются по формулам

$$r = \frac{l}{6EI}; \quad \Psi_1 = \frac{\omega u}{EI}; \quad \Psi_2 = \frac{\omega v}{EI}.$$

Здесь и на рис. 1: EI — жесткость стержня на изгиб;

l — длина стержня;

ul и vl — расстояния от левого и правого концов стержня до центра тяжести площади Φ эпюры изгибающих моментов.

$$I_0 \approx I_n \left(\sin \varphi_n - \frac{\cos \varphi_n}{2b_n} \right),$$

то отношение

$$\frac{Q_0}{Q_n} = \frac{I_n \left(\sin \varphi_n - \frac{\cos \varphi_n}{2b_n} \right)}{I_n \sin \varphi_n} = \frac{\sin \varphi_n - \frac{\cos \varphi_n}{2b_n}}{\sin \varphi_n} = 1 - \frac{\operatorname{ctg} \varphi_n}{2b_n},$$

где b_n — кратность максимального момента двигателя к номинальному.

Подставляя вероятные значения $\operatorname{ctg} \varphi_n$ и b_n , нетрудно вычислить пределы отношения $\frac{Q_0}{Q_n}$.

В [Л. 4] указывается, что у асинхронных двигателей удельный вес реактивной мощности холостого хода практически вследствие неполноты загрузки составляет: при номинальном $\cos \varphi = 0,91 \dots 0,93$ — приблизительно 85%, а при номинальном $\cos \varphi = 0,77 \dots 0,79$ — свыше 90%.

Литература

1. В. С. Могильников. Выбег асинхронных электродвигателей при коротком замыкании в сети. Электричество, № 11, 1954.

2. С. А. Ринкевич. Об удельном потреблении электроэнергии металлорежущими станками на машиностроительных заводах. Сборник информационных материалов Энергосбыта Ленэнерго, вып. 3, 1948.

3. М. П. Костенко. Электрические машины. Госэнергоиздат, 1944.

4. Л. В. Литвак. Вопросы повышения $\cos \varphi$ промышленных предприятий. Госэнергоиздат, 1950.

5. И. А. Сыромятников. Режимы работы асинхронных электродвигателей. Госэнергоиздат, 1955.

[28. 5. 1956]

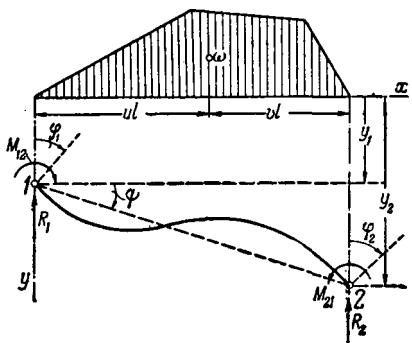


Рис. 1.

Однако ввиду несимметричности относительно продольной оси эта схема пригодна лишь для моделирования стержневых систем, не имеющих замкнутых контуров. При наличии же в стержневой системе таких контуров моделирующие четы-

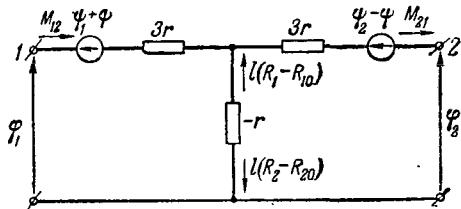


Рис. 2.

рехполюсники необходимо соответствующим образом симметрировать. Симметричная относительно продольной оси схема замещения показана на рис. 4.

Это, однако, не единственная из возможных схем. Поскольку она состоит из положительных сопротивлений и постоянных э. д. с., то можно построить целый ряд эквивалентных ей схем замещения [Л. 3], но схема, изображенная на рис. 3, более удобна для моделирования, так как она имеет сопротивления одинаковой величины.

При питании модели переменным током сопротивления $3r$ (рис. 2) могут быть замещены емкостями, а отрицательное сопротивление r — индуктивностью, но такая схема будет весьма чувствительна к изменению частоты и, кроме того, потребует изготовления катушек индуктивности с высокой добротностью.

Аналогично рассмотренному выше случаю схемы замещения на переменном токе могут быть целиком составлены либо из индуктивностей, либо

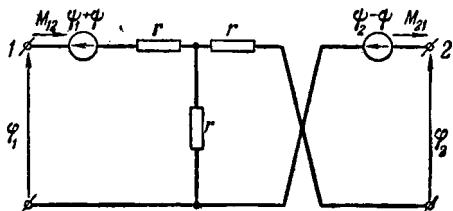


Рис. 3.

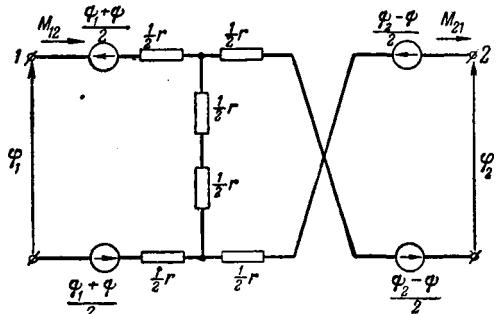


Рис. 4.

из емкостей, причем предпочтительнее использовать емкости.

Схему без отрицательного сопротивления можно получить и путем замыкания четырехполюсника из активных сопротивлений на идеальный трансформатор с коэффициентом трансформации 1 : 1 (рис. 5).

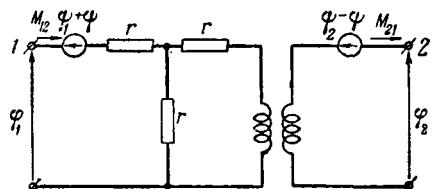


Рис. 5.

На рис. 6 показана одна из исследованных стержневых систем и моделирующая ее электрическая схема. Так как стержневая система не содержит замкнутых контуров, то оказалось возможным составить модель из четырехполюсников по типу рис. 3.

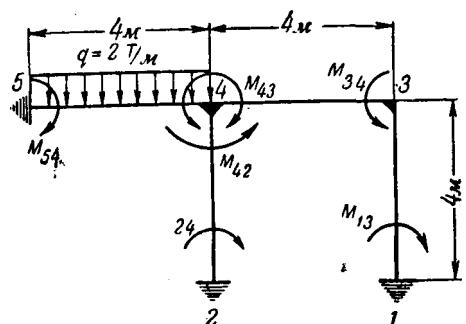


Рис. 6.

Ветровые нагрузки проводов воздушных линий

Доктор техн. наук, проф. В. В. БУРГСДОРФ

Центральная научно-исследовательская
электротехническая лаборатория МЭС

Правильное определение давления ветра на провода имеет важнейшее значение для расчета линий электропередачи. Особенно это касается линий с двухцепными опорами, с выпускающими зажимами, поворотными или деформирующими траверсами, для которых ветровая нагрузка является определяющей. Наряду с уточнением аэродинамических характеристик проводов необходимо правильно учитывать распределение ветра при больших геометрических размерах сооружения.

Известно, что сильный ветер имеет турбулентный характер и представляет собой быстрое перемещение одних масс воздуха и медленное других. Иначе говоря, скорость по фронту не является неизменной, и результирующее давление на протяженный объект не будет определяться максимальной скоростью ветра, а некоторой средней его величиной. Понятно, что для линий электропередачи с пролетами 200 .. 400 и более метров эта неравномерность должна иметь существенное значение.

Первые экспериментальные исследования влияния неравномерности ветра на эффективную нагрузку проводов были предприняты свыше 25 лет назад [Л. 1 и 2]. Они показали, что при скорости ветра до 20 м/сек для пролетов до 100 м с неравномерностью можно не считаться, а для пролетов около 200 м она оказалась достаточно заметной.

В 1939 г. в Швеции был начат новый важный этап исследований, в результате которых было выявлено, что при увеличении скорости ветра существенно возрастает его неравномерность и, следовательно, появляется возможность снижения расчетных ветровых нагрузок [Л. 3]. В 1951 г. подобные исследования были развернуты во Франции [Л. 4 и 5], в 1949 г. — в Австралии [Л. 6], в 1952 — в Бельгии [Л. 7], а последнее время — в Западной Германии [Л. 8] и в СССР, где сооружено восемь опытных установок с пролетами от 220 до 350 м.

Коэффициент, учитывающий неравномерное распределение ветра по пролету, был введен в правила, действующие в Советском Союзе,

в 1947 г. [Л. 9.] Эти правила рекомендуют формулу

$$P = \alpha C_x \frac{v^2}{16}, \quad (1)$$

где P — давление ветра на перпендикулярную ему проекцию провода, кг/м²;

α — коэффициент, учитывающий понижение давления вследствие неравномерности ветровой нагрузки по пролету;

C_x — лобовое сопротивление провода;

v — скорость ветра, м/сек.

Скорость ветра обычно принимается равной зарегистрированному метеорологической станцией максимуму за 5 ... 10 лет. Лобовое сопротивление провода оценивается величиной 1,2. Оно может быть уточнено в зависимости от диаметра провода и скорости ветра [Л. 10]. Коэффициент α был принят равным 0,85.

Коэффициент α зависит не только от конкретных условий местности, но и от метода измерения скорости ветра.

Необходимо, в частности, учитывать, что в СССР для измерения применяются флюгеры, а за границей получили распространение анемометры, работающие на принципе трубы Пито. Последние могут отметить скорость порыва ветра длительностью порядка 10 ... 15 сек, при наблюдениях же при помощи флюгера по инструкции должно фиксироваться среднее положение доски за 2 мин. Очевидно, максимальные скорости ветра, отмеченные малоинерционными анемометрами, должны быть больше измеренных при помощи флюгеров. Этим, по-видимому, и объясняются отдельные высказывания о пониженных скоростях ветра в СССР.

Определение ветровых нагрузок на провода обычно производится по углу отклонения гирлянды изоляторов или рычага, на котором подведен провод. Таким образом, непосредственно определяются поперечная сила, действующая на опору, и возможное приближение провода. Чтобы иметь суждение о наибольшей ветровой нагрузке за определенный период времени, в Швеции, Гер-

Из изложенного следует, что задачи, связанные с определением узловых изгибающих моментов и углов поворота стержневых систем, могут быть решены при помощи простых электрических моделей как постоянного, так и переменного тока. Осуществление модели на постоянном токе предпочтительнее в связи с возможностью применения более точных измерительных приборов.

Заметим, что приведенные схемы замещения изгибаемого стержня могут быть использованы и при решении динамических задач [Л. 3].

Литература

1. Г. Е. Пухов. К вопросу применения методов исследования электрических цепей к решению задач изгиба плоских стержневых систем. Известия Томского политехнического института, т. 72, 1952.

2. Г. Е. Пухов. Применение методов исследования электрических цепей к решению задач изгиба плоских стержневых систем. Электричество, № 9, 1953.

3. Электрическое моделирование балок и рам. Сборник статей Таганрогского радиотехнического института. Таганрог, 1956.



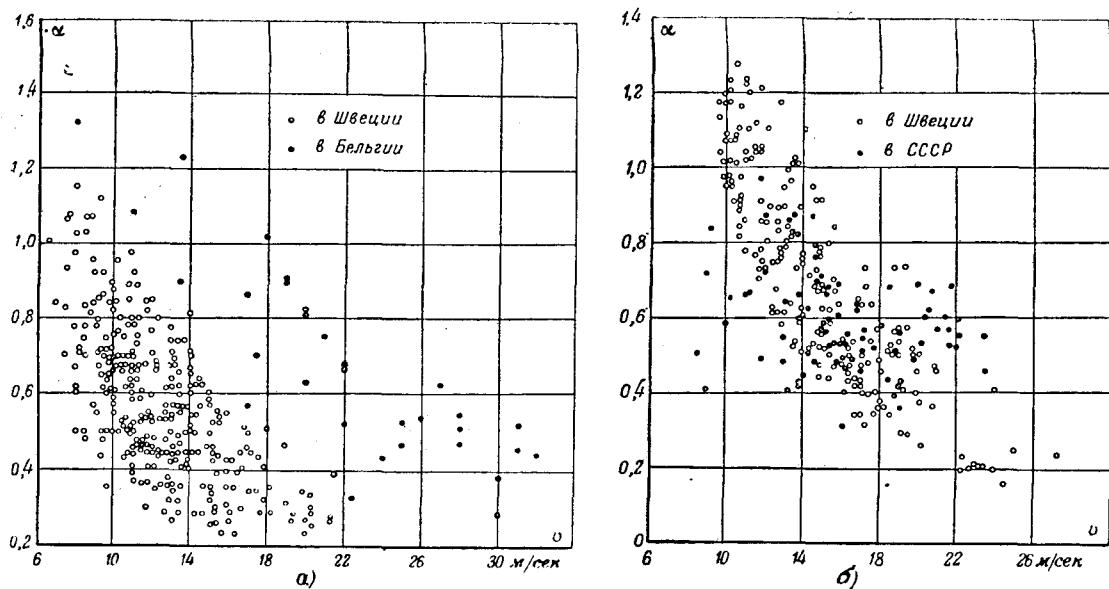


Рис. 1. Зависимость коэффициентов α от скорости ветра.

а — по измерениям в Швеции (внутренние районы): $d = 25 \dots 27,7$ м.м., $l = 155 \dots 300$ м; по измерениям в Бельгии: $d = 9,5$ м.м., $l = 120$ и 190 м; б — по измерениям в Швеции: $d = 15,8$ м.м., $l = 200$ м; по измерениям в Советском Союзе: $d = 19,1$ м.м., $l = 250$ м (прибрежная зона).

мании и СССР применялась непрерывная запись угла отклонения, а во Франции и Бельгии — индикаторы максимального угла отклонения. Углы отклонения сопоставлялись с максимальными скоростями ветра, измеренными в непосредственной близости от опытного пролета или на ближайшей метеорологической станции.

В Австралии был применен метод визуальной регистрации угла отклонения провода в середине пролета, что, естественно, затруднило фиксацию максимальных значений. По-видимому, по этой причине отсчеты делались для «достаточно устойчивого положения отклоненного провода», причем они сопоставлялись с показаниями чашечного анемометра. Следовательно, здесь можно говорить о некотором среднем отклонении провода и средней скорости ветра. Одновременное снижение отклонения и скорости приводит к взаимной компенсации погрешностей. Полученные таким путем опытные данные не могут характеризовать максимальные ветровые нагрузки, поэтому они в дальнейшем не используются.

В СССР скорость ветра всюду определялась по показаниям флюгера, за исключением одного пункта, где она регистрировалась анемометром с трубками Пито.

Результаты измерений выражались по-разному. Например, в шведских работах измеренное давление ветра на провода характеризуется его отношением к давлению на плоскость больших размеров ($C_x = 2$), т. е. величиной, меньшей коэффициента α , а во французских — отношением тангенсов измеренного угла отклонения провода к расчетному (по принятой во Франции методике). Для сопоставления данные различных стран были обработаны по единой методике. Определялись коэффициент α при помощи уравнения (1) и результирующая нагрузка на квадратный метр проекций провода, перпендикуляр-

ной ветру¹. Лобовое сопротивление принималось в каждом конкретном случае в зависимости от типа провода и скорости ветра в соответствии с результатами проведенных в СССР испытаний в аэродинамических трубах [Л. 10]. Это позволило уточнить возможные значения коэффициента α .

Результаты обработки представлены на рисунках в виде точек. На рис. 1, 2 и 3 показаны коэффициенты α , измеренные в различных странах, а на рис. 4 — огибающие кривые, проведенные через точки, соответствующие наивысшим значениям этих коэффициентов. Две точки, заметно выделяющиеся по сравнению с остальными, показаны на рис. 4 особо.

При анализе результатов измерений, помимо неравномерного распределения ветра вдоль пролета, нужно учитывать случаи, когда скорость ветра в пролете выше, чем в месте его регистрации анемометром. В таких случаях коэффициент α оказывается больше единицы. Характерно, что при больших скоростях ветра (20 м/сек и более) этих случаев практически не наблюдается.

Характер распределения опытных точек позволяет с несомненностью установить повышение неравномерности ветровой нагрузки по пролету при возрастании силы ветра. Отчетливо выявляется и влияние различных физико-географических условий местности, причем это касается не только прибрежных и удаленных от моря районов, в пределах одной страны, например Швеции. Первые же измерения, проведенные в Ленинградской области при помощи малоинерционных

¹ К сожалению, не удалось обработать материалы немецких исследований, так как приведенные данные оказались для этого недостаточными.

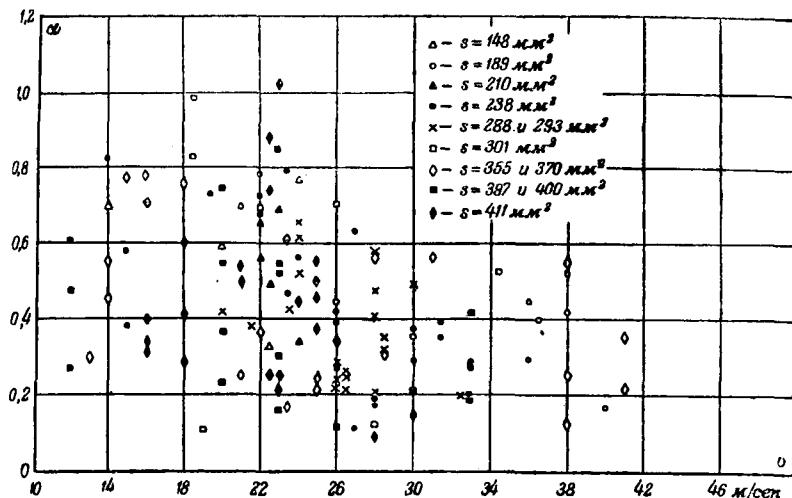


Рис. 2. Зависимость коэффициента α от скорости ветра по результатам измерений во Франции.

приборов, дали большие, чем в прибрежной зоне Швеции, значения ² коэффициентов α . Еще более высокие значения были получены в Бельгии и в особенности во Франции.

Во Франции значения коэффициента α порядка 0,5 ... 0,55 были отмечены для скоростей ветра до 38 м/сек. К сожалению, не были приведены длины пролетов, в которых проводились измерения, однако нужно иметь в виду, что во Франции, как правило, для проводов сечением 300 мм^2 и более ³ применяются пролеты, длина которых превышает 400 м, и лишь в редких случаях она уменьшается до 350 м. Таким образом, полученные значения нельзя считать характерными для небольших или средних пролетов.

Коэффициенты α , полученные по результатам измерений, проведенных в Советском Союзе при помощи флюгеров с тяжелой доской (рис. 3), соответствуют в основном скоростям ветра до 20 ... 25 м/сек. Однако уже собранных материалов достаточно, чтобы заключить, что полученные таким образом коэффициенты α заметно больше коэффициентов, полученных в результате измерений скорости малоинерционными приборами. Прежде всего обращает на себя внимание большое количество точек, соответствующих коэффициентам, значительно превышающим единицу при скоростях ветра до 18 м/сек, а также коэффициентам со значениями порядка 0,8 при скорости ветра около 25 м/сек в длинных пролетах.

Следующий вывод, который вытекает из сопоставления кривых рис. 4, заключается в том, что большое влияние на коэффициент α имеет степень подверженности района сильным ветрам. В этом отношении характерно не только сравнение шведских данных, полученных в прибрежных

² Здесь и далее имеются в виду коэффициенты при одинаковых, а не максимальных для данной местности скоростях ветра.

³ Можно указать, что коэффициент α , равный 0,52, при скорости ветра 34,5 м/сек (рис. 2) был зарегистрирован в пролете 462 м.

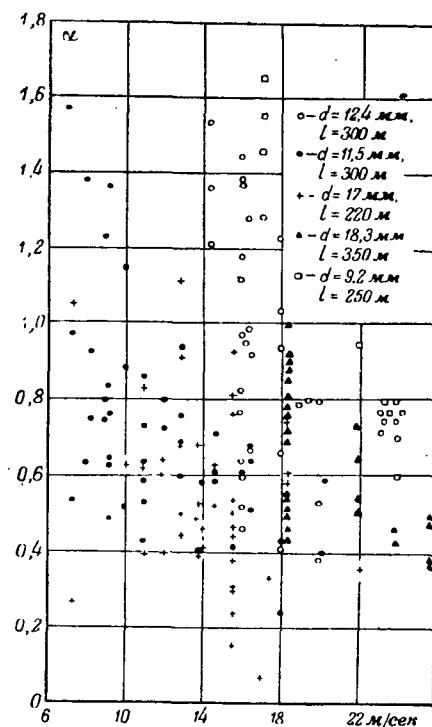


Рис. 3. Зависимость коэффициента α от скорости ветра по результатам измерений в Советском Союзе.

и внутренних районах, но также бельгийских и французских. Как видно из рис. 4, кривые коэффициентов α , полученных в результате измерений в различных местах, как бы сдвигаются параллельно друг другу, причем в районах, подверженных более сильным ветрам, при одинаковых скоростях ветра поникающие коэффициенты выше, чем в районах с менее сильными ветрами. Поэтому значения, полученные для районов с сильными ветрами, нельзя распространять на максимальные скорости ветра районов с умеренными ветрами. Например, коэффициент α для скорости 25 м/сек в районе с расчетной скоростью ветра 30 или 35 м/сек нельзя применять для линии, сооружаемой в местности с расчетным ветром 25 м/сек, так как в последнем коэффициент будет меньше.

Для удобства дальнейшего анализа на рис. 5—7 нанесены точки, соответствующие значениям среднего давления ветра на провод в про-

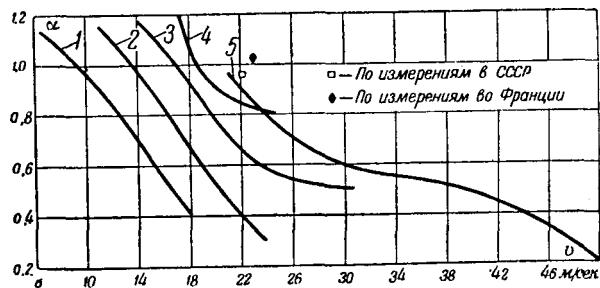


Рис. 4. Зависимости наивысших значений коэффициента α от скорости ветра по измерениям.

1 — в Швеции (внутренние районы); 2 — то же (прибрежная зона); 3 — в Бельгии; 4 — в СССР; 5 — во Франции.

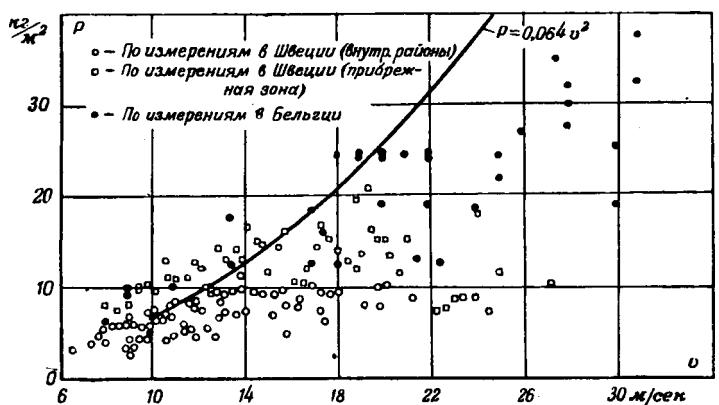


Рис. 5. Зависимость давления ветра на перпендикулярную ему проекцию провода от скорости ветра по измерениям в Швеции и в Бельгии.

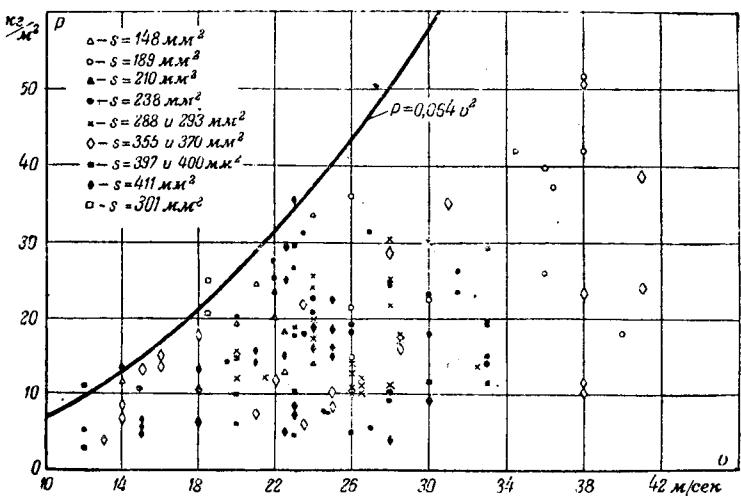


Рис. 6. Зависимость давления ветра на перпендикулярную ему проекцию провода от скорости ветра по измерениям во Франции.

лете, зарегистрированным при различных скоростях ветра. Там же сплошной линией показана зависимость, построенная по уравнению (1) для значений $C_x = 1,2$ и $\alpha = 0,85$ согласно рекомендациям Правил устройства [Л. 8]. Распределение опытных точек весьма характерно.

Реальные нагрузки проводов в Швеции (особенно во внутренних районах) заметно ниже, чем в Бельгии, а в Бельгии ниже, чем во Франции. Для скоростей ветра до 15 м/сек опытные точки нередко лежат выше расчетной кривой; при скоростях 15 ... 20 м/сек они в общем соответствуют высшим значениям, наблюдаемым в Бельгии и во Франции. При дальнейшем увеличении скорости ветра измеренные величины оказываются меньше расчетных, что, очевидно, непосредственно связано со снижением коэффициента α .

Подобный же характер имеет распределение опытных точек, полученных за небольшой период времени в СССР (рис. 7), однако количественные соотношения здесь иные⁴: давления вет-

ра, превышающие полученные по формуле (1), часто наблюдаются при скоростях ветра вплоть до 18 ... 19 м/сек, при скоростях же ветра около 25 м/сек они близки к наибольшим опытным давлениям.

Приведенные материалы убедительно показывают важность введения поправочного коэффициента, учитывающего снижение давления вследствие неравномерности ветра при больших скоростях. Коэффициент этот должен быть различным для скоростей ветра, измеренных малоприционным анемометром и при помощи флюгера.

Исследователи стран Западной Европы, где измерение скорости ветра производится при помощи анемометров, предлагаю расчетную величину коэффициента α принимать равной 0,5, при этом они ориентируются на значительную местную скорость ветра 35 м/сек. Исследователи Швеции, где скорость ветра также принято измерять анемометрами, исходя из скорости 28 м/сек, предлагают коэффициент α принимать равным 0,4. Такое снижение для Швеции представляется достаточно обоснованным, так как ветер здесь, несомненно, слабее, чем в Бельгии и Франции.

При использовании данных о скорости ветра, полученных по методике, принятой в СССР, величина коэффициента α должна быть больше. Соотношение между коэффициентами, полученными при измерении скорости анемометрами и по методике, принятой в СССР, равно $\left(\frac{v_{\text{ан}}}{v_{\phi}}\right)^2$,

где $v_{\text{ан}}$ — скорость, измеренная малоприционным прибором; v_{ϕ} — скорость, измеренная при помощи флюгера.

В настоящее время ведутся работы по определению этого соотношения. Однако уже сейчас можно сказать, что очень большого снижения принятого в настоящее время расчетного значения коэффициента α (0,85) ожидать нельзя. Действительно, если иметь в виду принятый в западноевропейских странах коэффициент α (0,5), то отношение $\frac{v_{\text{ан}}}{v_{\phi}} = \sqrt{\frac{0,85}{0,5}} = 1,3$. Такое соотношение между кратковременной скоростью ветра (порывы 10 ... 20 сек) и минутным максимумом можно считать достаточно реальным.

Сказанное подтверждается также имевшими место авариями на линиях электропередачи при сильных ветрах, когда эффективное давление ветра на проводе было близко к 60 кг/м² при скорости ветра (по флюгеру) 32 ... 35 м/сек.

Более существенного снижения коэффициента α следует ожидать в тех районах, где расчетная скорость ветра составляет 35 м/сек и более, а также там, где повторяемость принятой расчетной скорости близка к предельной, наблюданной в данной местности.

⁴ Это, очевидно, связано с иной методикой измерений (при помощи флюгеров), применяемой в СССР.

Таблица 1

Принятые в различных странах расчетные нагрузки на проекцию провода без гололеда

Страны	СССР	Англия	Бельгия	Германия	Италия	Канада	США	Швеция	Швейцария	Финляндия	Франция
Расчетная нагрузка	кг/м ²	40	39	72*** 45	44...53	72	39	44	25*	50	25
	%	100	97,5	180*** 112,5	110...130	180	97,5	110	—	125	62,5

* Как при гололеде, так и без гололеда.

** В числителе—по административным нормам, в знаменателе—по предписаниям, рекомендуемым в настоящее время на основании упомянутых работ.

*** В числителе—по существующим нормам, в знаменателе—по проекту новых норм расчета для $C_x = 1,2$.

Таблица 2

Принятые в различных странах расчетные нагрузки от ветра на плоские элементы опор

Страны	СССР	Англия	Германия	Италия	Канада	США	Швеция	Швейцария	Финляндия	Франция
Расчетная нагрузка	кг/м ²	54,9	120	77	120	63	70,5	100	100	100
	%	100	220	140	220	115	128	182	182	220
Давление на вторую грань, %	100	—	81	60...80*	100	100	80...100**	60...80*	100	60...80*

* В зависимости от коэффициента заполнения контура формы.

** В зависимости от расстояния между гранями.

Для полноты сравнения в табл. 1 и 2 приведены принятые в различных странах расчетные ветровые нагрузки на провода и металлические опоры⁵.

Как видно из табл. 1, принятые в СССР нагрузки на провода находятся на уровне или ниже принимаемых в других странах⁶. Исключение составляет Финляндия, где подобно Ленинградской области и Карельской АССР в силу благоприятных физико-географических условий наблюдаются небольшие скорости ветра.

Проведенные за последнее время работы по исследованию неравномерности ветра явились основанием для снижения расчетных ветровых нагрузок в таких странах, как Бельгия и Франция, где они до последнего времени были чрезмерно высокими.

Расчетные нагрузки от ветра непосредственно на опоры за границей повсюду принимаются более высокими, чем в СССР, причем это превышение достигает 50 и даже 100%.

Все сказанное показывает, что принятые в Советском Союзе расчетные условия для ветровых нагрузок в целом являются более прогрессивными, чем в большинстве других стран. За последние годы за рубежом были облегчены расчетные условия, и сейчас они приближаются к принятым в СССР. Разумеется, это не означает, что возмож-

ности дальнейшего снижения расчетной нагрузки от ветра на линии электропередачи полностью исчерпаны.

Возможности дальнейшего уменьшения расчетной ветровой нагрузки на линии должны быть обоснованы, что требует большой исследовательской работы, включающей уточнение реальных ветровых нагрузок в различных районах, аэродинамических характеристик проводов и опор и возможных коэффициентов α .

Проведенные до настоящего времени исследования позволяют снизить расчетную величину лобового сопротивления проводов до 1,1 при значениях произведения $vd \geq 400 \text{ м/сек} \cdot \text{мм}$ и при-

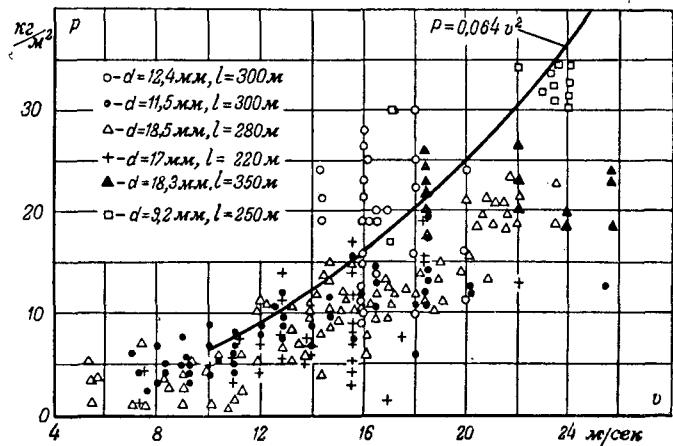


Рис. 7. Зависимость давления ветра на перпендикулярную ему проекцию провода от скорости ветра по измерениям в СССР.

⁵ В СССР нагрузки приняты для наиболее распространенной скорости ветра 25 м/сек.

⁶ Принятая в Швеции расчетная толщина стенки гололеда колеблется от 1;3 до 3,2 см. Поэтому результирующая нагрузка на опору от ветра там получается значительно больше рекомендуемой в СССР.

нять коэффициент α равным примерно 0,75 при проверке опор на предельные ветровые нагрузки⁷. Это снижение расчетных условий можно распространить также на районы с расчетной скоростью ветра 35...40 м/сек, кроме местностей, прилегающих к большим водным пространствам. Вопрос об уточнении коэффициента α для районов с меньшими расчетными скоростями ветра будет решен на основе уже развернутых в СССР экспериментальных исследований.

Кроме этого, необходимо более точно учитывать действительные условия, в которых должна проходить линия. В частности, следует отказаться от распространения расчетной скорости ветра 25 м/сек на слабоветровые районы, как это часто делается в настоящее время. Во всех случаях расчетные скорости ветра должны приниматься по данным наблюдений. Для линий, проходящих в лесу, расчетная скорость ветра может быть снижена по крайней мере на 5 м/сек против расчетной для данного района.

⁷ Имеются в виду наибольшие скорости ветра в данном районе, а не расчетные, повторяемостью 1 раз в 5 лет.

Литература

1. W. Tuck. Variation in Distribution of Wind Pressure on Overhead Line. Brit. Electr. & All. Indust. Research Assoc. Techn., rep. X, 1934.
2. R. H. Sherlock, M. Stont. Storm Loading a. Strength of Wood Pole Lines a. Study of Wind Gusts. Edis. El. Inst. 1936, University of Michigan, Ann Arbor.
3. O. P. Zetterholm, S. Sandin. Wind Pressure on Overhead Transmission Line Conductors. CIGRE, rep. 202, 1954.
4. R. Poyart. Action des vents de grande vitesse sur les conducteurs des lignes aériennes. Bull. Soc. Française des Electriciens, XI—53.
5. Schuepp, L. Gion, J. Debergeon. Etude des surcharges mécaniques subies par les isolateurs de lignes électriques dans les conditions normales d'exploitation. Rev. Gén. Electr., № 2 и 3, 1955.
6. H. C. Harrison. Factors Affecting the Mechanical Design of Transmission Lines, p. I, CIGRE, rep. 218, 1956.
7. L. H. Marchal, A. Jacques, L. Diene. The Action of Wind on Overhead Line Conductors. CIGRE rep. 206, 1956.
8. H. Morts, K. W. Baeg, M. Erick. Wind Pressure on Overhead Transmission Line Conductors. CIGRE, rep. 220, 1956.
9. Правила устройства электротехнических установок. Госэнергоиздат, 1947.
10. В. Бургесдорф. Основные вопросы сооружения воздушных линий электропередачи. Труды ЦНИЭЛ, вып. V. [9. 1. 1957]



Защита регулировочного автотрансформатора

Инж. А. Н. КОЖИН

Теплоэлектропроект

Для регулирования напряжения под нагрузкой в высоковольтных сетях энергетических систем Советского Союза все большее распространение получают трансформаторы с добавочными агрегатами. Намечается применение силовых автотрансформаторов с регулирующими устройствами.

На рис. 1 приведена схема силового трансформатора с добавочным агрегатом. Добавочный агрегат состоит из регулировочного автотрансформатора (или трансформатора) и последовательного трансформатора.

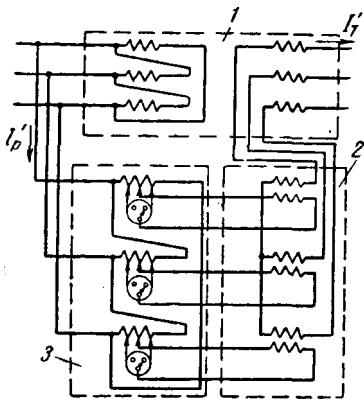


Рис. 1. Схема трансформатора с устройством для регулирования напряжения под нагрузкой.
1 — основной трансформатор; 2 — последовательный трансформатор;
3 — регулировочный автотрансформатор.

В настоящей статье рассматривается защита регулировочного автотрансформатора (или трансформатора) от междуфазных повреждений и замыканий между выводами одной фазы его вторичной обмотки. Изложение ведется применительно к защите автотрансформатора. Однако нижесказанное может быть распространено и на защиту регулировочного трансформатора, а также и на другие схемы соединений силового трансформатора или автотрансформатора с добавочным агрегатом.

Для регулировочного автотрансформатора желательно иметь быстродействующую защиту. Однако применение простейших быстродействующих защит сопряжено с рядом трудностей.

Трудность применения токовой отсечки состоит в том, что величины токов при повреждениях в автотрансформаторе и при внешних повреждениях могут иметь один и тот же порядок. Это не позволяет выполнить защиту, обладающую достаточной чувствительностью и отстроенную от токов внешних коротких замыканий.

Трудность применения дифференциальной защиты состоит в том, что коэффициент трансформации автотрансформатора изменяется в больших пределах. Ток срабатывания защиты, выбранный с учетом тока небаланса, вызванного изменением коэффициента трансформации автотрансформатора, может оказаться настолько большим, что обеспечить необходимую чувствительность при корот-

ких замыканиях в зоне действия защиты окажется невозможным.

Включение автотрансформатора в зону действия дифференциальной защиты основного трансформатора потребует загрузления этой защиты. Кроме того, ток повреждения в автотрансформаторе, как правило, незначителен по сравнению с током срабатывания защиты, и защита при этом повреждении может не подействовать.

В 1935 г. А. А. Геворков для защиты автотрансформаторов предложил специальную максимальную токовую защиту, приключаемую к трансформаторам тока, установленным в первичной цепи регулировочного автотрансформатора. При внешних коротких замыканиях защита блокируется при помощи токовых реле, приключенных к трансформаторам тока, установленным в цепи основного трансформатора [Л. 1]. Однако эта защита обладает существенными недостатками, о которых будет сказано ниже. Для некоторых конструкций автотрансформаторов она вообще непригодна.

Для защиты регулировочного автотрансформатора от междуфазных повреждений и замыканий между выводами одной фазы его вторичной обмотки автором настоящей статьи разработана новая максимальная токовая защита с тормозной характеристикой (рис. 2). Токовые реле этой защиты приключаются через промежуточные насыщающиеся трансформаторы к трансформаторам тока, установленным в первичной цепи регулировочного автотрансформатора.

Для осуществления магнитного торможения промежуточный трансформатор, кроме рабочей и вторичной обмоток, имеет тормозную обмотку (рис. 3), которая приключается к трансформаторам тока, установленным в цепи обмотки той сто-

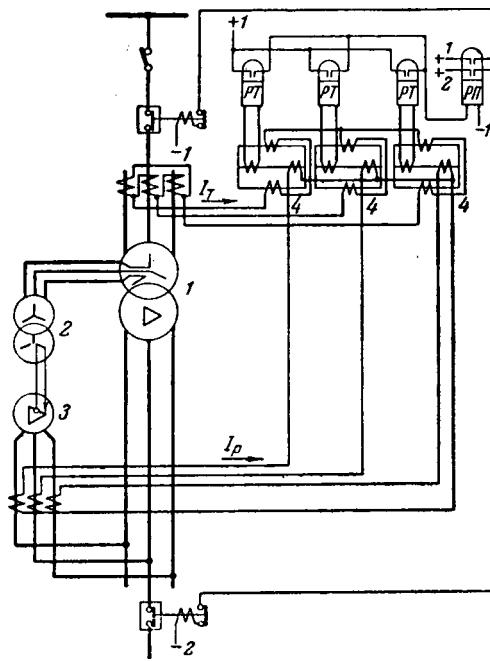
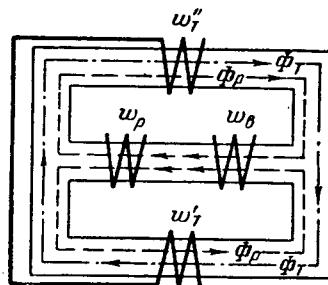


Рис. 2. Защита регулировочного автотрансформатора.
1 — основной трансформатор; 2 — последовательный трансформатор;
3 — регулировочный автотрансформатор; 4 — промежуточные насыщающиеся трансформаторы.

Рис. 3. Промежуточный насыщающийся трансформатор.

$w_m = w_m'$ — тормозные обмотки; w_b — вторичная обмотка; w_p — рабочая обмотка; Φ_m — магнитный поток, создаваемый тормозными обмотками; Φ_p — магнитный поток, создаваемый рабочей обмоткой.



роны основного трансформатора, где производится регулирование напряжения.

При отсутствии тока в тормозных обмотках промежуточный трансформатор работает как обычный насыщающийся трансформатор. Магнитный поток, создаваемый тормозными обмотками при протекании по ним тока, замыкается через боковые стержни, не заходит в средний стержень и не создает э. д. с. во вторичной обмотке, но насыщает магнитопровод, ухудшая условия трансформации рабочего тока. Чем больше тормозной ток, тем больше должен быть ток в рабочей обмотке для того, чтобы во вторичной обмотке получить ток, равный току срабатывания реле.

Для выяснения преимуществ новой защиты по сравнению с защитой с блокировкой рассмотрим порядок выбора параметров обеих защит.

Ток срабатывания блокирующего реле в защите с блокировкой должен быть больше максимального рабочего тока и максимального тока короткого замыкания в зоне действия защиты. В качестве последнего принимается максимальный ток в месте установки блокирующих реле при коротких замыканиях на вторичных выводах автотрансформатора.

Таким образом, имеются два условия для выбора тока срабатывания блокирующих реле:

$$\begin{aligned} 1) I_{c.p.b.l} &\geq K_n I_{m.rab.maks}; \\ 2) I_{c.p.b.l} &\geq K_n I_{k.z.maks}, \end{aligned}$$

где K_n — коэффициент надежности;
 $I_{m.rab.maks}$ — максимальный рабочий ток в обмотке той стороны силового трансформатора, где производится регулирование напряжения;
 $I_{k.z.maks}$ — максимальный ток в той же обмотке силового трансформатора при внутренних коротких замыканиях в регулировочном автотрансформаторе.

Как правило, определяющим является второе условие. Поэтому ток срабатывания блокирующих реле получается больше номинального тока автотрансформатора:

$$I_{c.p.b.l} > I_{p.nom}. \quad (1)$$

При сквозных коротких замыканиях и в нормальном режиме ток первичной обмотки регулировочного автотрансформатора

$$I_p = K I_m, \quad (2)$$

где K — коэффициент пропорциональности;
 I_m — ток в той обмотке основного трансформатора, со стороны которой осуществляется регулирование.

Коэффициент пропорциональности K с достаточной степенью точности может быть определен как произведение коэффициентов трансформации регулировочного автотрансформатора и последовательного трансформатора:

$$K = k_p \cdot k_n. \quad (3)$$

Расчетным значением коэффициента K будет большая его величина.

На рис. 4 даны зависимость $I_p = f(I_m)$ и характеристика защиты по схеме рис. 2.

Для селективного действия защиты при внешних коротких замыканиях между токами срабатывания блокирующих и рабочих реле должно быть следующее соотношение:

$$I_{c.p.\text{раб}} = K'_n \cdot I_{c.p.\text{бл}}, \quad (4)$$

где K'_n — коэффициент надежности ($K'_n > 1$). Следовательно,

$$I_{c.p.\text{раб}} > I_{p.\text{ном}}. \quad (5)$$

Практические расчеты показали, что $I_{c.p.\text{раб}} > (1.5 \dots 2) I_{p.\text{ном}}$, т. е. защита обладает низкой чувствительностью.

Задача с блокировкой может отказать при коротких замыканиях в автотрансформаторе в том случае, когда ток в блокирующем реле больше расчетного максимального тока короткого замыкания. Кроме того, она не работает при междуплановых коротких замыканиях на выводах первичной обмотки автотрансформатора, так как при этом ток короткого замыкания на той стороне, где установлены блокирующие реле, превосходит ток срабатывания последних. Он может быть равен току при внешних коротких замыканиях на стороне низшего напряжения.

Отказ защиты в указанных случаях требует установки дополнительной защиты или включе-

ния автотрансформатора в зону действия дифференциальной защиты основного трансформатора. Последнее в ряде случаев сопряжено с трудностями конструктивного характера.

При включении автотрансформатора (без его регулирующего устройства) в зону действия дифференциальной защиты основного трансформатора ток срабатывания блокирующих реле в результате согласования его с током срабатывания дифференциальной защиты может быть снижен, что повысит чувствительность защиты к коротким замыканиям в автотрансформаторе.

Идеальная характеристика токовой защиты с торможением может быть изображена в виде прямой линии, ее реальная характеристика криволинейна (рис. 4). Кроме того, в зависимости от угла α между векторами токов тормозной и рабочей обмоток реле тормозная характеристика может располагаться выше или ниже характеристики при $\alpha = 0^\circ$, т. е. при одном и том же значении I_m ток срабатывания имеет различные значения.

Для расчета селективности защиты принимается характеристика $I_{c.p.(1)} = f(I_m)$ при угле α , соответствующем наименьшему торможению.

В целях предотвращения неселективного действия защиты при обрыве ее вторичных цепей ток срабатывания защиты при отсутствии торможения $I_{0.c.p}$ принимается большим максимального рабочего тока автотрансформатора.

Отношение ординаты ac (рис. 4) характеристики защиты $I_{c.p.(1)} = f(I_m)$, принятой для расчета селективности, к ординате ab прямой $I_p = KI_m$ при одном и том же токе I_m определяет запас по селективности или коэффициент надежности K_n .

Минимальная величина этого коэффициента должна быть не ниже 1,2.

При коротких замыканиях в автотрансформаторе кривая зависимости тока автотрансформатора $I_{p.k.z}$ от тока той обмотки основного трансформатора, на стороне которой осуществляется регулирование, располагается выше прямой $I_p = KI_m$. При трехфазном коротком замыкании проводов, соединяющих регулировочный и последовательный трансформаторы, и питании только со стороны высшего напряжения указанная зависимость имеет следующий вид:

$$I_{p.k.z} = k_m I_m, \quad (6)$$

где k_m — коэффициент трансформации основного трансформатора.

Как правило, коэффициент k_m значительно больше коэффициента K . Следовательно, при одном и том же значении ток I_m больше тока I_p .

Для расчета чувствительности принимается характеристика при угле α между векторами рабочего и тормозного тока, соответствующему максимальному торможению. Минимальный

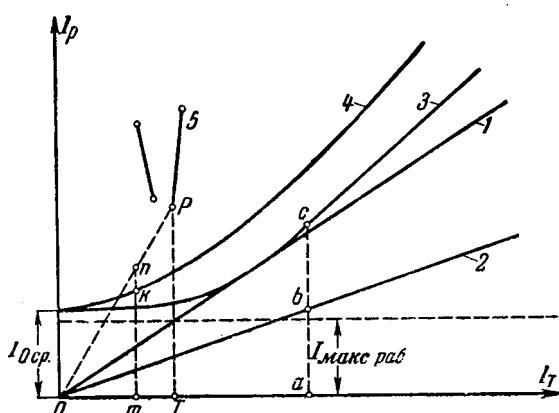


Рис. 4. Зависимость тока в первичной обмотке автотрансформатора от тока в обмотке основного трансформатора.

1 — идеальная характеристика защиты; 2 — $I_p = KI_m$; 3 — $I_{c.p.(1)} = f(I_m)$; 4 — $I_{c.p.(II)} = f(I_m)$; 5 — $I_{p.k.z} = k_m I_m$.

коэффициент чувствительности K_{κ} определяется отношением ординат mP кривой (рис. 4) $I_{p,k,z} = f(I_m)$, соответствующей току $I_{p,k,z}$, подсчитанному с учетом переходных сопротивлений, к ординате mP кривой $I_{c,p}(II) = f(I_m)$ при тормозном токе, подсчитанном также с учетом переходных сопротивлений.

Учет влияния переходных сопротивлений на величину токов повреждений может производиться уменьшением токов металлических коротких замыканий в 1,5...2 раза. Коэффициент чувствительности защиты для минимального тока повреждения должен быть не меньше 1,2...1,3.

Минимальный коэффициент торможения защиты K_{mop} определяется как тангенс угла наклона касательной к тормозной характеристике $I_{c,p}(I) = f(I_m)$, проведенной из начала координат. Он находится из следующего выражения:

$$K_{mop} = \frac{K_{\kappa} I_{\text{раб}}}{I_{mop}} = \frac{K_{\kappa} K n_m}{K_{c,p} n_{m,p}}, \quad (7)$$

где K_{κ} — коэффициент надежности;

$I_{\text{раб}}$ — ток в рабочей обмотке промежуточного трансформатора;

I_{mop} — ток в тормозной обмотке промежуточного трансформатора;

K — расчетное значение коэффициента пропорциональности между токами $I_{\text{раб}}$ и I_{mop} ;

n_m — коэффициент трансформации трансформаторов тока в цепи основного трансформатора;

$n_{m,p}$ — коэффициент трансформации трансформаторов тока в цепи первичной обмотки регулировочного автотрансформатора;

$K_{c,p}$ — коэффициент схемы соединения трансформаторов тока в цепи основного трансформатора.

В отличие от защиты с блокирующим реле защита с тормозным реле по своему принципу действия является быстродействующей, т. е. для надежности ее действия при внешних коротких замыканиях не требуется вводить дополнительную выдержку времени.

Насыщающиеся промежуточные трансформаторы тока используются также для отстройки от бросков тока намагничивания, имеющих место при включении трансформатора на холостом ходу.

На рис. 5, а приведен в однолинейном изображении вариант автотрансформатора, неподвижный вывод которого закреплен в середине обмотки. В этом случае токи короткого замыкания ограничиваются сопротивлением обмотки при любом положении подвижного вывода.

На рис. 5, б приведен другой вариант автотрансформатора, неподвижный вывод которого закреплен на одном из концов обмотки. Когда подвижной вывод находится на противоположном

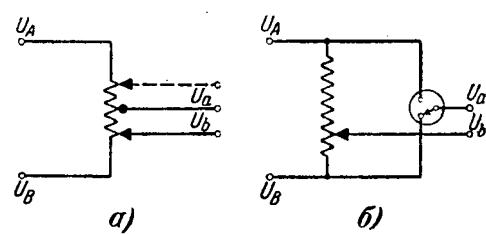


Рис. 5. Варианты размещения неподвижного вывода автотрансформаторов.
а — неподвижный вывод закреплен в середине обмотки; б — неподвижный вывод закреплен на концах обмотки.

конце обмотки, токи короткого замыкания не ограничиваются сопротивлением автотрансформатора и имеют такую же величину, что и при внешних коротких замыканиях на стороне, на которой приключен регулировочный элемент. Для такого автотрансформатора защита с блокирующими реле применена быть не может, так как при максимальном регулировании величины токов в месте установки блокирующих реле при внешних коротких замыканиях и коротких замыканиях на выводах вторичной обмотки автотрансформатора практически имеют один и тот же порядок. Кроме того, защита с блокировкой может отказывать в действии при токах перегрузки основного трансформатора, превышающих ток срабатывания блокирующих реле.

Задача с тормозной характеристикой вышеуказанных недостатков не имеет, ее можно выполнить более чувствительной, она имеет большую зону действия.

На рис. 6 приведены характеристики сравниваемых защит. В целях упрощения анализа влияние на характеристики защиты угла между рабочим и тормозным токами не учитывается. В заштрихованных областях А и Б защита с блокировкой не работает, а защита с торможением работает. Область А соответствует повреждениям с малыми токами короткого замыкания, а область Б — с большими.

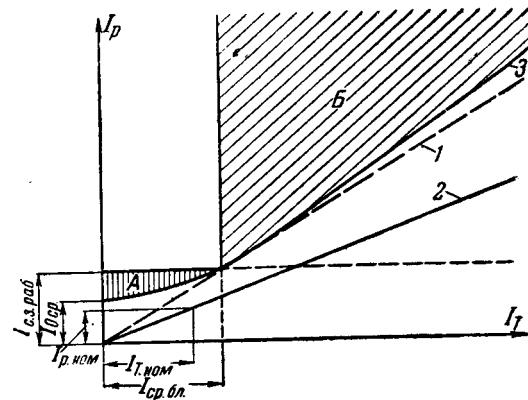


Рис. 6. Сравнение характеристик защит регулировочного автотрансформатора.
1 — идеальная характеристика; 2 — $I_p = K I_m$; 3 — характеристика защиты с торможением; 4 — характеристика защиты с блокировкой.
 $I_{p,\text{раб}}$ — ток срабатывания рабочего реле; $I_{c,p,\text{бл}}$ — ток срабатывания блокирующего реле; $I_{p,\text{ном}}$ — номинальный ток регулировочного автотрансформатора; $I_{t,\text{ном}}$ — номинальный ток основного трансформатора.

В зону действия защиты с торможением входит регулировочный автотрансформатор, соединительные провода между автотрансформатором и последовательным трансформатором и часть последовательного трансформатора. В качестве токового реле может быть использовано реле типа ЭТ-520.

Следует отметить, что защита может быть выполнена не только при помощи вышеописанных тормозных реле, но и при помощи реле, имеющих независимые тормозные обмотки.

Трудности применения тормозных реле, выпускаемых промышленностью, заключаются в том, что для защиты регулировочного автотрансформатора требуются реле с высоким коэффициентом торможения. Ориентировочные подсчеты показывают, что величина минимального коэффициента торможения должна иметь порядок 1,5 ... 2, а у реле, выпускаемых промышленностью, этот коэффициент равен 0,2 ... 1,0.

Выводы. Защита регулировочного автотрансформатора или трансформатора, использующая

токовые реле с тормозными характеристиками, обладает рядом преимуществ по сравнению с защищкой, использующей токовые блокирующие реле. Защита с торможением обладает достаточной чувствительностью при повреждениях в регулировочном автотрансформаторе или трансформаторе. Для некоторых типов регулировочных автотрансформаторов может быть применена только защита с торможением. Применение реле с тормозной характеристикой позволяет надежно отстроиться от токов внешних коротких замыканий и токов нагрузочного режима. По принципу действия защита с торможением является быстродействующей. Для ее осуществления требуется меньшее количество релейной аппаратуры, чем для защиты с блокирующими реле.

Литература

1. Б. Я. Смелянская и А. Б. Чернин. Релейная защита добавочных трансформаторов для продольного регулирования напряжения под нагрузкой. Электричество, № 5, 1954.

[23. 3. 1956]



α , β - и γ -излучения и электрическая прочность сжатого воздуха

Кандидат техн. наук М. И. СЫСОЕВ

Всесоюзный электротехнический институт им. Ленина

В 1 см³ атмосферного воздуха содержится 1 ... 2 атома эманации радия и еще меньше эманации тория [Л. 1]. В связи с малым периодом полураспада эманаций вероятность их распада даже при небольшом количестве становится практически ощущимой. Например, в 1 л воздуха при давлении 20 ата в 1 мин будет распадаться 5 ... 10 атомов. Распад эманаций сопровождается α , β - и γ -излучениями, производящими сильное ионизирующее действие.

Известно, что при атмосферном давлении действие радиоактивных излучений на искровой промежуток практически проявляется только в уменьшении статической составляющей времени запаздывания разряда. С увеличением давления растет плотность объемных зарядов, создаваемых излучениями, и одновременно увеличивается роль пространственных зарядов в процессе разряда. Опыты показали, что в случае резко неоднородных полей и больших давлений воздействие на промежуток жестких излучений вызывает снижение пробивного напряжения [Л. 2, 3 и 4].

В реальных изоляционных конструкциях со сравнительно однородными полями всегда имеются загрязняющие механические частицы, которые создают вблизи себя весьма неоднородные поля. Поэтому изучение действия радиоактивных излучений на электрическую прочность сжатых газов имеет большое практическое значение.

Многочисленными исследованиями установлено, что зависимость пробивного напряжения от

давления $U = f(p)$ в случае резко неоднородных полей при положительном электроде с меньшим радиусом кривизны имеет сложный вид (рис. 1). Вначале пробивное напряжение растет с увеличением давления и достигает своего наибольшего значения при некотором критическом давлении p_1 , затем резко снижается до минимального значения при втором критическом давлении p_2 и, наконец, снова растет, но уже медленно. При давлении, большем p_2 , коронный разряд отсутствует, и кривая $U = f(p)$ при $p \geq p_2$ обычно является продолжением кривой зависимости напряжения начальной короны от давления. При постоянном напряжении и отрицательном электроде с меньшим радиусом кривизны указанной аномалии в ходе кривой $U = f(p)$ не наблюдается.

Несмотря на большое число работ, посвященных исследованию пробоя сжатых газов, причина появления критических давлений в настоящее время еще недостаточно ясна. Исследование действия радиоактивных излучений на разрядный промежуток может способствовать раскрытию причин появления критических давлений.

В упомянутых работах [Л. 2 ... 4] наряду с другими вопросами изучался и рассматриваемый нами вопрос, но опыты проводились только при коротких промежутках (3 ... 5 мм), отсутствовало изучение влияния времени воздействия напряжения на промежуток (опыты проводились только при переменном напряжении промышленной частоты и постоянном напряжении), и только

в одной из работ [Л. 4] наряду с регистрацией явления сделана попытка его объяснения (γ -излучению приписывается обычная роль источника начальных электронов).

Экспериментальная установка и методика измерения. Испытуемые электродные устройства помещались в металлический бак с высоковольтным вводом и смотровыми окнами. Бак имел следующие размеры: диаметр 1200 мм, высота 3000 мм, толщина стенок 40 мм. Воздух в бак нагнетался при помощи компрессорной установки промышленного типа. Все электродные устройства были изготовлены из стали.

В качестве искусственного источника радиоактивных излучений служил препарат из солей радия и мезотория 1, взятых в количестве, обеспечивающем примерно 5 актов распада в микросекунду. Препарат на прозрачной лаковой пленке помещался в плоскую герметичную ампулу с алюминиевым окошком.

До начала измерений электроды подвергались искровой обработке при 50-периодном напряжении с целью установления стабильного разрядного напряжения.

Расстояние между электродами во всех опытах было неизменно 90 мм. Напряжение подводилось к электроду с малым радиусом кривизны; второй электрод заземлялся.

50-периодное напряжение. Влияние радиоактивных излучений на характеристику $U = f(p)$ изучалось на электродном устройстве кольцо—плоскость. Результаты измерений приведены на рис. 1.

Из измерений следует, что в исследованном диапазоне изменения давления увеличение интенсивности α , β - и γ -излучений по сравнению с интенсивностью, создаваемой природными источниками излучений, не оказывает заметного действия на пробивное напряжение длинных промежутков при воздействии на них напряжения промышленной частоты.

Импульсное напряжение положительной полярности. При изучении действия радиоактивных

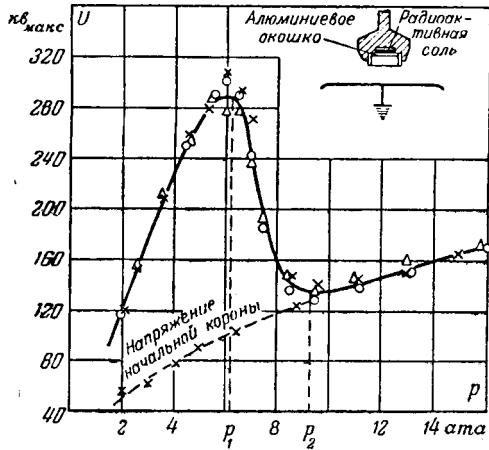


Рис. 1. Влияние радиоактивных излучений, создаваемых искусственным источником, на прочность сжатого воздуха при 50-периодном напряжении.

○ — при наличии α , β и γ -излучений; Δ — при наличии β и γ -излучений; \times — при отсутствии источника излучений.

излучений на импульсное разрядное напряжение положительной полярности использовались стандартная волна 1,5/40 мксек (короткая) и 3,5/485 мксек (длинная волна). Опыты были проведены на электродных устройствах кольцо—плоскость и двух стержневых промежутках. Стержни промежутка № 1 были цельными, а № 2 — полыми.

Данные для электродного устройства кольцо—плоскость при импульсной короткой волне представлены на рис. 2. Кривые $U = f(p)$ построены для пробивных напряжений 5 и 95% вероятности пробоя при наличии α , β и γ -излучений, создаваемых искусственным источником (кривые 4 и 3) и при отсутствии их (кривые 2 и 1). Для сравнения на этом же рисунке представлена зависимость $U = f(p)$ при 50-периодном напряжении.

Аналогичные данные были получены ранее при исследовании стержневого промежутка № 1 [Л. 5]; соответствующие зависимости даны на рис. 3.

На рис. 4 и 5 представлены вольт-секундные характеристики.

Полученные данные позволяют сделать следующие выводы:

1. При повышенном давлении и отсутствии искусственного источника радиоактивных излучений отношение импульсного пробивного напряжения к 50-периодному (коэффициент импульса K) при $p \geq p_2$ может быть значительно больше единицы.

2. При повышенном давлении радиоактивные излучения существенно снижают импульсное пробивное напряжение, причем K при $p \geq p_2$ становится близким к единице.

3. Вольт-секундные характеристики при повышенном давлении вплоть до 1,5 мксек являются практически горизонтальными, а предразрядное время при напряжении, близком к минимальному, колеблется всего в пределах 1,5 ... 10 мксек. Таким образом, время запаздывания разряда мало по сравнению с длиной волны.

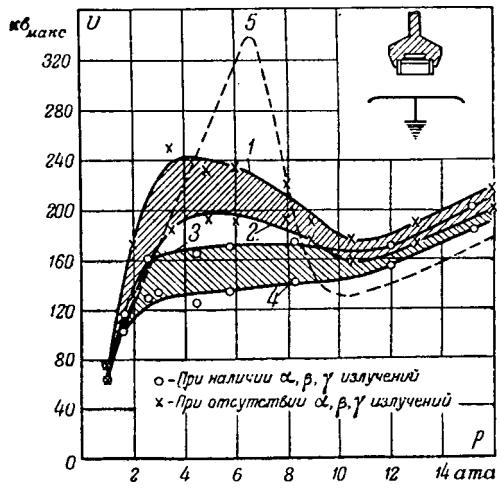


Рис. 2. Влияние радиоактивных излучений, создаваемых искусственным источником, на прочность сжатого воздуха при импульсном напряжении [+ 1,5/40] мксек.

1 и 3 — напряжение 95% вероятности разряда; 2 и 4 — напряжение 5% вероятности разряда; 5 — 50-периодное напряжение.

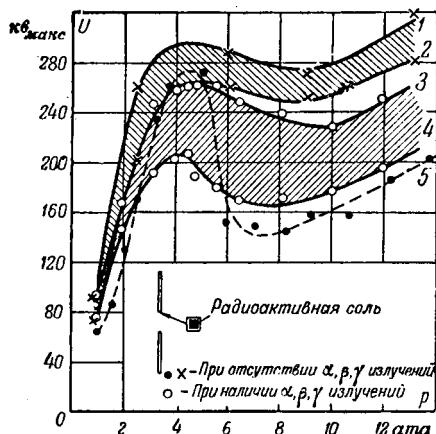


Рис. 3. Влияние радиоактивных излучений, создаваемых искусственным источником, на пробивное напряжение стержневого промежутка №1 при импульсном напряжении 1,5/40 мкsec.
1 и 3 — напряжение 95% вероятности разряда; 2 и 4 — напряжение 5% вероятности разряда; 5 — 50-периодное напряжение.

Выводы, изложенные в п. 3, в наиболее наглядной форме следуют из опытов, проведенных при длинной волне.

Указанные опыты проводились на стержневом промежутке №2, электростатическое поле которого было несколько отлично от поля промежутка №1. Были сняты четыре кривые зависимости вероятности разряда от приложенного напряжения (рис. 6). Кривая 1 была снята при длинной волне и открытом искусственном источнике радиоактивных излучений, т. е. при наличии α , β - и γ -излучений. Кривая 2 отличается от кривой 1 тем, что она была снята при покрытии указанного источника радиоактивных излучений алюминиевой пластинкой толщиной 2 мм. Такая пластина полностью поглощает α -частицы, но еще достаточно прозрачна для β - и γ -излучений. Кривая 3 была также снята при длинной волне, но при отсутствии искусственного источника радиоактивных излучений. Кривая 4 была снята при отсутствии искусственного источника излучений и короткой волне.

Из представленных данных видно, что наибольшее снижение пробивного напряжения происходит при облучении промежутка тремя видами излучения, а меньшее при наличии только β - и γ -излучений.

Для того чтобы оценить наибольшее время запаздывания разряда при длинной волне и от-

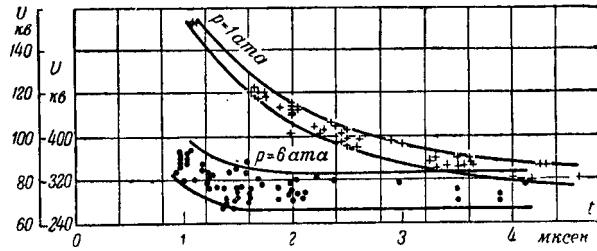


Рис. 4. Вольт-секундные характеристики стержневого промежутка №1 при отсутствии искусственного источника радиоактивных излучений.

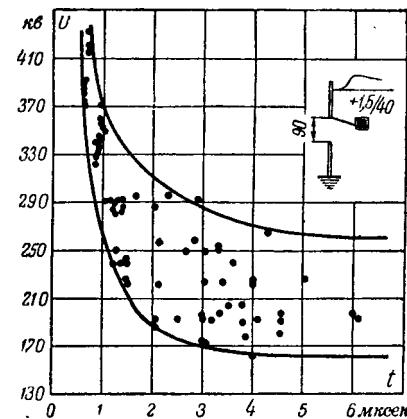


Рис. 5. Вольт-секундная характеристика стержневого промежутка №1 при наличии искусственного источника радиоактивных излучений ($p = 8,15$ ата).

существии искусственного источника радиоактивных излучений, была снята вольт-секундная характеристика при постоянной амплитуде приложенного напряжения, соответствующей 97% вероятности разряда. Из этого опыта следует, что предразрядное время в 56 приложениях напряжения колебалось в пределах 2,86 ... 12,9 мкsec.

Совокупность приведенных выше данных позволяет нарисовать наглядную картину соотношений между пробивными напряжениями и значениями предразрядного времени при различных условиях облучения промежутка и видах воздействующего напряжения. Такая картина представлена на рис. 7, где начерчена используемая в опытах длинная волна 3,5/485 мкsec, а на ней указаны интересующие нас напряжения и времена.

Из данных, представленных на рис. 7, следует, что в случае отсутствия искусственного источника радиоактивных излучений при минимальном напряжении, соответствующем 97% вероятности пробоя, время запаздывания разряда очень мало по сравнению с длиной волны. В связи с этим объяснение снижения пробивного напряжения при воздействии на искровой промежуток радиоактивных излучений уменьшением статистической составляющей времени запаздывания разряда, по-видимому, не соответствует действительности.

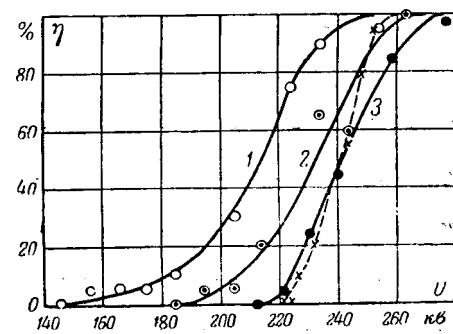


Рис. 6. Зависимость вероятности разряда от приложенного напряжения при различных условиях искусственного облучения стержневого промежутка №2 ($p = 7$ ата).

1 — при наличии α , β - и γ -излучений, волна 3,5/485 мкsec; 2 — при наличии β - и γ -излучений, волна 3,5/485 мкsec; 3 — при отсутствии α , β - и γ -излучений, волна 3,5/485 мкsec; 4 — при отсутствии α , β - и γ -излучений, волна 1,5/40 мкsec.

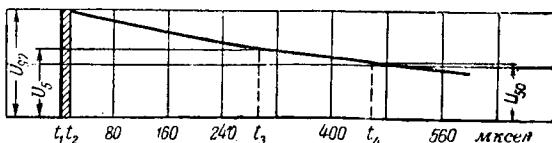


Рис. 7. Соотношение между разрядными напряжениями стержневого промежутка при различных условиях облучения и разных видах напряжения ($p = 7$ ата).

U_{97} — пробивное напряжение, соответствующее 97% вероятности разряда при волне 3,5/485 мкsec и отсутствии искусственного источника радиоактивных излучений; U_5 — пробивное напряжение, соответствующее 5% вероятности разряда при волне 3,5/485 мкsec и наличии искусственного источника радиоактивных излучений; U_{50} — напряжение начальной короны при 50 мкsec; t_1 и t_2 — минимальное и максимальное предзарядные времена при U_{97} .

По мнению автора, снижение импульсного пробивного напряжения при действии радиоактивных излучений может быть вызвано образованием этими излучениями плотного «пакета начальных электронов», могущего согласно теории Мика [Л. 7] создать стример при более низком напряжении, чем при его отсутствии. Например, при давлении 10 ат α -частица на пути в 0,5 см сможет образовать порядка 10^5 электронов. Ионизующая способность β -частиц и γ -излучений меньше, но и они при указанном давлении на пути в 0,5 см могут создавать порядка 10^3 вторичных электронов [Л. 6].

Импульсное напряжение отрицательной полярности. Изучение действия радиоактивных излучений на импульсное разрядное напряжение отрицательной полярности проводилось на электродном устройстве кольцо — плоскость. Использовалась стандартная волна 1,5/40 мкsec. На рис. 8 приведены кривые $U = f(p)$ при отсутствии искусственного источника радиоактивных излучений. Одна из кривых соответствует напряжению 95% вероятности разряда, другая — 5%. На указанные кривые нанесены значения, соответствующие напряжениям тех же вероятностей разряда, но при наличии искусственного источника α , β - и γ -излучений. Для сравнения на этом же рисунке воспроизведена из рис. 2 кривая $U = f(p)$, снятая при напряжении промышленной частоты.

При отрицательной полярности электрода с меньшим радиусом кривизны радиоактивные излучения, по-видимому, не оказывают заметного действия на разрядные напряжения. Такое отличие от случая, когда указанный электрод находится под положительным потенциалом, соглашается с различным видом зависимости пробивного напряжения от давления, в том и другом случаях при постоянном напряжении. Можно полагать, что при отрицательной полярности разрядные напряжения во всем исследованном диапазоне изменения давления определяются условиями распространения стримера, тогда как при положительной полярности и повышенном дав-

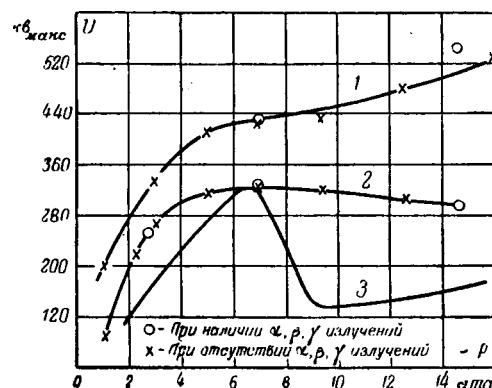


Рис. 8. Влияние радиоактивных излучений, создаваемых искусственным источником, на прочность сжатого воздуха между электродами кольцо — плоскость при импульсном напряжении 1,5/40 мкsec.

1 и 2 — напряжение 95 и 5% вероятности разряда соответственно; 3 — 50-периодное напряжение.

лении они определяются условиями его возникновения.

Выводы. 1. Увеличение интенсивности радиоактивных излучений по сравнению с интенсивностью, создаваемой природными источниками излучений, в диапазоне изменения давления (1 ... 15 ата) не оказывает заметного действия на пробивные напряжения длинных промежутков при 50-периодном напряжении и импульсном напряжении при отрицательной полярности электрода с малым радиусом кривизны.

2. При импульсном напряжении и положительной полярности электрода с малым радиусом кривизны радиоактивные излучения при повышенном давлении существенно снижают разрядные напряжения, причем в области давлений, где коронный разряд отсутствует, коэффициент импульса при действии радиоактивных излучений становится близким к единице.

Литература

- Г. Бенидорф. Атмосферное электричество. Гостехиздат, стр. 123, 1934.
- Б. М. Вул и И. М. Гольдман. Пробой сжатого азота в неоднородном электрическом поле. ЖТФ, т. 4, стр. 1613, 1934.
- Н. С. Роллок и Ф. С. Соорег. Эффект давления на разряд между положительным острием и плоскостью в N_2 , O_2 , CO_2 , SO_2 , SF_6 , CCl_2F , Ar , He и H_2 . Phys. Rev., т. 56, стр. 170, 1939.
- А. Буilon д. Разряд между положительным острием и плоскостью в сжатом воздухе и углекислоте. RGE, т. 64, стр. 283, 1955.
- М. И. Сысоев. Пробой сжатого воздуха в неоднородном электрическом поле. Диссертация, ВЭИ, 1952.
- Landolt-Bornstein. Атомная и молекулярная физика, ч. 5, Берлин, 1952.
- Л. Лёб. Основные процессы электрических разрядов в газах. Гостехиздат, стр. 668, 1950.

[22. 8. 1956]



Расчет электромагнитных процессов в ионных преобразователях

Кандидат техн. наук С. Р. ГЛИНТЕРНИК
Энергетический институт им. Кржижановского
Академии наук СССР

Разработанный М. П. Костенко и Л. Р. Нейманом [Л. 1, 2] метод позволяет производить анализ установившихся процессов в ионных преобразователях во всех режимах, вплоть до короткого замыкания, и на основе такого анализа рассчитывать все основные характеристики преобразователей.

Для расчета нормальных установившихся режимов работы преобразователей, когда длительность коммутации токов обычно не превышает 30 ... 40 эл. град., можно пользоваться более простым методом, основанным на допущении о прямолинейном характере коммутации. Такое допущение и положено в основу данного ниже упрощенного метода расчета. Кроме того, здесь приняты следующие обычные допущения: мы пренебрегаем намагничивающим током трансформатора и активными сопротивлениями всех элементов схемы преобразователя; предполагаем, что на шинах преобразователя за эквивалентной индуктивностью действуют симметричные синусоидальные э. д. с. Перечисленные упрощающие предположения не вызывают существенных отклонений от действительных процессов в мощных преобразователях.

Уравнения токов и напряжений. На рис. 1 изображена трехфазная мостовая схема ионного преобразователя, широко применяемая в настоящее время в мощных установках, и даны обозначения элементов и параметров схемы, а также токов и напряжений. Рассматривается схема, в которой первичные обмотки трансформатора соединены треугольником. Фазный коэффициент трансформации принят равным $\sqrt{3}$.

Для схемы преобразователя, изображенной на рис. 1, имеем следующие уравнения для токов:

$$\left. \begin{array}{l} i_1 + i_3 + i_5 = i_2 + i_4 + i_6 = i; \\ i_a = i_1 - i_4; \quad i_b = i_3 - i_6; \quad i_c = i_5 - i_2; \\ i_1 = \frac{1}{\sqrt{3}} i_a; \quad i_{II} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_b; \quad i_{III} = \frac{1}{\sqrt{3}} i_c; \\ i_A = i_1 - i_{II}; \quad i_B = i_{II} - i_{III}; \quad i_C = i_{III} - i_1; \\ i_A + i_B + i_C = i_a + i_b + i_c = 0 \end{array} \right\} (1)$$

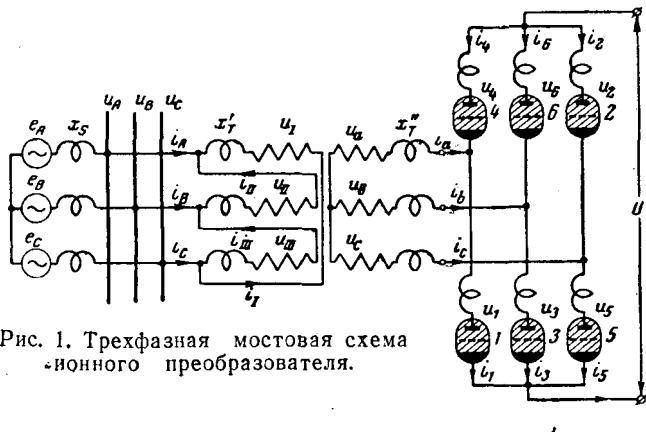


Рис. 1. Трехфазная мостовая схема ионного преобразователя.

и следующую систему уравнений для напряжений:

$$\left. \begin{array}{l} x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_1 + i_2 - i_4 - i_5) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_1 + i_2) + u_1 + u_2 + u = e_1; \\ x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_2 + i_3 - i_5 - i_6) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_2 + i_3) + u_2 + u_3 + u = e_2; \\ x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_3 + i_4 - i_6 - i_1) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_3 + i_4) + u_3 + u_4 + u = e_3; \\ x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_4 + i_5 - i_1 - i_2) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_4 + i_5) + u_4 + u_5 + u = e_4; \\ x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_5 + i_6 - i_2 - i_3) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_5 + i_6) + u_5 + u_6 + u = e_5; \\ x_R \frac{d}{d\vartheta} (i_6 + i_1 - i_3 - i_4) + \\ + x_a \frac{d}{d\vartheta} (i_6 + i_1) + u_6 + u_1 + u = e_6, \end{array} \right\} (2)$$

где $x_R = x_s + \frac{1}{3} x'_T + x''_T$ и $\vartheta = \omega t$ — время, выраженное в угловых величинах.

Электродвижущие силы e_1, \dots, e_6 образуют условную шестифазную систему э. д. с., приведенных к вторичной стороне трансформатора и связанных определенными соотношениями с действительными первичными э. д. с. В случае симметрии первичных э. д. с. $e_A + e_B + e_C = 0$ и эти э. д. с. соответственно равны:

$$\left. \begin{array}{l} e_1 = -e_4 = -\sqrt{3}e_C; \quad e_2 = -e_5 = \sqrt{3}e_B; \\ e_3 = -e_6 = -\sqrt{3}e_A. \end{array} \right\} (3)$$

Когда горят n вентиляй, то токи и напряжения во всех частях схемы преобразователя подчинены некоторым уравнениям, получающимся из общих уравнений, если в них положить, что: 1) токи через негорящие вентили равны нулю и 2) напряжения на горящих вентилях равны падению напряжения в дуге, которое можно считать равным нулю. В рассматриваемой мостовой схеме преобразователя при нормальных нагрузках обычно одновременно горят либо два, либо три вентиля. Поэтому далее рассматриваются только такие режимы. При этом дополнительно принято, что выпрямленный ток не содержит пульсаций, т. е. $I = I_d$, где I_d — среднее значение выпрямленного тока.

Режим горения двух вентилей. Не нарушая общности, можно рассмотреть режим горения вентилем № 1 и 2. Круговая перестановка индексов позволяет распространить полученные уравнения и на другие сочетания горящих вентилей.

В данном случае имеем: анодные токи $i_1 = i_2 = I_d$, $i_3 = i_4 = i_5 = i_6 = 0$; напряжения на вентилях $u_1 = u_2 = 0$, $u_3 = e_2 - u'$, $u_4 = u_5 = -u'$, $u_6 = e_6 - u'$; выпрямленное напряжение $u' = e_1$.

Режим горения трех вентилей. Рассмотрим режим горения вентилем № 1, 2 и 3. Имеем: анодные токи $i_1 + i_3 = I_d$, $i_2 = I_d$, $i_4 = i_5 = i_6 = 0$; напряжения на вентилях $u_1 = u_2 = u_3 = 0$, $u_4 = -u'' - x_a \frac{di_1}{d\vartheta}$, $u_5 = -u''$, $u_6 = -u'' - x_a \frac{di_3}{d\vartheta}$; выпрямленное напряжение $u'' = \frac{1}{2}(e_1 + e_2)$.

В режиме одновременного горения трех вентилей происходит коммутация тока. В данном случае в коммутации участвуют вентили № 1 и 3. В процессе коммутации ток в вентиле № 1 уменьшается от своего начального значения I_d до нуля, а ток в вентиле № 3, наоборот, возрастает от нуля до своего конечного значения I_d , так что суммарный ток $i_1 + i_3 = I_d$ остается неизменным и, следовательно,

$$\frac{di_1}{d\vartheta} + \frac{di_3}{d\vartheta} = 0.$$

Уравнение для контура коммутации (в предположении, что в коммутации участвуют вентили № 1 и 3) получается как разность первых двух уравнений (2) в таком виде:

$$(x_R + x_a) \frac{d}{d\vartheta} (i_3 - i_1) = e_2 - e_1,$$

которое с учетом связи между производными токов i_1 и i_3 можно записать так:

$$\frac{di_3}{d\vartheta} = \frac{e_2 - e_1}{2x_a}, \quad (4)$$

где $x_a = x_R + x_a$ — эквивалентная индуктивность контура коммутации на фазу.

Выберем начало отсчета времени так, чтобы коммутирующая э. д. с. $e_2 - e_1$ определялась выражением $\sqrt{3}E_m \sin \vartheta$. В этом случае начало коммутации токов будет соответствовать углу регулирования α , определяемому в управляемых ионных преобразователях моментом подачи положительного импульса на сетки вентилей, а конец коммутации будет определяться углом $\alpha + \gamma$, где γ — угол, которым измеряется длительность процесса коммутации. Угол коммутации γ является одной из важнейших величин, характеризующих работу преобразователя.

Можно весьма просто получить зависимость между выпрямленным током I_d и углами α и γ . С этой целью проинтегрируем правую и левую части уравнения (4) в пределах от α до $\alpha + \gamma$. Не-

зависимо от характера изменения тока i_3 за время коммутации получим:

$$\int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} \frac{di_3}{d\vartheta} d\vartheta = I_d; \quad \int_{\alpha}^{\alpha+\gamma} \frac{e_2 - e_1}{2x_a} d\vartheta = \\ = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_a} [\cos \alpha - \cos(\alpha + \gamma)].$$

Приравнивая правые части двух последних выражений, имеем окончательно:

$$I_d = \frac{\sqrt{3}E_m}{2x_a} [\cos \alpha - \cos(\alpha + \gamma)] = \\ = \frac{\sqrt{3}E_m}{x_a} \sin \frac{\gamma}{2} \sin \left(\alpha + \frac{\gamma}{2} \right). \quad (5)$$

Выражение (5) получено для режима полупериоденного горения вентилем группами по два и по три, когда угол коммутации $\gamma < 60^\circ$. Рассматривая нормальные режимы работы преобразователя, в которых обычно угол γ не превышает $30 \dots 40^\circ$, выражение (5) можно упростить, положив $\sin \frac{\gamma}{2} \approx \frac{\gamma}{2}$. Погрешность при этом будет при угле $\gamma = 40^\circ$ всего 2%, а при углах $\gamma < 28^\circ$ погрешность будет менее 1%. В относительных величинах выражение (5) можно записать так:

$$\frac{2x_a I_d}{\sqrt{3}E_m} = 2 \sin \frac{\gamma}{2} \sin \psi. \quad (6)$$

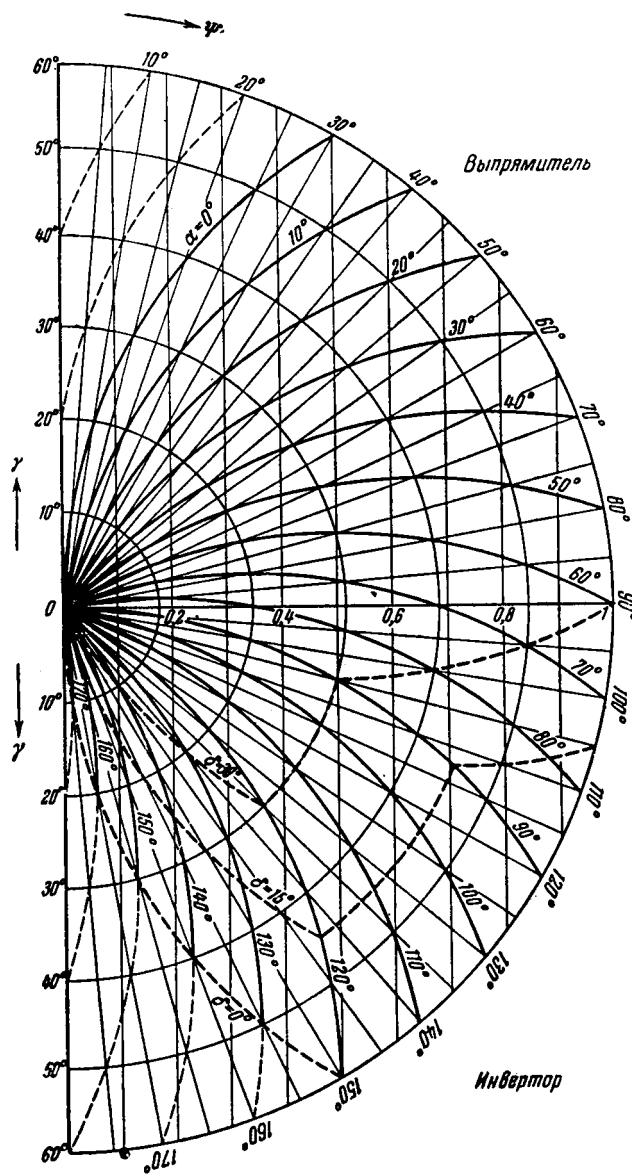
Здесь обозначено

$$\psi = \alpha + \frac{\gamma}{2}. \quad (7)$$

Для характеристики режима преобразователя необходимо найти зависимости угла коммутации γ от величины $\frac{2x_a I_d}{\sqrt{3}E_m}$ при различных углах регулирования α . Для определения этих зависимостей ниже предложен весьма простой графический способ.

Построение зависимостей $\gamma = f\left(\frac{2x_a I_d}{\sqrt{3}E_m}\right)$ при $\alpha = \text{const}$ удобно вести в плоскости полярных координат, предварительно нанеся на эту плоскость сетку лучей $\psi = \text{const}$ и окружностей $\gamma = \text{const}$ с радиусами $r = 2 \sin \frac{\gamma}{2}$. Кривые $\alpha = \text{const}$ являются дугами окружностей с равномерно смешенными центрами, лежащими на окружности $\gamma = 60^\circ = \text{const}$. При этом каждая из кривых $\alpha = \text{const}$ проходит через начало координат и точки, в которых $\psi - \frac{\gamma}{2} = \alpha$. Ли-

нии $\frac{2x_a I_d}{\sqrt{3}E_m} = \text{const}$ в полярных координатах представляют собой прямые. Если при этом выбрать за начало отсчета углов ψ направление вверх по вертикали, проходящей через центр координат, а самый отсчет углов производить по часовой стрелке, то эти линии для кратных значений



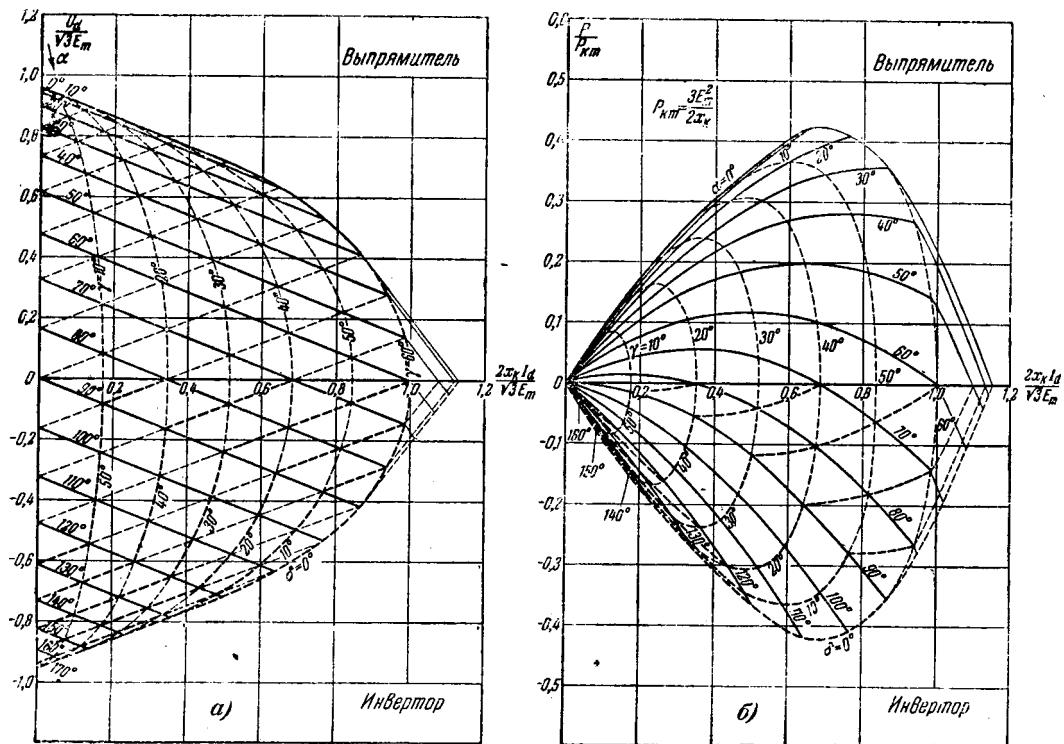


Рис. 3. Внешние характеристики преобразователя.

него значения выпрямленного напряжения указывает на изменение направления передачи энергии, поскольку в преобразовательных установках направление выпрямленного тока не может меняться. Поэтому ось $U_d = 0$ на рис. 3, а разграничивает области выпрямительного и инверторного режимов работы преобразователя.

Активная мощность преобразователя в случае, когда нет пульсаций выпрямленного тока, равна:

$$P = U_d I_d. \quad (11)$$

Зависимости мощности P , выраженной в единицах мощности $P_{km} = \frac{3E_m^2}{2x_k}$, от величины $\frac{2x_k I_d}{V3E_m}$ построены на рис. 3, б для различных углов регулирования $\alpha = \text{const}$. Тонким пунктиром на рис. 3 показаны линии $\gamma = \text{const}$, а жирным пунктиром — линии $\delta = \text{const}$. Верхняя полуплоскость соответствует выпрямительному, а нижняя полуплоскость инверторному режиму работы преобразователя.

Основные гармоники токов и напряжений. Амплитуды основных гармоник первичных и вторичных токов I_{Lm1} и I_{lm1} * одинаковы по величине и в случае прямолинейной коммутации равны:

$$I_{lm1} = \frac{2\sqrt{3}}{\pi} \frac{\sin \gamma/2}{\gamma/2} I_d \approx \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_d. \quad (12)$$

Амплитуды основных гармоник индуктивного падения напряжения соответственно равны:

$$\Delta U_{Lm1} = x_s I_{Lm1} \approx \frac{2\sqrt{3}}{\pi} x_s I_d \approx \frac{3\gamma x_s}{\pi x_k} E_m \sin \psi \quad (13)$$

* Индекс L обозначает фазы A, B, C , а индекс l обозначает фазы a, b, c .

и

$$\Delta U_{lm1} = x_R I_{lm1} \approx \frac{2\sqrt{3}}{\pi} x_R I_d \approx \frac{3\gamma x_R}{\pi x_k} E_m \sin \psi. \quad (14)$$

Кривые напряжений и тока в одной из фаз и их основные гармоники, а также векторные диаграммы токов и напряжений для выпрямительного и инверторного режимов преобразователя даны на рис. 4.

Амплитуда основной гармоники фазного напряжения на шинах преобразователя находится по теореме косинусов

$$U_{Lm1}^2 = E_m^2 + \Delta U_{Lm1}^2 - 2E_m \Delta U_{Lm1} \cos \left(\frac{\pi}{2} - \psi \right)$$

и равна:

$$U_{Lm1} = E_m \sqrt{1 - \frac{6\gamma x_s}{\pi x_k} \left(1 - \frac{3\gamma x_s}{2\pi x_k} \sin^2 \psi \right)}. \quad (15)$$

Аналогичное выражение для амплитуды основной гармоники вторичного фазного напряжения трансформатора имеет вид:

$$U_{lm1} = E_m \sqrt{1 - \frac{6\gamma x_R}{\pi x_k} \left(1 - \frac{3\gamma x_R}{2\pi x_k} \sin^2 \psi \right)}. \quad (16)$$

Действующие значения токов и напряжений. Действующие значения первичного линейного тока и вторичного тока трансформатора одинаковы по величине и при принятом допущении о прямолинейном характере коммутации токов равны:

$$I_L = I_l = \sqrt{\frac{2}{3} \left(1 - \frac{\gamma}{2\pi} \right)} I_d \approx \sqrt{\frac{2}{3}} \left(1 - \frac{\gamma}{4\pi} \right) I_d. \quad (17)$$

Действующие значения основных гармоник первичного линейного тока и вторичного тока трансформатора равны:

$$I_{L1} = I_{n1} = \frac{\sqrt{6}}{\pi} \frac{\sin \gamma/2}{\gamma/2} I_d \approx \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d. \quad (18)$$

Для действующих значений напряжения на шинах преобразователя и на вторичной стороне трансформатора можно получить такие выражения:

$$U_L = \frac{E_m}{V^2} \sqrt{1 - \frac{6\gamma x_s}{\pi x_k} \left(1 - \frac{x_s}{2x_k}\right) \sin^2 \psi} \quad (19)$$

$$U_l = \frac{E_m}{V^2} \sqrt{1 - \frac{6\gamma x_R}{\pi x_k} \left(1 - \frac{x_R}{2x_k}\right) \sin^2 \psi}. \quad (20)$$

Из сопоставления формул (19) и (20) с формулами (15) и (16) можно заметить, что действующие значения напряжений U_L и U_l весьма незначительно отличаются от действующих значений их основных гармоник. Приближенно можно считать, что $U_L \approx U_{L1} \approx \frac{E_m}{V^2}$,

так как в мощных сетях x_s значительно меньше индуктивного сопротивления преобразовательной установки.

Энергетические показатели преобразовательной установки. Коэффициент мощности преобразовательной установки равен:

$$\chi = \frac{P}{S}, \quad (21)$$

где P — активная мощность преобразователя; S — полная мощность, определяемая произведением действующих значений тока и напряжения:

$$S = 3 \frac{E_m}{V^2} I_L \approx \sqrt{3} \left(1 - \frac{\gamma}{4\pi}\right) E_m I_d. \quad (22)$$

Активная мощность P_1 , создаваемая основными гармониками тока и напряжения на шинах преобразователя, при принятых допущениях равна активной мощности преобразователя P . Для активной мощности P_1 можно получить также следующее приближенное выражение:

$$P_1 \approx \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d \cos \psi \approx \frac{9\gamma E_m^2}{4\pi x_k} \sin 2\psi. \quad (23)$$

Вводя в выражение (21) в качестве промежуточной величины полную мощность

$$S_1 = 3 \frac{E_m}{V^2} I_{L1} = \frac{3\sqrt{3}}{\pi} \frac{\sin \gamma/2}{\gamma/2} E_m I_d \approx \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d, \quad (24)$$

создаваемую гармониками тока и напряжения основной частоты, получим:

$$\chi = \frac{P}{S_1} \cdot \frac{S_1}{S} \approx |\cos \psi| \cdot \lambda. \quad (25)$$

Первое отношение в формуле (25) есть косинус угла сдвига фаз между первичной фазой

э. д. с. и основной гармоникой тока в первичной цепи, а второе отношение определяет так называемый коэффициент искажения мощности λ . Коэффициент λ изменяется в небольших пределах и равен:

$$\lambda = \frac{3}{\pi} \left(1 + \frac{\gamma}{4\pi} - \frac{\gamma^2}{24}\right). \quad (26)$$

Точное выражение косинуса угла сдвига фаз между первичной фазной э. д. с. и основной гармоникой тока отличается от $\cos \psi$ наличием дополнительного множителя:

$$\frac{\cos \gamma/2}{\sin \gamma/2} \approx 1 - \frac{\gamma^2}{12}.$$

При помощи векторных диаграмм, построенных на рис. 4, можно легко получить соотношения между косинусами углов сдвига фаз основных гармоник напряжения и тока в различных частях схемы преобразователя. В самом деле, $E_m |\cos \psi| = U_{m1} \cos \varphi$. Отсюда

$$\cos \varphi = \frac{E_m}{U_{m1}} |\cos \psi|. \quad (27)$$

Реактивная мощность в точке приложения первичных э. д. с. равна:

$$Q_1 = S_1 \sin \psi \approx \frac{3\sqrt{3}}{\pi} E_m I_d \sin \psi. \quad (28)$$

Для реактивной мощности Q_1 можно также получить следующие выражения:

$$Q_1 \approx \frac{6x_k}{\pi\gamma} I_d^2 \text{ и } Q_1 \approx \frac{9\gamma E_m^2}{2\pi x_k} \sin^2 \psi. \quad (29)$$

Реактивная мощность имеет разные значения вдоль цепи переменного тока преобразователя, уменьшаясь на величину мощности в индуктивностях по мере удаления от

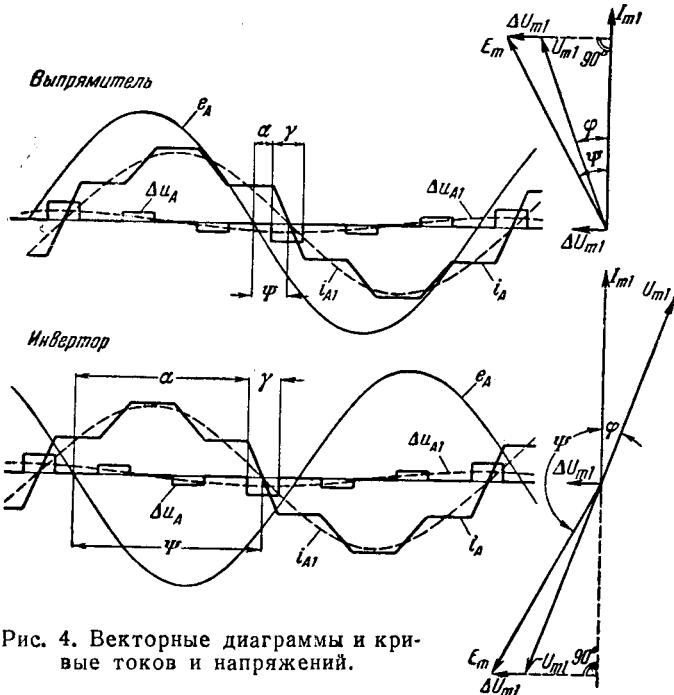


Рис. 4. Векторные диаграммы и кривые токов и напряжений.

Ток шихтовых материалов ферросилициевой печи

Доктор техн. наук, проф. И. Т. ЖЕРДЕВ

Наиболее распространенным типом ферросплавной печи в настоящее время является трехфазная шахтная печь круглого сечения с непрерывными электродами, размещенными по треугольнику симметрично относительно оси печи (рис. 1). При нормальной работе нижняя часть электродов погружена в шихтовые материалы, заполняющие рабочее пространство печи. Электрическая энергия подводится к электродам через специальный печной трансформатор, позволяющий изменять величину низшего напряжения. Для выбранного напряжения трансформатора регулирование нагрузки производится путем вертикального перемещения электродов или путем изменения сопротивления шихты, непрерывно загружаемой на колошник печи.

Несмотря на кажущуюся простоту установки и значительные успехи, достигнутые в деле сооружения и эксплуатации ферросплавных печей, теория учета явлений, происходящих в этих печах, разработана весьма слабо. По этой причине выбор основных параметров вновь проектируемых печей производится обычно по аналогии с хорошо работающими печами. По той же причине выбор рационального режима работы и быстрое исправление отклонений от нормального хода процесса требуют от эксплуатационного персонала большого производственного опыта.

Недостаточная изученность явлений в ферросплавных печах подтверждается тем, что до настоящего времени не существует единого мнения даже по вопросу о пути тока в рабочем пространстве печи и, следовательно, отсутствует общность мнений об эквивалентной схеме замещения этой печи.

На наличие тока в шихтовых материалах ферросплавных печей указывали достаточно давно М. С. Максименко [Л. 1] и Вочки [Л. 2]. На дискуссии же, организованной ЦНИИЧМ в 1954 г., высказывалось мнение, что ток шихты практически отсутствует.

Такое резкое расхождение во мнениях по одному из основных вопросов, определяющих общее представление о сущности явлений в элек-

трической цепи ферросплавной печи, объясняется отсутствием прямых опытных доказательств той или иной точки зрения.

Трудности проведения опытов на действующей ферросплавной печи, обусловленные высокой температурой открытого колошника, общеизвестны. Существует, однако, возможность выявить в производственных условиях наличие тока шихты и приблизенно определить плотность тока шихтовых материалов в разных участках рабочего пространства печи.

Ниже приведено описание методики и результатов опытного определения плотности тока шихты ферросилициевой печи. Опытные измерения производились на печи (рис. 1), выплавляющей ферросилиций 45 %.

Для определения плотности тока шихты были использованы зонды специальной формы, изготовленные из прутков стали круглого сечения диаметром 18 ... 20 мм и длиной порядка 6 м. Один из концов каждого из стальных прутков на длине около 300 мм был изогнут под углом 60° и к нему приварена лопатка из листовой стали толщиной около 10 мм и площадью 200 ... 300 см².

Концы стальных прутков могли быть соединены между собой через трансформатор тока при помощи зажимов и гибких кабелей. При замыкании кабелей можно было измерить ток внешней цепи зондов. Лопатки погружались в вязкие шихтовые материалы рабочего пространства печи вблизи электродов. Схема размещения лопаток показана на рис. 2.

Для определения плотности тока шихты изменились потенциалы каждой из лопаток относительно нулевой точки печи (ее пода) при разомкнутой и замкнутой на трансформатор тока цепи зондов. Кроме того, производились измерения фазного напряжения печи электрода, вблизи которого были размещены зонды, а также тока во внешней цепи зондов при ее замыкании.

Все последующие расчеты для определения плотности тока шихты основаны на допущениях, заключающихся в том, что сопротивления участков шихты на пути тока, проходящего через

источника э. д. с. переменного тока. В частности, реактивная мощность на шинах преобразователя равна:

$$Q_{L1} = 3U_{L1}I_{L1}\sin\varphi \approx \frac{3\sqrt{3}}{\pi}E_mI_d\sin\psi. \quad (30)$$

Сопоставление приближенных выражений с точными формулами, полученными в результате расчетов с учетом действительной формы кривых токов, показывает, что положенное в основу упрощенного метода расчета допущение о прямолинейном характере коммутации токов не приводит к существенным погрешностям при расчетах нормальных режимов работы преобразователей и позволяет весьма просто производить расчет

характеристик выпрямительных и инверторных установок с учетом конечной длительности коммутации.

Литература

1. М. П. Костенко, Л. Р. Нейман и Г. Н. Блавдзевич. Электромагнитные процессы в системах с мощными выпрямительными установками. Изд. АН СССР, 1946.
2. М. П. Костенко и Л. Р. Нейман. Электромагнитные процессы в мощных выпрямителях и их связь с параметрами энергоснабжающей системы. Электричество, № 1, 1947.
3. В. П. Пименов и А. В. Поссе. Опрокидывание инвертора. Электричество, № 6, 1956.
4. В. И. Емельянов. Электромагнитные процессы в трехфазной мостовой схеме. Диссертация. ЛПИ им. Калинина, 1947.

[3.9.1956]



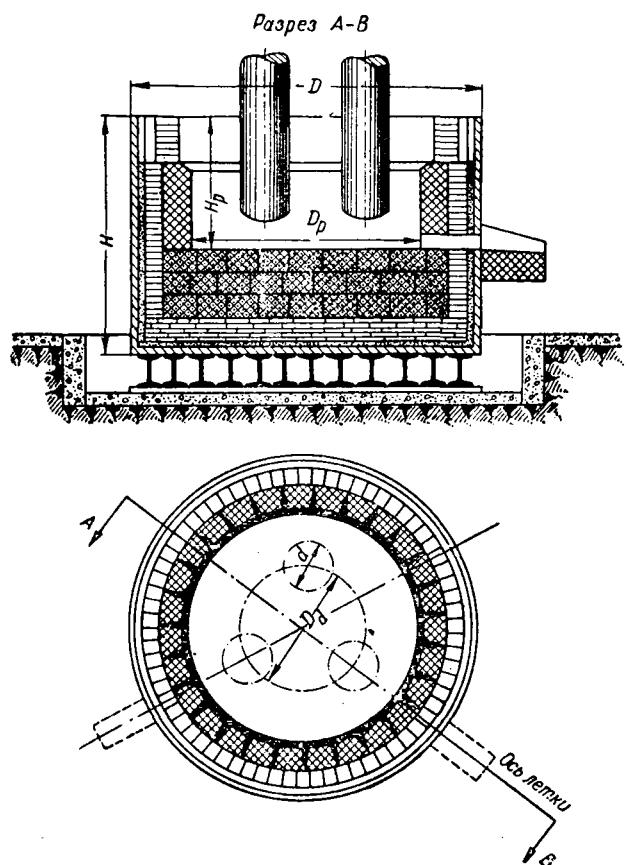


Рис. 1. Схематический план и разрез современной трехфазной ферросплавной печи.

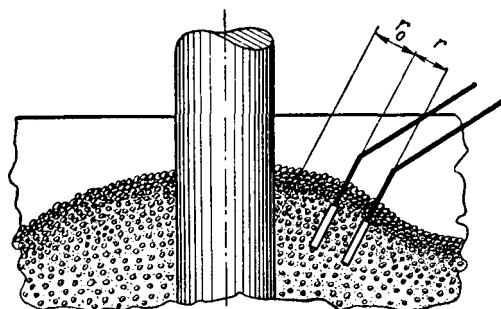


Рис. 2. Схема размещения лопаток зондов при определении плотности тока шихтовых материалов.

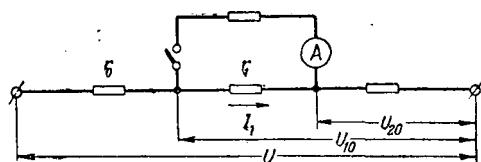


Рис. 3. Эквивалентная схема цепи тока шихтовых материалов на пути лопаток зондов.

лопатки зондов, сохраняют свою величину при разомкнутой и замкнутой внешней цепи зондов; кроме того, принималось, что все сопротивления тех же участков шихты и цепи зондов являются чисто активными. В этом случае эквивалентная

схема цепи тока шихты на пути лопаток зондов может быть представлена так, как это изображено на рис. 3.

Расчет тока шихты, протекающего на участке лопаток зондов при разомкнутой внешней цепи этих зондов, не представляет трудностей. Принимаем следующие обозначения:

- U — потенциал электрода относительно нулевой точки печи;
- U_{10} и U_{20} — потенциалы первой и второй лопаток зондов относительно нулевой точки печи при разомкнутой внешней цепи зондов;
- I_1 и I_2 — потенциал тех же лопаток относительно нулевой точки печи при замкнутой внешней цепи зондов;
- I'_1 — ток шихты между лопатками при разомкнутой внешней цепи зондов;
- I''_1 — ток шихты между лопатками при замкнутой внешней цепи зондов;
- I_1'' — ток внешней цепи зондов при ее замыкании;
- r_0 — сопротивление участка шихты на пути тока между электродом и ближайшей лопаткой;
- r_1 — сопротивление участка шихты на пути тока между лопатками зондов;
- S — поверхность лопатки зонда.

Вычисляя разность потенциалов между лопатками зондов при разомкнутой и замкнутой внешней цепи этих зондов, получаем возможность выразить величину тока I'_1 через I_1 :

$$I'_1 = I_1 \frac{U_1 - U_2}{U_{10} - U_{20}}. \quad (1)$$

Определяя разность потенциалов между электродом и ближайшей к нему лопаткой зонда при разомкнутой и замкнутой внешней цепи зонда, вычисляем сумму токов $I'_1 + I''_1$ через I_1 :

$$I'_1 + I''_1 = I_1 \frac{U - U_1}{U - U_{10}}. \quad (2)$$

Подставляя в уравнение (2) значение тока I'_1 из уравнения (1), определяем:

$$I_1 = \frac{I''_1}{\frac{U - U_1}{U - U_{10}} - \frac{U_1 - U_2}{U_{10} - U_{20}}}. \quad (3)$$

Уравнение (3) позволяет вычислить значение тока шихты на участке между лопатками зондов при нормальной работе печи.

Средняя плотность тока шихтовых материалов в объеме, заключенном между плоскостями лопаток зондов, равна:

$$j = \frac{I_1}{S}.$$

По плотности тока и разности потенциалов нетрудно рассчитать среднее удельное сопротивление шихты между лопатками зондов. В таблице приведены результаты измерений, проведенных при помощи зондов на действующей печи, а так-

Площадь стороны лопатки зонда, см ²	Расстояние между лопатками зондов, см	Расстояние от электрода до ближайшей лопатки зонда, см	Измерено при разомкнутой внешней цепи зондов, в			Измерено при замкнутой внешней цепи зондов				Расчетная величина плотности тока j , а/см ²	Расчетная величина удельного сопротивления, Ом·см ² /см
			U	U_{10}	U_{20}	U , в	U_1 , в	U_2 , в	I_1 , а		
310	20	41	64	38	10	64	20	10	180	0,43	3,3
310	20	28	72	49	32	72	48	36	90	0,87	1,0
310	20	28	72	50	25	72	47	26	100	1,1	1,2
200	10	37	58	27,5	18,5	58	26	20	40	0,52	1,7
200	15	31	78	35	24	78	22	18	150	0,80	0,9

же расчетные плотности токов и удельные сопротивления шихтовых материалов.

Предложенный метод определения плотности тока шихтовых материалов не претендует на высокую степень точности результатов измерений. Помимо ошибок, внесенных принятыми допущениями, в процессе измерений на действующей печи могут возникнуть дополнительные ошибки, обусловленные неправильной установкой лопаток зондов (отклонением плоскости лопатки от эквипотенциальной поверхности), недостаточно хорошим контактом между шихтовыми материалами и лопатками зондов, уменьшением поверхности лопаток вследствие их оплавления и т. д.

По указанным причинам величину и знак ошибки измерений трудно определить и опытные значения плотности тока, приведенные в таблице, следует рассматривать как ориентировочные.

Все же данные таблицы позволяют проследить определенную закономерность в изменении плотности тока шихтовых материалов. По мере удале-

ния от электродов плотность тока шихты уменьшается; такая зависимость и должна наблюдаться для рабочего пространства печи, так как по мере удаления от электродов увеличивается площадь сечения токопровода шихтовых материалов.

Предложенный нами метод измерения при помощи зондов, погруженных в шихтовые материалы, позволил определить порядок величин плотности токов и удельных сопротивлений шихты действующей ферросилициевой печи. Эти опытные данные подтвердили необходимость учета тока шихтовой проводимости при исследованиях электрической цепи ферросилициевой печи.

Литература

1. М. С. Максименко. Влияние распределения сил тока на индуктивное сопротивление печного контура печи Миге. Металлург, № 9, 1938.
2. И. Вочки. Электрическая плавильная печь. ОНТИ, стр. 346 и 361, 1936.

[24.11.1956]



Магнитоэлектрический гальванометр с круглой рамкой

Г. П. ЖАРИКОВ

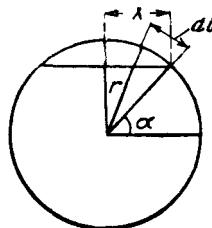
Азербайджанский государственный университет
им. Кирова

Теория гальванометра с прямоугольной рамкой подробно излагается в существующих обстоятельных руководствах по электрическим измерениям.

Произведенные нами расчеты показывают, что при одинаковом числе витков, одной и той же площади сечения рамки, при одинаковых нитях подвеса и при одном и том же магнитном поле в воздушном зазоре чувствительность гальванометра с круглой рамкой на 27% выше чувствительности гальванометра с прямоугольной рамкой.

Для создания радиального магнитного поля в случае круглой рамки полюсные наконечники магнита делаются со сферическими углублениями, и сердечник имеет шаровидную форму. Предположим, что рамка достаточно тонка. Тогда сечения витков имеют центры, близкие к центру сердечника. Определим момент сил, возникающий в результате взаимодействия измеряемого

тока с полем магнита. Для нахождения этого момента сил разделим витки рамки на отдельные



элементы. Момент силы, действующий на элемент витка dl (см. рисунок), будет равен:

$$dM_1 = x dF = 0,1 x B i dI, \quad (1)$$

где B — магнитная индукция в воздушном зазоре и i — ток, измеряемый в амперах.

Длина элемента витка и плечо силы равны соответственно

$$dl = r d\alpha; \quad x = r \cos \alpha. \quad (2)$$

Следовательно,

$$dM_1 = 0,1 Br^2 i \cos \alpha d\alpha. \quad (3)$$

Если число витков в рамке равно n , то полный момент сил, обусловленный взаимодействием измеряемого тока с магнитным полем, будет равен:

$$M_1 = 0,2 Br^2 ni \int_{-\frac{\pi}{2}}^{+\frac{\pi}{2}} \cos \alpha d\alpha^* = 0,4 Br^2 ni \quad (4)$$

или

$$M_1 = \frac{2}{5\pi} BSni, \quad (5)$$

где S — площадь сечения витка.

Момент, создаваемый упругими силами нити подвеса, пропорционален углу отклонения ψ :

$$M_2 = -D\psi. \quad (6)$$

При равновесии

$$D\psi_k = \frac{2}{5\pi} BSni, \quad (7)$$

где ψ_k — угол поворота подвижной системы, соответствующий ее равновесному положению.

Для зеркального гальванометра величина отклонения световой полосы или штриха на круговой шкале равна:

$$L = 2\psi_k a, \quad (8)$$

a — расстояние зеркальца гальванометра до шкалы.

Величина неприведенной чувствительности по току равна:

$$S'_i = \frac{L}{i} = \frac{2\psi_k a}{i} \quad (9)$$

или

$$S'_i = \frac{4}{5\pi} \frac{BSna}{D}. \quad (10)$$

* По конструктивным соображениям пределы интегрирования здесь несколько меньше прямых углов.

Для равновесного положения прямоугольной рамки при тех же параметрах B , S , n и D условие равновесия будет иметь вид:

$$D\psi_{kn} = \frac{1}{10} BSni_n, \quad (11)$$

где ψ_{kn} — равновесный угол поворота прямоугольной рамки при прохождении через нее тока i_n .

Величина неприведенной чувствительности по току в случае прямоугольной рамки будет равна:

$$S'_{in} = \frac{1}{5} \frac{BSna}{D}. \quad (12)$$

Увеличение чувствительности, которое достигается при применении круглой рамки, равно:

$$\frac{S'_i - S'_{in}}{S'_{in}} = \frac{S'_i}{S'_{in}} - 1 = \frac{4}{\pi} - 1 \approx 0,27 = 27\%. \quad (13)$$

С чисто качественной стороны такое увеличение чувствительности объясняется тем, что поле магнита взаимодействует со всеми элементами витков, по которым течет ток в круглой рамке, а в прямоугольной рамке с полем магнита взаимодействуют лишь элементы витков, расположенные по двум боковым направлениям рамки. Любопытно отметить, что это повышение чувствительности происходит, несмотря на то, что величина вращающих моментов для элементов витков, находящихся вблизи оси вращения, весьма незначительна.

Уравнения (7) и (11) остаются в силе и для тех приборов магнитоэлектрической системы, в которых для создания противодействующего момента используется не закручивание нити подвеса, а упругость спиральных пружин. Следовательно, во всех приборах магнитоэлектрической системы переход от прямоугольных рамок к круглым влечет за собой повышение чувствительности на 27%. Особое значение такое увеличение чувствительности имеет для зеркальных гальванометров.

В заключение следует отметить, что круглая рамка при одинаковых параметрах (S , n и сечение провода) с прямоугольной обладает меньшим весом, чем прямоугольная, поскольку при равных сечениях S длина витка для круглой рамки всегда меньше, чем для прямоугольной. Уменьшение веса рамки позволяет увеличить чувствительность прибора, используя более тонкие нити подвеса.

[25.7.1956]



Параметрический генератор

Р. П. ЖЕЖЕРИН, Г. Н. КРУПЫШЕВ и А. М. МАРТЫНОВ
Ленинград

Параметрический генератор типа ЗПГ находит практическое применение как источник питания радиотехнических и других устройств мощностью в несколько десятков и сотен ватт. В особенности целесообразно его применение в тех случаях, когда от источника тока требуется достаточно стабильное напряжение.

Параметрический генератор представляет собой электрическую машину переменного тока, ферромагнитный ротор которой имеет особую зубчатую форму и не имеет обмотки или постоянных магнитов. В этом смысле его устройство похоже на устройство реактивных и индукторных машин, однако по ряду признаков параметрический генератор ЗПГ должен быть выделен в особую классификационную группу.

Устройство генератора. Генератор изготавливается из листов трансформаторной стали и имеет трехфазную магнитную систему, как показано на рис. 1. Зубцы ротора распределены равномерно. Зубцы статора образуют группы или гребенки. В смежных гребенках они смещены относительно друг друга на целое число зубцовых шагов ротора $\pm \frac{1}{3}$ шага. Таким образом, при вращении ротора зубцы его последовательно располагаются то против первой и четвертой гребенки, то против второй и пятой и т. д. При равномерном вращении ротора магнитное сопротивление зазора между каждой гребенкой и ротором изменяется периодически. В смежных гребенках сопротивление изменяется со сдвигом по фазе на 120 эл. град.

В пазах статора между смежными зубцовыми гребенками располагаются рабочие обмотки (катушки), они же являются обмотками возбуждения. В данном случае рассматривается конструкция, где каждая гребенка охвачена только одной катушкой. Однако возможно размещение на каждой гребенке нескольких катушек, не связанных друг с другом кондуктивно; возможен также пропуск (отсутствие) катушек на гребенках.

Электрическая схема соединений катушек — однофазно-трехфазная, как показано на рис. 2. В случае размещения на каждой гребенке двух катушек трехфазная и однофазная системы токов могут быть разделены.

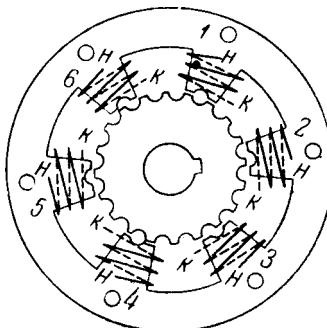


Рис. 1. Магнитная система параметрического генератора ЗПГ.

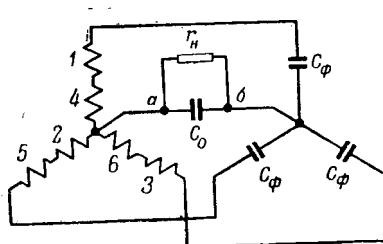


Рис. 2. Схема соединений катушек генератора ЗПГ.

Самовозбуждение генератора. Для самовозбуждения генератора к его обмоткам при соединяются конденсаторы C_ϕ , соединенные в звезду (рис. 2). Нагрузка включается между узловыми точками звезды обмоток генератора и конденсаторов, причем между этими точками может быть включен узловой конденсатор C_0 . При определенных соотношениях между C_ϕ , C_0 и скоростью вращения ротора n в системе возникают напряжения и токи одновременно нескольких частот, преимущественно двух. Токи более низкой частоты — трехфазные, а ток более высокой частоты — однофазный.

Наглядное представление об условиях самовозбуждения генератора ЗПГ дает диаграмма, приведенная на рис. 3. Самовозбуждение генератора наблюдается при условиях, которые соответствуют заштрихованным областям. По оси абсцисс диаграммы отложена скорость вращения ротора n' в относительных единицах, а по оси ординат — отношение узловой емкости к емкости фазного конденсатора C_0/C_ϕ .

Под относительной скоростью вращения n' здесь понимается отношение действительной скорости n к так называемой базисной скорости вращения ротора n_b .

Базисная скорость

$$n_b = \frac{2f_0}{Z_p},$$

где

$$f_0 = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_\phi C_\phi}};$$

Z_p — число зубцов ротора;

L_ϕ — среднее значение индуктивности одной фазы ротора.

Таким образом,

$$n' = \frac{n}{n_b} = 2\pi n Z_p \sqrt{L_\phi C_\phi}.$$

Если увеличивать скорость вращения n , то генератор может самовозбудиться в нескольких областях диаграммы рис. 3. Например, при

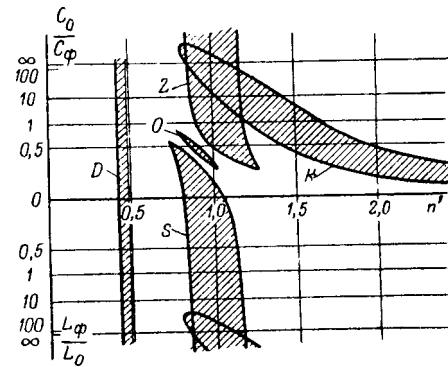


Рис. 3. Области самовозбуждения генератора ЗПГ при отсутствии нагрузки (нижняя часть диаграммы относится к случаю, когда вместо емкости C_0 включена индуктивность L_0).

соотношении $C_0/C_\phi = 0,3$ генератор самовозбуждается в пяти областях, обозначенных буквами D, S, O, Z и K .

Диаграмма на рис. 3 построена по данным опытного исследования для случая, когда во внешних цепях генератора отсутствуют активные нагрузки; она может быть также построена и расчетным путем.

После самовозбуждения генератора устанавливается стационарный режим, характеризуемый большим насыщением стали, особенно в зубцах.

При самовозбуждении в областях D, S и Z устанавливаются синхронные режимы, при самовозбуждении в областях O и K — асинхронные.

При самовозбуждении в области D соотношение между действительной скоростью n и частотой возникающего тока определяется формулой

$$f_2 = nZ_p.$$

Частота фазных напряжений генератора равна f_2 , а в узловой цепи наблюдается незначительный ток с частотой $3f_2$.

При самовозбуждении в областях S и Z напряжения в трехфазной цепи имеют частоту, определяемую формулой

$$f_1 = \frac{1}{2} nZ_p.$$

Узловое напряжение имеет при этом утроенную частоту:

$$f_3 = 3f_1 = \frac{3}{2} nZ_p.$$

В режимах S и Z синусоиды напряжения тройной частоты отличаются друг от друга по фазе на 180 эл. град. Если напряжения основной и тройной частоты подать на электроннолучевой осциллограф, то фигуры Лиссажу на экране трубы в случае режимов S и Z будут иметь соответственно вид букв S и Z .

Ширина областей самовозбуждения зависит от конструктивного показателя машины, так называемой глубины модуляции зубцовой зоны

$$m = \frac{\lambda_{\max} - \lambda_{\min}}{\lambda_{\max} + \lambda_{\min}},$$

где λ_{\max} и λ_{\min} — максимальная и минимальная величины магнитной проводимости пространства под зубцом статора при двух положениях ротора.

После того как самовозбуждение наступило, генератор может вполне устойчиво работать и при таких условиях, которые выходят за пределы областей самовозбуждения. При этом устойчивая работа генератора наблюдается в рабочих областях, которые шире показанных на рис. 3 приблизительно в 1,5 раза.

Областям O и K соответствуют, как уже отмечалось, асинхронные режимы работы генератора. Область O , обнаруживаемая только при отсутствии активной нагрузки, не имеет практического значения, она очень узка, и возни-

кающие в этом случае токи и напряжения очень малы.

При самовозбуждении в области K трехфазные и однофазный токи характеризуются соответственно частотами f_α и f_β , которые будем называть „комбинационными“. Они связаны между собой зависимостями

$$f_\alpha + f_\beta = 2f_1 = nZ_p;$$

$$f_\alpha < f_1 < f_\beta < 2f_1.$$

Частоты f_α и f_β и их отношения к основной частоте f_1 зависят от емкостей C_ϕ и C_0 , нагрузки и скорости вращения n .

Следует отметить, что в широких пределах отношения C_0/C_ϕ (вблизи $C_0/C_\phi = 0,3$) имеет место „втягивание“ генератора в синхронный режим. Наблюдаемые при этом частоты f'_α и f'_β определяются формулами:

$$f'_\alpha = \frac{1}{4} nZ_p = \frac{1}{2} f_1;$$

$$f'_\beta = \frac{3}{4} nZ_p = \frac{3}{2} f_1.$$

Эти частоты вдвое меньше, чем были бы f_1 и f_3 при той же скорости вращения n . Этот режим можно назвать синхронизированным. Работа генератора ЗПГ в синхронизированном режиме имеет много общего с работой индукционной машины в режиме двойного питания.

Частота тока, возникающего в цепях трехфазной системы во всех случаях самовозбуждения при синхронных режимах D, S и Z , близка к базисной частоте f_0 . Роль возбуждающего фактора принадлежит при этом главным образом емкостям C_ϕ . При асинхронных режимах роль возбуждающего фактора принадлежит преимущественно емкости C_0 .

Важно отметить роль активных нагрузок в цепях генератора. Активные сопротивления в цепи трехфазной системы уменьшают ширину синхронных областей самовозбуждения. Активная нагрузка в однофазной цепи изменяет контуры областей S и Z , приближая их друг к другу, и приводит, наконец, к слиянию их между собой в одну сплошную область. В случае асинхронного режима ширина области K зависит от активной нагрузки в однофазной узловой цепи.

При больших значениях C_0/C_ϕ область K накладывается на область Z . В этом случае режим

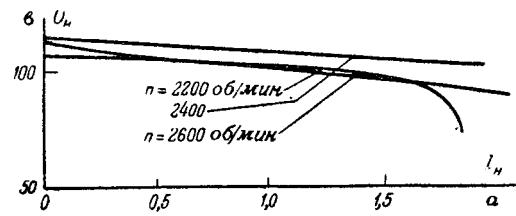


Рис. 4. Внешние характеристики генератора при трех скоростях вращения ротора (последовательно с нагрузкой включен конденсатор).

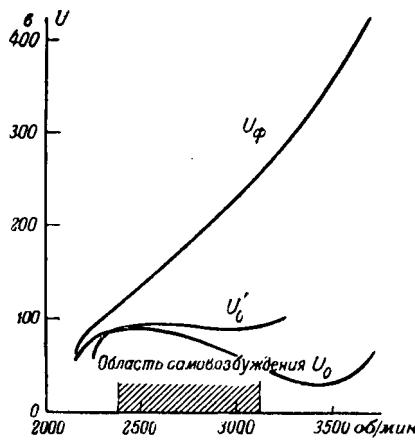


Рис. 5. Зависимости фазного напряжения U_ϕ и узловых напряжений U_0 (при симметричной звезде конденсаторов) и U_0' (при несимметричной звезде конденсаторов) от скорости вращения генератора n .

оказывается синхронным, если он возник при возрастании скорости n , и асинхронным, если генератор самовозбудился при убывании скорости.

Рабочие характеристики генератора. Наибольший практический интерес представляет использование генератора ЗПГ в качестве однофазного источника тока повышенной частоты при активной нагрузке. Нагрузку в этом случае целесообразно включать последовательно с конденсатором C_0 . При этом напряжение U_n на нагрузке оказывается достаточно стабильным как при изменении тока нагрузки I_n , так и при изменении скорости вращения n . На рис. 4 показаны внешние характеристики генератора, снятые при трех скоростях вращения ротора.

На рис. 5 изображены зависимости фазного U_ϕ и узлового U_0 напряжений от скорости вращения n . Вид этих характеристик зависит от величины потерь в цепи основной частоты, а также от симметрии звезды фазных напряжений. При нарушении симметрии звезды конденсаторов C_ϕ можно получить характеристику узлового напряжения со значительным плоским участком (рис. 5, кривая U_0'). Эта характеристика представляет интерес в случае привода генератора с плохо стабилизированной скоростью вращения.

Узловое напряжение U_0 может быть увеличено или уменьшено за счет изменения емкости узлового конденсатора C_0 , причем наиболее высокое напряжение получается при величине C_0 , приблизительно равной $0,5C_\phi$.

Практический интерес представляют характеристики генератора при заданном врачающем моменте на его валу. В этом случае при заданных емкостях C_ϕ и определенном сопротивлении нагрузки r_n вращение генератора устанавливается на определенной скорости n .

При условии постоянства врачающего момента M удается получить вполне стабильное напряжение на нагрузке при изменении ее от нуля до максимума.

На рис. 6 показаны кривые изменения устанавливающейся скорости n , максимальной полезной мощности $P_{2\max}$, а также к. п. д. η в зависимости от емкости C_ϕ генератора.

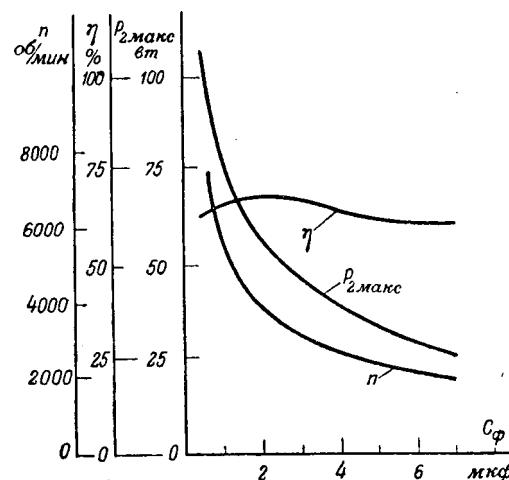


Рис. 6. Зависимость максимальной мощности генератора $P_{2\max}$, к. п. д. η , устанавливающейся скорости n от емкости C_ϕ при $M = \text{const}$.

У генератора мощностью 100 квт при частоте 4800 гц к. п. д. достигал 76%.

Особенностью параметрического генератора ЗПГ при заданном моменте вращения является то, что при снижении полезной нагрузки P_2 скорость его почти не изменяется, а потребляемая генератором мощность P_1 выделяется в нем же самом в виде потерь. При некоторых обстоятельствах, например при необходимости стабилизировать скорость первичного привода, эта особенность ЗПГ может быть полезной.

Форма кривой напряжения на выходе (тройной частоты) U_0 близка к синусоиде, если трехфазная система симметрична. Фазные напряжения на катушках U_ϕ сильно искажены за счет высших гармоник, в основном тройной частоты.

Реактивная мощность (квт) всех конденсаторов в цепях генератора ЗПГ превышает полезную мощность (квт) в 5...8 раз.

Все, что было сказано выше о рабочих характеристиках, относилось к режимам S и Z . Что же касается асинхронного режима, то его практическое значение снижается тем, что напряжения U_α и U_β на выходе генератора очень зависят от скорости вращения.

Удельная мощность генератора соответствует типам машин с хорошим использованием материалов.

Заключение. Устройство генератора ЗПГ весьма просто, что определяет его большую надежность в эксплуатации.

Практически генератор целесообразно применять в качестве маломощного (10...200 вт) источника токов повышенной частоты от 400 до 2000 гц при условии активной нагрузки.

Ценное свойство генератора заключается в возможности его применения при плохо регулируемом приводе (ветродвигатель, бензиновый и др.). В случае такого привода генератор позволяет получить достаточно стабильное напряжение на нагрузке при изменении ее от нуля до номинального значения.

[29. 10. 1956]



Прибор для исследования магнитной анизотропии

Кандидат техн. наук Б. Б. ТИМОФЕЕВ

Тбилисский научно-исследовательский институт
сооружений и гидроэнергетики

Магнитная анизотропия в ферромагнитных (поликристаллических) металлах и сплавах появляется в результате некоторых особенностей производства или при воздействии механических напряжений. Очень часто проявление магнитной анизотропии настолько резко, что соотношение магнитных проницаемостей в разных направлениях достигает двухзначных чисел. Поэтому в ряде случаев оказывается необходимым осуществлять контроль магнитной анизотропии, например, при оценке качества текстуированной стали, при проверке изотропности обычных электротехнических сталей и т. п. Однако существующие методы определения магнитной анизотропии весьма неудобны, так как они основываются на вырезании из изделий образцов заданных форм с дальнейшей проверкой их магнитных свойств обычными магнитометрическими способами.

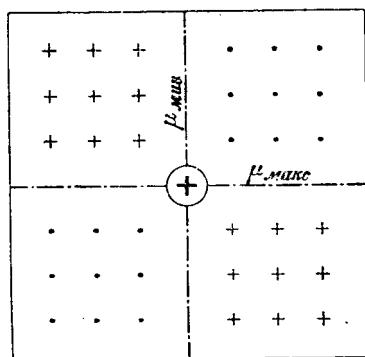


Рис. 1. Направления магнитных потоков рассеяния в анизотропном теле.

В настоящей статье излагается способ, позволяющий быстро и без разрушения изделия определять степень магнитной анизотропии, а также ориентацию ее главных направлений.

Известно [Л. 1], что если перпендикулярно к поверхности массивного изотропного ферромагнитного тела присоединен прямолинейный проводник, то при прохождении через тело переменного тока магнитное поле может быть представлено в виде концентрических окружностей, лежащих в плоскостях, параллельных его поверхности. Можно показать (см. приложение), что при наличии однородной магнитной анизотропии, два из главных направлений которой расположены параллельно поверхности тела, происходит искажение магнитного поля вблизи от точки присоединения проводника и появляются потоки рассеяния, пересекающие поверхность этого тела.

Направления этих потоков схематически изображены на рис. 1 (для момента времени, соответствующего направлению тока от наблюдателя). Главные направления магнитной анизотропии, проведенные на поверхности тела через точку присоединения проводника, делят ее на четыре квадранта и являются «нулевыми линиями»,

вдоль которых магнитная индукция потоков рассеяния равна нулю.

Фактическая картина магнитного поля рассеяния несколько отличается от изображенной на рис. 1, так как часть пути, преодолеваемого потоками рассеяния, находится в металле. Это обуславливает сдвиги фаз потоков рассеяния относительно тока, которые различны для силовых трубок, расположенных на различной глубине в толще металла. Однако в обычных условиях величина этих сдвигов фаз невелика.

Некоторое расхождение фаз потоков рассеяния и тока, а также наличие искажений формы кривой магнитной индукции, вызванных нелинейностью и неоднозначностью процесса перемагничивания, не нарушают основного свойства рассматриваемых полей рассеяния, заключающегося в том, что с главными направлениями магнитной

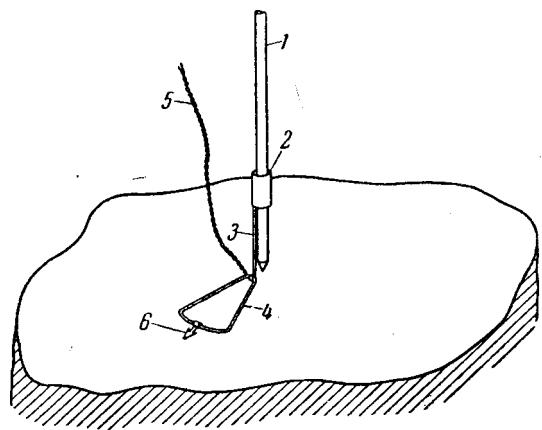


Рис. 2.

анизотропии совпадают «нулевые линии», т. е. линии, во всех точках которых вертикальные проекции вектора напряженности магнитного поля равны нулю. Остается в силе и факт увеличения амплитуды магнитной индукции потоков рассеяния с ростом анизотропии.

На рис. 2 изображено простейшее устройство для исследования магнитной анизотропии. На медный цилиндрический электрод 1 с заточенным на конус концом надета свободно вращающаяся втулка 2, к которой планкой 3 прикреплена катушка 4. Катушка изготовлена из тонкой эмалированной проволоки с большим числом витков, имеет форму сектора с центральным углом, меньшим или равным 90° , и устроена таким образом, чтобы было обеспечено плотное ее прилегание к поверхности исследуемого изделия.

При производстве измерений электрод устанавливается перпендикулярно к поверхности изделия. Отвод тока осуществляется в одной или нескольких точках, удаленных от электрода на расстояние не меньшее десятикратного радиуса катушки. Катушка при помощи гибких, переплетенных между собой проводников 5 присоединяет-

ся к входу катодного осциллографа или к катодному вольтметру с фазочувствительным входом. В случае применения катодного осциллографа горизонтальная развертка осуществляется пропорционально синусоидальному переменному току в электроде.

Поворотом катушки вокруг оси электрода находится такое ее положение, при котором основная гармоника э. д. с. в катушке становится равной нулю. При этом стрелка 6, укрепленная на катушке, указывает главные направления магнитной анизотропии. Учитывая фазировку концов катушки, нетрудно определить, какое из направлений соответствует наибольшей, а какое наименьшей магнитной проницаемости.

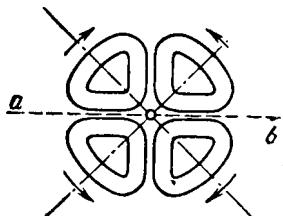


Рис. 3.

Недостатком описанного прибора является то, что его показания достаточно сильно зависят от посторонних магнитных полей, в частности от полей близко расположенных токоведущих проводников, а также от нестрогого соблюдения перпендикулярности электрода к поверхности изделия, от неровностей поверхности и т. д. Влияние этих факторов может быть значительно снижено, если вместо одной использовать четыре совершенно одинаковые катушки, расположив их симметрично вокруг точки касания электрода и соединив между собой встречно, как это показано стрелками на рис. 3. Очевидно, что при таком соединении э. д. с., наведенные посторонними полями, взаимно уничтожаются, а э. д. с., наведенные потоками рассеяния, обусловленными анизотропией, складываются.

Конструктивно индикатор магнитной анизотропии монтируется в цилиндрическом корпусе из текстолита или органического стекла. Катушки вклеиваются в углубление, выточенное в нижнем торце корпуса, и покрываются тонким слоем слю-

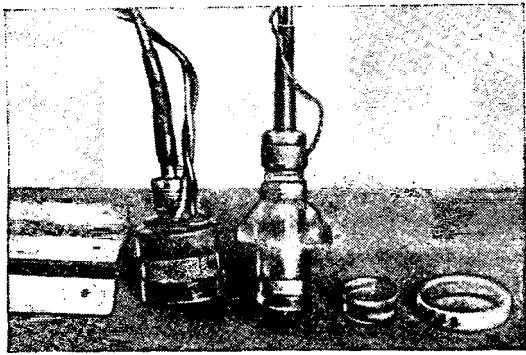


Рис. 4. Два исполнения индикаторов магнитной анизотропии (защитные донышки сняты).

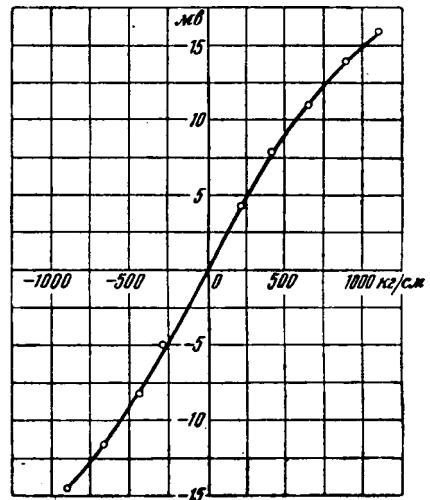


Рис. 5.

ды. Одна из линий, вдоль которых соприкасаются катушки (линия ab на рис. 3), называется осью индикатора. Ее направление отмечается на корпусе прибора. На торец индикатора свободно надевается защитное изоляционное донышко, предохраняющее изоляцию катушек от разрушения при трении о поверхность исследуемого изделия. При этом создается некоторый зазор между катушками и поверхностью изделия, необходимый для повышения точности показаний. На рис. 4 изображены индикаторы в двух различных исполнениях.

При проведении измерений пальцами или на jakiным устройством индикатор магнитной анизотропии прижимается к исследуемой поверхности. При этом электрод придавливается к поверхности пружиной, вмонтированной в корпус прибора. При повороте индикатора вокруг электрода отмечаются положения оси ab, при которых э. д. с. в катушках максимальна. Эти положения соответствуют главным направлениям магнитной анизотропии.

В качестве иллюстрации на рис. 5 приведена зависимость среднего значения э. д. с. в катушках индикатора, возникшей вследствие анизотропии, вызванной сжатием и растяжением малоуглеродистой стали.

Следует заметить, что проявление магнитной анизотропии зависит от напряженности магнитного поля, т. е. от величины тока в электроде, которую поэтому следует строго контролировать в процессе производства измерений. Частоту тока также необходимо поддерживать постоянной, так как от нее зависит э. д. с., наводимая в катушках.

Приложение. В большинстве случаев магнитная анизотропия характеризуется взаимной перпендикулярностью направлений наибольшей и наименьшей магнитной проницаемости (анизотропия холоднокатаной стали, анизотропия, вызванная упругими напряжениями, и т. п.). Если область наблюдения достаточно мала, то практически во всех случаях можно принять, что магнитная анизотропия однородна, т. е. свойства среды повторяются при переходе от точки к точке.

Примем упрощающее допущение о независимости магнитной проницаемости от напряженности магнитного

поля. Совместив оси прямоугольной системы координат с главными направлениями магнитной анизотропии, можно записать, что

$$\left. \begin{aligned} B_x &= \mu_x H_x; \\ B_y &= \mu_y H_y; \\ B_z &= \mu_z H_z, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где B — индукция;
 H — напряженность магнитного поля.

Полагая пространственные заряды и токи смещения равными нулю, можно написать следующие известные равенства:

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0; \quad (2)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t}; \quad (3)$$

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{\delta}; \quad (4)$$

$$\vec{\delta} = \gamma \vec{E}, \quad (5)$$

где δ — плотность тока;
 E — напряженность электрического поля.

Преобразуя уравнения (3), (4) и (5), получим:

$$\nabla^2 \vec{H} - \operatorname{grad} \operatorname{div} \vec{H} = \gamma \frac{\partial \vec{B}}{\partial t}. \quad (6)$$

Из уравнений (1) и (2) следует, что

$$\mu_x \frac{\partial H_x}{\partial x} + \mu_y \frac{\partial H_y}{\partial y} + \mu_z \frac{\partial H_z}{\partial z} = 0, \quad (7)$$

т. е. если $\mu_x \neq \mu_y \neq \mu_z$, то $\operatorname{div} \vec{H} \neq 0$.

Поэтому в рассматриваемом случае векторное уравнение (6) не приводится к уравнению Гельмгольца, а записывается в развернутом виде следующим образом:

$$\frac{\partial^2 H_x}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 H_x}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 H_y}{\partial y \partial z} - \frac{\partial^2 H_z}{\partial z \partial x} = \gamma \mu_x \frac{\partial H_x}{\partial t}; \quad (8)$$

$$\frac{\partial^2 H_y}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 H_y}{\partial z^2} - \frac{\partial^2 H_x}{\partial x \partial y} - \frac{\partial^2 H_z}{\partial y \partial z} = \gamma \mu_y \frac{\partial H_y}{\partial t}; \quad (9)$$

$$\frac{\partial^2 H_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 H_z}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 H_x}{\partial x \partial z} - \frac{\partial^2 H_y}{\partial y \partial z} = \gamma \mu_z \frac{\partial H_z}{\partial t}. \quad (10)$$

Допустим, что при наличии магнитной анизотропии магнитное поле является двумерным, т. е. что одна из составляющих вектора напряженности магнитного поля равна нулю. Например, пусть $H_z = 0$. Тогда уравнение (10) приводится к виду:

$$\frac{\partial^2 H_x}{\partial x \partial z} + \frac{\partial^2 H_y}{\partial y \partial z} = 0. \quad (11)$$

Подставив $\frac{\partial H_z}{\partial z} = 0$ в уравнение (7) и продифферен-

цировав его по z , получим:

$$\mu_x \frac{\partial^2 H_x}{\partial x \partial z} + \mu_y \frac{\partial^2 H_y}{\partial y \partial z} = 0. \quad (12)$$

Сравнивая между собой уравнения (11) и (12), замечаем несовместимость условия двумерности магнитного поля с существованием равенства (7), характеризующего собой магнитное поле при наличии анизотропии. Из этого непосредственно следует, что переменное во времени магнитное поле в магнитно анизотропной проводящей среде может быть только трехмерным.

Вместе с тем в анизотропной среде существуют точки, в которых одна из проекций вектора напряженности магнитного поля равна нулю, что имеет место только тогда, когда одновременно соблюдаются условия

$$\frac{\partial^2 H_x}{\partial x \partial z} = 0 \text{ и } \frac{\partial^2 H_y}{\partial y \partial z} = 0. \quad (13)$$

Эти условия действительны и для сколь угодно малой анизотропии, когда $\mu_x \approx \mu_y \approx \mu$. Поэтому точки, в которых проекции вектора напряженности равны нулю, можно найти, применив условия (13) к уравнениям для H_x и H_y , полученным для случая растекания переменного тока от точечного электрода в массивном изотропном проводящем теле.

Для простоты условимся рассматривать точки, удаленные от оси z (ось электрода) на расстояния, большие, чем $2,5 \sqrt{\frac{2}{\omega \gamma \mu}}$. Тогда можно написать [Л. 1, 2]:

$$H_x = -\frac{I}{2\pi} e^{-z \sqrt{j \omega \gamma \mu}} \frac{y}{x^2 + y^2};$$

$$H_y = \frac{I}{2\pi} e^{-z \sqrt{j \omega \gamma \mu}} \frac{x}{x^2 + y^2}.$$

Нетрудно показать, что для этих уравнений условия (13) соблюдаются либо при $x = 0$, либо при $y = 0$.

Таким образом, при наличии магнитной анизотропии вертикальная составляющая магнитного поля равна нулю ($H_z = 0$) только для плоскостей $x = 0$ и $y = 0$. Следами этих плоскостей на поверхности тела являются "нулевые линии", которые обнаруживаются при помощи индикатора магнитной анизотропии.

Литература

1. Б. Б. Тимофеев. Проникновение переменного тока в металлическое тело через сосредоточенные контакты. Известия АН СССР, ОТН, № 3, 1956.

2. Б. Б. Тимофеев. Расчет режимов сосредоточенных электродов при магнитоупругих измерениях. Электричество, № 10, 1955.

[15. 10. 1956]



К анализу падения напряжения в каскадной схеме

Инж. К. А. ЗАЙЦЕВ

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Для каскадных генераторов постоянного тока, у которых питание осуществляется через нижнюю ступень, а величины емкостей конденсаторов во всех ступенях равны между собой, известны расчетные формулы для определения падения напряжения в генераторе при его работе под нагрузкой. Расчет падения напряжения может быть произведен и для некоторых простейших вариантов каскадной схемы, например, когда емкости

конденсаторов равномерно возрастают по ступеням (сверху вниз) или при удвоенной емкости в первой ступени [Л. 1 и 2].

Для исследования более сложных вариантов представляет интерес получение общих формул, позволяющих производить определение падения напряжения для различных схем соединения элементов каскадного генератора при неравных между собой величинах емкостей в его ступенях.

Приводимый ниже вывод этих общих формул основан на разработанных ранее принципах анализа каскадной схемы [Л. 1].

Рассмотрим каскадную схему, имеющую n ступеней и нагруженную сопротивлением R_n (см. рисунок, стр. 76), приняв допущение, что заряды, отдаваемые в течение одного периода конденсаторами подзарядной группы (C_{2k-1}), целиком идут на зарядку конденсаторов основной группы (C_{2k}) и что сопротивления в цепях выпрямителей отсутствуют.

В течение периода через сопротивление R_n протекает заряд

$$Q = \frac{I_{cp}}{f}, \quad (1)$$

где f — частота приложенного к схеме напряжения.

Величина заряда, проходящего через каждый вентиль за период приложенного напряжения, также равна Q , а заряды, отдаваемые конденсаторами C_{2k-1} и C_{2k} любой ступени k (нумерация начинается со ступени, примыкающей к источнику питания), равны $[n - (k - 1)]Q$. Стекание этих зарядов вызывает соответствующие снижения напряжения на конденсаторах, причем величина снижения напряжения на каждом конденсаторе определяется снижением напряжения на всех предыдущих.

Таким образом, для конденсаторов основной колонны имеем следующие величины падений напряжения на каждой ступени:

первая ступень:

$$\Delta U_2 = \frac{nQ}{C_1};$$

вторая ступень:

$$\Delta U_4 = \frac{nQ}{C_1} + \frac{nQ}{C_2} + \frac{(n-1)Q}{C_3};$$

.....

k -тая ступень:

$$\Delta U_{2k} = \frac{nQ}{C_1} + \frac{nQ}{C_2} + \frac{(n-1)Q}{C_3} + \dots + \frac{[n-(k-1)]Q}{C_{2k-1}};$$

.....

n -ная ступень:

$$\Delta U_{2n} = \frac{nQ}{C_1} + \frac{nQ}{C_2} + \frac{(n-1)Q}{C_3} + \dots + \frac{2Q}{C_{2n-3}} + \frac{2Q}{C_{2n-2}} + \frac{Q}{C_{2n-1}}.$$

Полная величина падения напряжения на каскадном генераторе равна сумме падений напряжения на каждом из конденсаторов C_{2k} основной колонны:

$$\Delta U = \sum_{k=1}^{k=n} \Delta U_{2k}. \quad (3)$$

Развернутая запись падений напряжения по ступеням позволяет установить, что полное падение напряжения складывается из членов, которые определяются разрядом конденсаторов как основной, так и подзарядной колонны. В соответствии с этим величину полного падения напряжения ΔU представим в виде суммы двух составляющих, обусловленных соответственно разрядом подзарядной и основной колонн каскадного генератора:

$$\Delta U = \Delta U_n + \Delta U_0. \quad (4)$$

Для определения ΔU_n — составляющей падения напряжения, обусловленной конденсаторами подзарядной колонны, выделим нечетные члены из равенств (2) и просуммируем их по всем n ступеням. В результате получим:

$$\begin{aligned} \Delta U_n = & n \frac{nQ}{C_1} + (n-1) \frac{(n-1)Q}{C_3} + \\ & + \dots + [n-(k-1)] \frac{[n-(k-1)]Q}{C_{2k-1}} + \\ & + \dots + 2 \frac{2Q}{C_{2n-3}} + \frac{Q}{C_{2n-1}}. \end{aligned} \quad (5)$$

Правая часть равенства (5) представляет собой сумму с общим членом $\frac{[n-(k-1)]^2 Q}{C_{2k-1}}$.

Производя подстановку

$$n - (k - 1) = p, \quad (6)$$

найдем, что равенство (5) может быть записано в следующем виде:

$$\Delta U_n = \sum_{p=1}^{p=n} \frac{p^2 Q}{C_{2n-2p+1}}. \quad (7)$$

Для определения второй составляющей падения напряжения (ΔU_0) выделим из равенств (2) четные члены, соответствующие конденсаторам основной колонны.

Учитывая, что падение напряжения на первой ступени не содержит члена, соответствующего конденсаторам основной колонны, и производя суммирование по $n - 1$ ступени в пределах от $k = 2$ до $k = n$, найдем составляющую падения напряжения, обусловленную разрядом конденсаторов основной колонны:

$$\begin{aligned} \Delta U_0 = & (n-1) \frac{nQ}{C_2} + (n-2) \frac{(n-1)Q}{C_4} + \dots + \\ & + [n-(k-1)] \frac{[n-(k-2)]Q}{C_{2k-2}} + \dots + \\ & + 2 \frac{3Q}{C_{2n-4}} + \frac{2Q}{C_{2n-2}}. \end{aligned} \quad (8)$$

Правую часть равенства (8) можно записать в виде разности двух сумм с общими членами $\frac{[n-(k-2)]^2 Q}{C_{2k-2}}$ и $\frac{[n-(k-2)]Q}{C_{2k-2}}$.

Применяя подстановку

$$n - (k - 2) = q, \quad (9)$$

получим:

$$\Delta U_0 = \sum_{q=2}^{q=n} \frac{q^2 Q}{C_{2n-2q+2}} - \sum_{q=2}^{q=n} \frac{q Q}{C_{2n-2q+2}}. \quad (10)$$

Для того чтобы придать равенству (10) более удобную математическую форму, прибавим и вычтем из правой его части величину $\frac{Q}{C_{2n}}$. Величина q будет теперь принимать значения от 1 до n и окончательное выражение для составляющей падения напряжения от конденсаторов основной колонны будет иметь вид:

$$\Delta U_0 = \sum_{q=1}^{q=n} \frac{q^2 Q}{C_{2n-2q+2}} - \sum_{q=1}^{q=n} \frac{q Q}{C_{2n-2q+2}}. \quad (11)$$

Складывая найденные значения составляющих падения напряжения ΔU_n и ΔU_0 , получим величину полного падения напряжения на каскадном генераторе:

$$\begin{aligned} \Delta U = & Q \left(\sum_{p=1}^{p=n} \frac{p^2}{C_{2n-2p+1}} + \right. \\ & \left. + \sum_{q=1}^{q=n} \frac{q^2}{C_{2n-2q+2}} - \sum_{q=1}^{q=n} \frac{q}{C_{2n-2q+2}} \right). \end{aligned} \quad (12)$$

При равенстве емкостей конденсаторов по ступеням, т. е. при $C_{2n-2p+1} = C_{2n-2q+2} = C$, формула (12) приобретает следующий вид:

$$\Delta U = \frac{Q}{C} \left(\sum_{p=1}^{p=n} p^2 + \sum_{q=1}^{q=n} q^2 - \sum_{q=1}^{q=n} q \right), \quad (13)$$

т. е. вычисление падения напряжения на каскадном генераторе сводится к вычислению входящих в эту формулу сумм.

В этом случае получим известную из литературы формулу:

$$\Delta U = \frac{Q}{C} \left(\frac{2}{3} n^3 + \frac{1}{2} n^2 - \frac{1}{6} n \right). \quad (14)$$

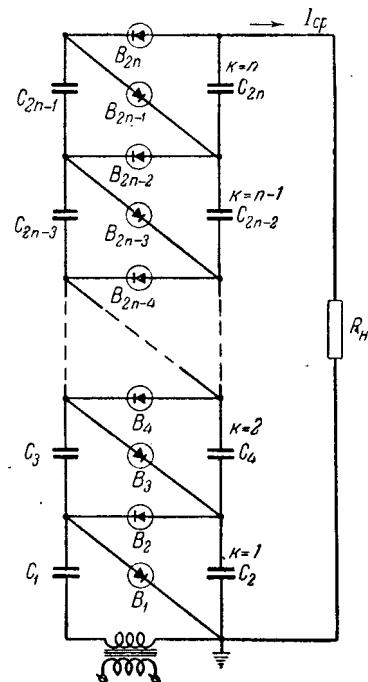
Аналогичным путем может быть определена пульсация напряжения, т. е. разность между высшим и низшим мгновенными значениями напряжения на выходе каскадного генератора при его работе под нагрузкой:

$$\delta U = Q \sum_{p=1}^{p=n} \frac{p}{C_{2n-2p+2}}, \quad (15)$$

где p — то же, что и в равенстве (6).

В качестве иллюстрации использования предложенного метода рассмотрим два примера.

Пример 1. Определить падение напряжения в каскадной схеме (см. рисунок), состоящей из восьми ступеней, причем величина емкостей конденсаторов подзарядной колонны равна C , а основной — $2C$ (увеличение емкостей конденсаторов основной колонны вдвое дает возможность снизить вдвое пульсацию напряжения по сравнению со случаем равных емкостей конденсаторов).



Применив для этого случая формулу (12) и учитывая, что $C_{2n-2p+1} = C$, а $C_{2n-2q+2} = 2C$, получим:

$$\Delta U = \frac{Q}{C} \left(\sum_{p=1}^{p=8} p^2 + \frac{1}{2} \sum_{q=1}^{q=8} q^2 - \frac{1}{2} \sum_{q=1}^{q=8} q \right) = 288 \frac{Q}{C}.$$

Пример 2. Подсчитаем падение напряжения в каскадной схеме, состоящей из восьми ступеней, при условии, что конденсаторы четырех нижних ступеней имеют емкость $2C$, а четырех верхних C .

В этом случае составляющие падения напряжения от основной и подзарядной колонн удобнее определить отдельно.

В соответствии с формулой (7) конденсаторам $C_{15} \dots C_9$ подзарядной колонны, емкости каждого из которых равны C , соответствуют значения p от 1 до 4, а конденсаторам $C_8 \dots C_1$ с величинами емкостей $2C$ — значения p от 5 до 8.

Следовательно,

$$\Delta U_n = \frac{Q}{C} \left(\sum_{p=1}^{p=4} p^2 + \frac{1}{2} \sum_{p=5}^{p=8} p^2 \right) = 117 \frac{Q}{C}.$$

В соответствии с формулой (11) конденсаторам $C_{16} \dots C_{10}$ основной колонны с величинами емкостей C соответствуют значения q от 1 до 4, а конденсаторам $C_9 \dots C_2$ с величинами емкостей $2C$ — значения q от 5 до 8.

Следовательно,

$$\Delta U_0 = \frac{Q}{C} \left(\sum_{q=1}^{q=4} q^2 - \sum_{q=5}^{q=8} q + \frac{1}{2} \sum_{q=5}^{q=8} q^2 - \frac{1}{2} \sum_{q=5}^{q=8} q \right) = 94 \frac{Q}{C}.$$

Суммируя найденные значения величин ΔU_n и ΔU_0 , получим величину полного падения напряжения

$$\Delta U = 211 \frac{Q}{C}.$$

Литература

1. H. M e h l h o r n. Wissenschaftliche Veröffentlichungen aus den Siemens-Werken. Bd XXI, N. 2, 1943.
2. Л. Г. Шварцман. Исследование работы каскадного генератора. Труды научно-исследовательского института кабельной промышленности, вып. 1, 1956.

{25.6.1956}



Из опыта работы

Автоматический ионный привод дозатора цемента

Инж. Ю. Д. ВИДИНЕЕВ

При разработке дозатора цемента непрерывного действия возникла необходимость автоматического регулирования скорости вращения шнека для обеспечения постоянства весового расхода.

Дозатор цемента (рис. 1) представляет собой агрегат, состоящий из шнека 1 и весового транспортера 2. Шнек с переменным шагом лопастей устанавливается под бункером с цементом и обеспечивает выдачу цемента на весовой транспортер, на котором осуществляется непрерывное взвешивание потока цемента. Вес цемента измеряется по положению стрелки весового механизма.

Для автоматического регулирования разработан ионный привод, электрическая схема которого приведена на рис. 2. Параметром регулирования является вес цемента, измеряемый весовым транспортером. Преобразование весового импульса в электрический осуществляется при помощи индуктивного датчика треста «Союзтеплоконтроль» с ходом плунжера 25 мм, связанного со стрелкой весового механизма.

Индуктивный датчик ИД включен в мостик, состоящий из трансформатора T_{p1} (220/30 в, 50 вт), реостата r (470 ом) и селенового выпрямителя BC_1 с кольцевой схемой из шайб диаметром 25 мм, по три в каждом плече.

В качестве лампы L_1 использован тиаратрон ТГ 15/3. Двигатель D компаундный типа ПНЗ-205, 5,8 квт, 1300 об/мин. Селеновый выпрямитель BC_2 в цепи шунтовой обмотки двигателя состоит из 20 шайб диаметром 100 мм.

Проведенные предварительно испытания схемы с включением тиаратрона в цепь шунтовой обмотки не дали положительных результатов.

Монтаж электрической схемы осуществлен на панели из винипласта толщиной 5 мм, установленной в металлическом ящике 270×355×520 мм с перфорацией для охлаждения. На боковой стенке шкафа предусмотрены зажимы для внешних соединений шкафа автоматики.

Электродвигатель ПНЗ-205 установлен непосредственно на раме дозатора и соединен упругой муфтой с редуктором РМ-500 ($i = 40$), передающим вращение валу шнека диаметром 300 мм. Для наладки электродвигатель отключался от редуктора.

Испытания описанной схемы производились как без нагрузки, так и под нагрузкой. Пуск электродвигателя под нагрузкой сопряжен с появлением пусковых токов до 80...120 а, что ведет к значительной перегрузке тиаратрона, связанной с опасностью его быстрого разрушения. В отдельных случаях наблюдалось распыление катода.

Для устранения этих явлений пуск двигателя производился через пусковой реостат РЗП-2, включенный параллельно тиаратрону (на схеме

не показан). После разгона двигателя пусковой реостат отключался от схемы.

Установка требуемой скорости вращения при центральном положении плунжера индуктивного датчика осуществляется при помощи потенциометра r (рис. 2).

В соответствии с установкой номинальной скорости вращения изменяются верхний и нижний пределы. Однако снижение скорости ниже 900 об/мин ведет к неустойчивой работе схемы — тиаратроны периодически гаснут.

В процессе работы при увеличении нагрузки на валу двигателя за счет обрушения цемента в силосе или попадания инородных тел наблюдались отдельные кратковременные толчки тока, в 1,5...2 раза превышающие номинальный для данного режима ток.

При дозировании цемента интенсивностью 15...20 т/ч наглядно отмечалось стремление системы автоматики к поддержанию постоянства расхода. При возмущениях, колебании расхода немедленно изменялся ток и начиналось изменение скорости вращения электродвигателя. Стрелка весового транспортера в течение 90% времени удерживалась в пределах средней трети своего хода.

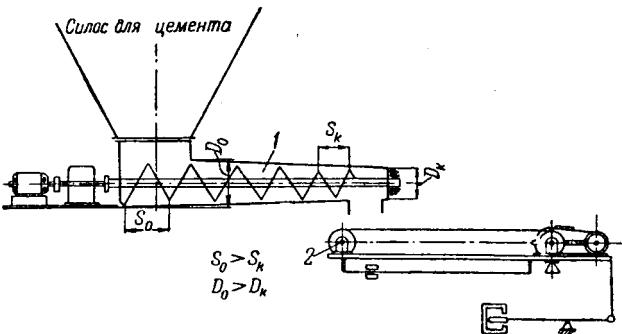


Рис. 1. Принципиальная схема дозатора.

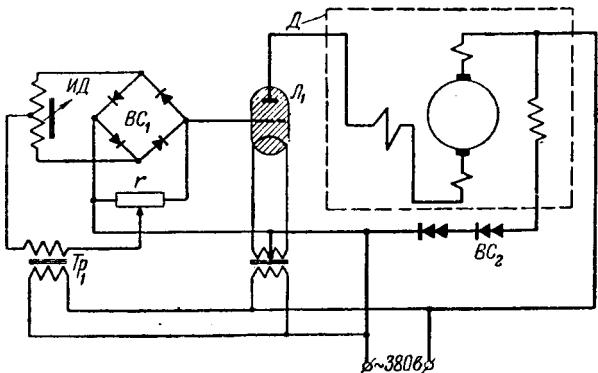


Рис. 2. Электрическая схема привода.

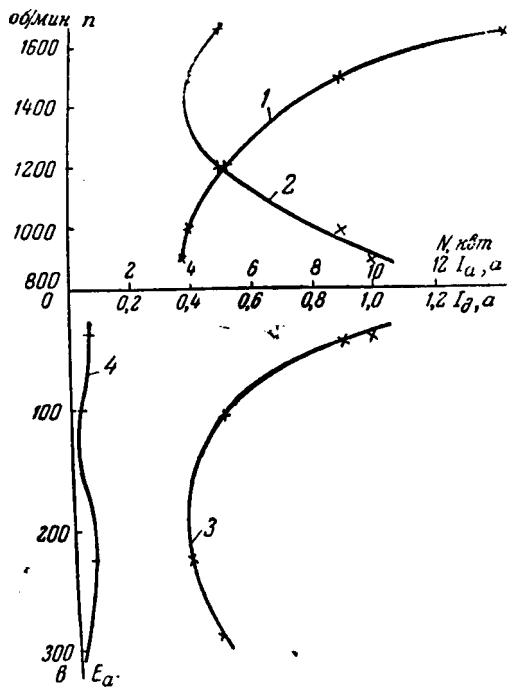


Рис. 3. Электротехнические характеристики привода.
1 — мощность N электродвигателя в зависимости от его скорости вращения n ; 2 — скорость вращения электродвигателя n в зависимости от анодного тока тиатрона I_a ; 3 — анодный ток тиатрона I_a в зависимости от анодного напряжения на тиатроне E_a ; 4 — сеточный ток тиатрона I_d в зависимости от анодного напряжения E_a .

Система автоматики реагировала на всякие возмущения практически мгновенно; однако разгон или торможение двигателя вели к некоторой задержке процесса выравнивания расхода. Необходимо отметить, что уменьшение махового момента двигателя, хотя и позволит уменьшить время переходных процессов, но может привести к неустойчивости системы и возникновению колебаний.

В процессе испытаний привода производились измерения действующих значений тока и напряжения в цепях обмоток двигателя и электродов тиатрона.

Измерения скорости вращения двигателя производились центробежным тахометром, постоянно соединенным гибким валом с валом двигателя. Характеристики, полученные в результате испытаний при перемещении плунжера индуктивного датчика на 25 мм, показаны на рис. 3.

При изменении установки реостата r характеристики двигателя изменяются только в нижней и верхней частях; характеристика тиатронной части как функция положения плунжера индуктивного датчика сдвигается параллельно самой себе.

В соответствии с особенностями процесса дозирования двигатель работает в двигательном режиме. Время разгона от 900 до 1 660 об/мин составляет 9 сек, время торможения 7 сек.

Весьма важным является приведение в соответствие производительности и сечения входного и выходного отверстий. Невыполнение этого условия ведет к перегрузке привода вплоть до полной его остановки или к неравномерной выдаче цемента на весовой транспортер.

Выводы. 1. Описанная схема позволяет осуществить автоматически регулируемый привод с пределами регулирования 1 : 2.

2. Применение такого привода на дозаторах цемента позволит получить непрерывное дозирование цемента с автоматической весовой корректировкой при простой системе автоматики.

Литература

1. В. К. Попов. Основы электропривода. Госэнергоиздат, 1945.

2. Ю. Д. Видинеев. Непрерывно-поточная линия производства бетонных работ. Гидротехническое строительство, № 4, 1955.

[1.10 1956]



Соотношения токов и напряжений при замыкании на корпус в якоре машины постоянного тока

Кандидат техн. наук, доц. Э. П. СТРАШНИН

Уральский политехнический институт

На одном крупном двигателе нам пришлось наблюдать следующее явление: при напряжении на зажимах двигателя 600 в сумма показаний вольтметров V_1 и V_2 , включенных для контроля заземления по схеме рис. 1, была порядка 740 в. Одинаковые изменения показаний обоих вольтметров контроля говорят о симметричном нарушении в цепи, а то обстоятельство, что эти показания оказались повышенными, свидетельствует о том, что замыкание произошло во вращающейся части на корпус. В самом деле, в результате

такого замыкания каждый вольтметр оказался включенным на переменное напряжение между неподвижной щеткой машины и подвижным местом замыкания на корпус. При этом каждый вольтметр показывал действующее значение напряжения в условиях, когда его максимальное значение достигало 600 в.

Найдем действующее значение напряжения, которое должен показать каждый вольтметр. Мгновенное значение напряжения, на которое включен вольтметр 1, определяется углом x , воз-

растяющим с поворотом якоря по часовой стрелке (рис. 1). Соответствующая кривая мгновенных значений напряжения изображена на рис. 2, а ее уравнение запишется в следующем виде:

$$u = \frac{U_m}{2} (1 - \cos x),$$

где U_m — напряжение, приложенное к щеткам.

При этом действующее значение напряжения, измеряемое вольтметрами электромагнитной системы, будет равно:

$$U = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} \left[\frac{U_m}{2} (1 - \cos x) \right]^2 dx} = 0,614 U_m.$$

Второй вольтметр в силу полной симметрии должен показать то же значение. Разумеется, это не означает, что между линейными проводами напряжение будет равно сумме этих показаний. Полное напряжение между щетками по-прежнему равно 600 в и определяется питающей сетью. Токи на землю при этом малы, так как они замыкаются через большое сопротивление вольтметров. Очевидно, среднее значение кривой рис. 2 равно 0,5 U_m .

Само по себе такое замыкание непосредственной опасности не представляет. Опасность для машины может наступить при появлении второго замыкания на землю через малое сопротивление, которое может произойти как в неподвижной цепи, так и в самом якоре. Протекающие при этом большие токи ведут к тяжелым повреждениям в обмотке, а в ряде случаев могут возникнуть и опасные вибрации вследствие наступающей при этом магнитной асимметрии. Степень асимметрии определяется величиной зоны двойного замыкания и кратностью тока, протекающего в этой зоне.

Найдем выражение для этого тока, считая, что ширина зоны двойного замыкания определяется углом α (рис. 3). Сделаем обычное в таких случаях допущение, что напряжение, подведенное к двигателю, примерно равно противо-э. д. с., развиваемой в его обмотках. В крупных машинах с относительно малым активным сопротивлением это допущение не приводит к существенным погрешностям. Будем также считать, что замыкание является глухим, т. е. внешнее сопротивление замкнутого контура равно нулю. Тогда ток, протекающий в замкнутой зоне, будет определяться э. д. с., наводимой в этой зоне, и ее сопротивлением z_α , причем расчет ведем на одну параллельную ветвь.

Величина э. д. с. замкнутой зоны является функцией угла поворота зоны x и равна:

$$u_\alpha = \frac{U_m}{2} (1 - \cos x) - \frac{U_m}{2} [1 - \cos(x - \alpha)],$$

что после соответствующих преобразований дает:

$$u_\alpha = U_m \sin \frac{\alpha}{2} \sin x.$$

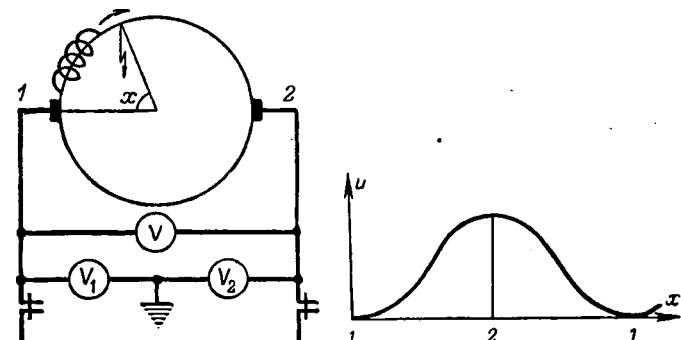


Рис. 1.

Рис. 2.

Следовательно, ток в замкнутых витках примет выражение

$$i_\alpha = \frac{U_m}{z_\alpha} \cdot \sin \frac{\alpha}{2} \sin(x - \varphi),$$

где φ — угол сдвига между током и напряжением во времени.

Действующее значение этого тока будет:

$$I_\alpha = \frac{U_m}{\sqrt{2} z_\alpha} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Кратность тока по отношению к номинальному в тех же витках определяется следующим выражением:

$$K_\alpha = \frac{U_m \cdot a \sqrt{2}}{I_n \cdot z_\alpha} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Зона двойного замыкания может расширяться до величины π ; в этом случае

$$K_\pi = \frac{\sqrt{2} U_m \cdot a}{I_n \cdot z_\pi} = \frac{I_\pi}{I_n},$$

где принято обозначение

$$I_\pi = \frac{\sqrt{2} \cdot U_m \cdot a}{z_\pi},$$

$2a$ — число параллельных ветвей.

Умножив числитель и знаменатель выражения для K_α на z_π и считая, что

$$\frac{z_\pi}{z_\alpha} \approx \frac{\pi}{\alpha},$$

получим:

$$K_\alpha = \frac{I_\pi}{I_n} \cdot \frac{\pi}{\alpha} \cdot \sin \frac{\alpha}{2}.$$

Обозначив

$$\frac{\pi}{\alpha} \cdot \sin \frac{\alpha}{2} = f(\alpha),$$

перепишем окончательно это выражение в виде:

$$K_\alpha = \frac{I_\pi}{I_n} \cdot f(\alpha).$$

График функции $f(\alpha)$ приведен на рис. 4.

Анализируя последнее выражение, видим, что при $\alpha = \pi$ кратность тока достигает минимального значения $\frac{I_\pi}{I_n}$, а по мере сужения

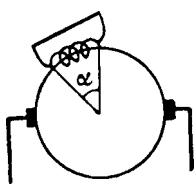


Рис. 3.

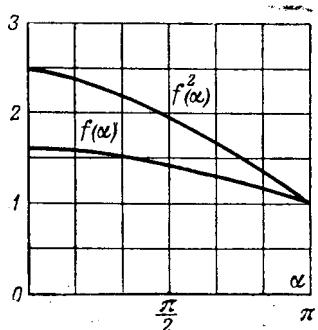


Рис. 4.

зоны двойного замыкания на корпус кратность увеличивается вместе с функцией $f(\alpha)$ до значения, примерно в 1,5 раза превышающего эту величину. Потери же в зоне двойного замыкания растут пропорционально квадрату тока и определяются функцией $f^2(\alpha)$ (рис. 4).

Таким образом, для кратности потерь в зоне двойного замыкания можно написать:

$$K_{\alpha W} = \left(\frac{I_{\pi}}{I_{\mu}} \right)^2 \cdot f^2(\alpha).$$

Потери резко увеличиваются по мере сужения зоны α двойного замыкания. Опыт также подтверждает, что максимальные разрушения в обмотках имеют место именно при коротких зонах замыкания. Магнитная асимметрия и вибра-

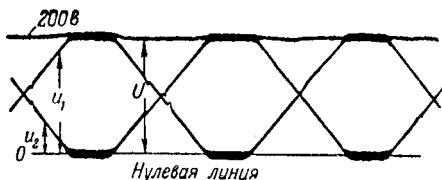


Рис. 5.

ция, наоборот, растут с увеличением этой зоны. Однако вибрации обычно не достигают опасных значений, так как вследствие повреждения обмотки при этом происходит отключение двигателя защищкой.

В лаборатории электрических машин Уральского политехнического института приведенные соотношения были дополнительно проверены на машине ПН-68, 6,5 квт, 1500 об/мин. Одна из коллекторных пластин этой машины, работающей генератором, была замкнута перемычкой на вал. Генератор был возбужден до напряжения 200 в и по схеме рис. 1 включены вольтметры, причем испытание проводилось без нагрузки.

Результаты измерений приведены в таблице.

Система прибора	$U_{\mu}, \text{ в}$	$U_1, \text{ в}$	$U_2, \text{ в}$	U_1/U_{μ}
Электромагнитный	200	123	123	0,614
Магнитоэлектрический	200	100	100	0,5

В другом опыте при тех же условиях напряжения (рис. 5) были засняты осциллогра-

фом. Как и следовало ожидать, напряжение U остается постоянным, а напряжения U_1 и U_2 являются гармоническими функциями, смещенными относительно друг друга на угол π и имеющими максимум, равный U_{μ} , а среднее значение $0,5U_{\mu}$. Действующее значение этих кривых равно $0,614U_{\mu}$.

Выводы. 1. Вольтметры магнитоэлектрической системы, часто устанавливаемые в схемах контроля заземления, не обнаруживают замыканий во вращающейся части машины.

2. Проверка мегомметром на неподвижной и обесточенной машине не всегда может обнаружить замыкание на корпус. Иногда это замыкание появляется лишь при таких дополнительных условиях, как вращение якоря, определенный нагрев, нагрузка током определенной величины.

3. Для своевременного обнаружения замыкания на корпус необходимо в схеме контроля заземления устанавливать вольтметры электромагнитной системы с обозначенной на шкале границей при $0,614 U_{\mu}$.

4. Вместо существующей практики установки двух вольтметров контроля заземления достаточно ставить один — электромагнитной системы, включенный между подводящим проводом и землей, а вместо второго вольтметра — добавочное сопротивление. При этом показателем замыкания на землю (корпус) будут значения $U=0$; $U=U_{\mu}$ и $U=0,614U_{\mu}$. Первые два показания соответствуют замыканию в неподвижных частях машины и подводящей сети, третье указывает на замыкание во вращающейся части.

5. Одновременное пользование двумя вольтметрами электромагнитной и магнитоэлектрической систем позволяет легко найти область замыкания на землю. Это особенно существенно в многоамперных, например электролизных, установках, где подъем щеток является громоздкой операцией.

6. Известно, что при одном замыкании на корпус работа машины возможна, однако замыкание на корпус во вращающейся части должно быть предметом особого внимания обслуживающего персонала. Появление второго замыкания на корпус, особенно в узкой зоне со значительными кратностями внутреннего тока, может не привести к срабатыванию нормальной защиты до выгорания соответствующей секции.

7. Для датчика защиты от двойных замыканий на корпус в двигателях можно, например, использовать через трансформатор тока наличие пульсирующей составляющей тока питающей сети, обусловленной тем, что величина противов. э. д. с. является функцией угла поворота замкнутой зоны x .

В крупных ответственных машинах для ограничения повреждения при двойных замыканиях целесообразно наряду с отключением принять меры к быстрому гашению поля.

(3.4.1956)



Заметки и письма

К СТАТЬЕ Н. С. ПОМИЛУЙКО И П. Н. ШЛЯХТО „ПУТИ УЛУЧШЕНИЯ ТЯГОВЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА“

(Электричество, № 9, 1955)

Статья посвящена актуальному вопросу и представляет несомненный интерес, однако содержание ее не решает поставленной авторами задачи.

Приведенные в статье данные пересчитанного тягового двигателя ДК-103А не соответствуют действительности. В статье имеется ряд необоснованных утверждений и принципиальных ошибок. Остановимся на некоторых из них.

1. Ссылка авторов на то, что нельзя построить тяговый двигатель постоянного тока обычной конструкции на напряжение 3 000 в часовой мощностью 750 квт по условиям коммутации и из-за больших размеров не обоснована. Так, например, на заводе НЭВЗ им. Буденного был спроектирован двигатель с кремнийорганической изоляцией часовой мощностью 850 квт при диаметре ведущего колеса 1 200 мм. Двигатель часовой мощностью 750 квт может быть построен и с изоляцией класса В при диаметре ведущего колеса 1 200 мм.

2. Не соответствует действительности утверждение авторов, что нельзя у двигателей без компенсационной обмотки ослаблять поле более 50...40%. Так, у двигателя НБ-406 часовой мощностью 575 квт ослабление поля доведено до 36%, а за границей имеются двигатели, вполне удовлетворительно работающие с ослабленным полем до 30%.

3. Снижение напряжения между смежными коллекторными пластинами вблизи сбегающего края щетки затрудняет не возникновение кругового огня, как об этом пишут авторы, а появление искрения на коллекторе. Как известно, при наличии искрения под щетками круговой огонь возникает не всегда. Бывают случаи, когда двигатель работает практически без искрения и в то же время у него бывают частые случаи кругового огня, как, например, у двигателя ДК-103А. Кстати следует отметить, что при тщательной настройке коммутации и устраниении, в первую очередь, всех механических причин искрения у двигателей ДК-103А не бывает кругового огня, о чем свидетельствует опыт Ленинград-Балтийского электродепо Октябрьской железной дороги, ремонтирующего тяговые двигатели для Ленинград-Финляндского участка.

4. Несколько, что хотели сказать авторы о «втором воздушном зазоре». Сплошная станина у машин постоянного тока никак не может быть отнесена к недостаткам дополнительных полюсов. Дополнительный воздушный зазор оказывает весьма положительное действие на коммутацию тяговых двигателей в переходных режимах, так как он значительно уменьшает демпфирующее действие вихревых токов.

5. Применение компенсационной обмотки, безусловно, скажется благоприятно на коммутации машины. Однако это связано со значительным удорожанием машины и трудоемкостью ремонта.

6. Как известно, применением шихтованной станины нельзя полностью уничтожить вихревые токи, хотя они в результате этой меры значительно уменьшаются. Кроме того, изменение магнитного потока отстает от изменения тока вследствие наведения э. д. с. самоиндукции в коммутирующихся секциях обмотки якоря двигателя. Поэтому при внезапных включениях вращающегося двигателя будет иметь место «всплеск» тока, и ток не сможет возрасти так, как это показано на рис. 4 (кривая 2). По-видимому, авторы в произведенных ими расчетах этой кривой допустили принципиальные ошибки. В справедливости этого замечания можно убедиться, если проделать опыт включения вращающегося коллекторного двигателя однофазного тока последовательного возбуждения на напряжение постоянного тока.

Кроме того, у компенсированных машин постоянного тока могут иметь место искрение и даже возникать круговой огонь. Поэтому утверждение авторов, что применение компенсационной обмотки и шихтованной станины делает машину полностью устойчивой против возникновения кругового огня по крайней мере пока преждевременно, так как еще не было проведено экспериментов даже на малых машинах.

Нельзя не отметить того факта, что приведенные в статье размеры секций не укладываются в размеры паза. Так, если высота секций составляет 27,7 мм, то две секции по высоте паза займут 55,4 мм, и с учетом высоты клина (4 мм) высота паза должна быть 59,4 мм, а не 54 мм. Если бы даже секции и поместились в указанный паз, то тогда в секции не могут быть уложены проводники размером 5,5 мм. В действительности же при приведенных в статье размерах паза может быть уложен проводник сечением 24,2 мм², а плотность тока при этом получается 5,5 а/мм², а не 3,85 а/мм², как указано.

Сопротивление обмотки главных полюсов равно 0,199 ом, сопротивление компенсационной обмотки — 0,2 ом. В статье же приведены другие значения сопротивлений обмоток, а именно, главных полюсов 0,088 ом и компенсационной обмотки 0,14 ом. Следовательно, полное сопротивление обмоток двигателя равно 0,67 ом, а у двигателя ДК-103А — 0,69 ом. Таким образом, потери в обмотках статора пересчитанного авторами двигателя равны 6 950 вт, а у ДК-103А — 7 340 вт, т. е. почти такие же, а не в 2 раза меньше, как указано.

Перегрев обмоток статора в длительном режиме равен 100°С, в часовом режиме — 80°С, а не 40...50°С.

Авторы пишут, что обмотку главных полюсов и компенсационную обмотку лучше выполнять двухслойными, в то время как у самих авторов двигатель рассчитан на однослоинные обмотки. Это следует из того, что в основных данных пересчитанного двигателя указано число секций обмоток, вдвое большее числа пазов.

Конструкция двигателя крайне не технологична. Если бы эксперимент, который должен быть поставлен авторами, подтвердил целесообразность применения тяговых двигателей подобной модификации, то безусловно, конструкцию его следовало бы изменить и сделать по образцу двигателя с компенсационной обмоткой, описанного в статье К. Töfflinger «Мотор новейшего аккумуляторного вагона» (E. Bahnen, № 11, стр. 246—248, 1955).

Ссылка на расчет склонности двигателя к круговому огню по А. И. Москвитину может удивить читателя, так как после 1932 г. было предложено много других, более совершенных и точных методов.

Создается впечатление, что статья написана наспех; она вводит в заблуждение читателей, отвлекая широкие круги инженерной общественности от борьбы за внедрение наиболее прогрессивного вида электрической тяги на однофазном токе промышленной частоты.

Кандидат техн. наук, доц. Д. М. Лупкин

Ленинградский институт инженеров
железнодорожного транспорта

* * *

Перед тем, как перейти к ответам на замечания Д. М. Лупкина, мы считаем необходимым отметить, что в нашей статье были изложены принципиальные положения в развитии тягового электромашиностроения и приведены расчеты, показывающие реальность осуществления предлагаемых нами решений, при конкретном конструировании тяговых двигателей постоянного тока.

1. Впп. 1 и 2 замечаний непонятно, чем руководствовался Д. М. Лупкин, указывая на необоснованность нашего утверждения о значительных трудностях создания тяговых двигателей постоянного тока обычной конструкции с осевой подвеской на напряжение 1 500...3 000 в мощностью 700...800 квт.

Указывая, что заводом НЭВЗ им. Буденного спроектированы тяговые двигатели постоянного тока на напряжение 3 000 в мощностью 850 и 750 квт, Д. М. Лупкин не оговаривает при этом их конструкцию. Дело в том, что эти двигатели предназначены для пассажирских электропоездов и спроектированы не с осевой подвеской, а с независимым подвешиванием, при котором габаритные ограничения сказываются в меньшей степени. Кроме того, следует отметить, что проект двигателя мощностью 850 квт был отвергнут Министерством путей сообщения именно по тем соображениям, которые приведены в нашей статье.

Очень важным обстоятельством является то, что расход меди на статорные обмотки в предлагаемых нами новых двигателях при ослаблении поля до 25...30% будет значительно меньше по сравнению с обычными. Вот этот важный фактор Д. М. Лупкин пытается завуалировать

рассуждениями о возможности или невозможности постройки тяговых двигателей мощностью 750..850 квт.

2. Рассмотрение п. 3 замечаний показывает, что они основаны на недоразумении. О каком искрении на коллекторе вблизи сбегающего края щеток может идти речь, когда напряжение между пластинами в этой зоне составляет 10..20 в?

Здесь автор замечаний умолчал, что исследования акад. К. И. Шенфера, а также более поздние исследования самого Д. М. Лупкина, опубликованные в печати, показывают, что пробивное напряжение находится в пределах 100..400 в в зависимости от условий.

Ссылка Д. М. Лупкина на опыт Ленинград-Балтийского электродепо, эксплуатирующего двигатели ДК-103А, неудачна, так как напряжение сети там составляет 1500 в, а не 3000 в, как это имеет место на других участках, опыт эксплуатации которых имеется нами в виду.

3. В п. 5 Д. М. Лупкин ошибочно указывает, что применение компенсационной обмотки благоприятно скажется на коммутации машин. Известно, что компенсационная обмотка стабилизирует распределение потенциала между коллекторными пластинами, повышая устойчивость против кругового огня.

Далее непонятно, на основании каких данных Д. М. Лупкин говорит о значительном удорожании машины с компенсационной обмоткой. Если предположить, что при освоении таких машин будет иметь место удорожание за счет еще не налаженной технологии, то оно будет компенсироваться уменьшением расхода меди, повышением надежности работы и технических скоростей, а также экономией электроэнергии в связи с полной возможностью применения рекуперации на моторных вагонах с новыми двигателями. Что же касается повышенных ремонтных расходов, то с таким же успехом можно утверждать об уменьшении их по соображениям снижения аварийности в связи с большей надежностью предлагаемого двигателя.

4. В п. 6 Д. М. Лупкин допускает излишне вольное толкование нашей статьи. Им приведены невысказанные в нашей статье утверждения, что шихтованный статор и компенсационная обмотка «полностью» устраниют круговой огонь и искрение. Далее Д. М. Лупкин на основании только предположений и выводов из непроделанного им опыта включения однофазных двигателей пытается отрицать несомненно более высокие качества компенсированных машин с шихтованным остовом.

Сделанная нами ссылка на расчеты, произведенные А. И. Москвитиным, вызвала у Д. М. Лупкина реакцию удивления. Не следует забывать, что А. И. Москвитин производил большие опыты над мощными машинами постоянного тока с компенсационными обмотками и имел возможность корректировать свои расчеты опытом.

5. Замечания Д. М. Лупкина о конструктивном и технологическом исполнении не принципиальны. Конкретное проектирование предлагаемых машин может позволить найти лучшее решение, и спорить по этому поводу в настоящее время беспредметно.

6. В примере расчета двигателя ДК-103 по вине авторов вкрадалась опечатка в размер паза. Как правильно отмечает Д. М. Лупкин, величина высоты паза статора должна быть 59,4 мм.

Приведенный им пересчет потерь и температур обмотки статора для высоты паза 54 мм показывает, какие большие резервы заложены в данной конструкции. При получившейся плотности тока 5,5 а/мм² потери остались такими же, как и у двигателя ДК-103, а перегрев в длительном режиме получился равным 100°C, что является нормальным эксплуатационным перегревом. Таким образом, Д. М. Лупкин приведенным им уточнением наглядно подчеркнул перспективность предлагаемых нами обмоток, которые допускают плотность тока до 5..6 а/мм².

7. Предлагаемое нами новое решение в развитии тяговых двигателей было опубликовано в журнале «Электричество» после заключений специалистов «Динамо» им. Кирилова, заранее НЭВЗ им. Буденного и Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. Кроме того, эти предложения обсуждались на научной конференции в МИИТ в 1954 г. Общее мнение, высказанное в этих заключениях, сводится к целесообразности осуществления проекта и разработки опытных двигателей предлагаемой конструкции.

В связи с вышесказанным нельзя согласиться с вы-

водом Д. М. Лупкина о том, что статья вводит в заблуждение читателей, отвлекая их от борьбы за внедрение наиболее прогрессивного вида электрической тяги на однофазном токе промышленной частоты. Автор замечаний упускает из виду, что предлагаемые нами тяговые двигатели наиболее полно удовлетворяют требованиям работы и на однофазных электровозах нормальной частоты с игнитронными выпрямителями, опытные образцы которых в настоящее время строятся на заводе НЭВЗ.

В заключение необходимо отметить, что Д. М. Лупкин в своих замечаниях сожалеет о том, что мы не обратились к статье K. Töfflinger «Мотор новейшего аккумуляторного вагона», опубликованной в El. Bahnen, № 11, ноябрь, 1955. Авторы статьи при всем желании не смогли бы этого сделать, так как наша статья была передана в редакцию в апреле 1955 г., а опубликована в № 9, Электричество 1955 г. К тому же в статье K. Töfflinger речь идет о совершенно другой конструкции двигателей на низком напряжении.

К сожалению, Д. М. Лупкин критиковал нашу статью с непринципиальных позиций, а такая критика не может способствовать развитию тягового электромашиностроения.

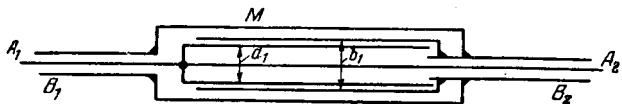
Кандидат техн. наук Н. С. Помилуйко и кандидат техн. наук, доц. П. Н. Шляхто

БЕЗИНДУКЦИОННЫЙ КОНДЕНСАТОР ДЛЯ ЕМКОСТНОГО ДЕЛИТЕЛЯ ИМПУЛЬСНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

При осциллографировании высоких импульсных напряжений пользуются делителями напряжений, в том числе емкостными. В последнем случае геометрические размеры и выводы конденсатора, параллельно которому подключается осциллограф, приводят иногда к тому, что за их счет на зажимах конденсатора возникает чрезмерная паразитная э. д. с. самоиндукции [Л. 1].

В таких случаях предлагается применять специальный конденсатор для делителя напряжения с дополнительной парой потенциальных выводов, предназначенных для подключения к ним осциллографа и позволяющих избавиться от паразитной э. д. с. самоиндукции, неизбежно возникающей на его основных выводах, при помощи которых конденсатор включается в цепь делителя.

Конструкция такого конденсатора показана на рисунке, где a_1 и b_1 — цилиндрические обкладки конденсатора; M — металлический кожух; B_1 и B_2 — металлические трубы; A_1 , A_2 — провод.



Конденсатор для емкостного делителя импульсных напряжений.
 a_1 и b_1 — цилиндрические обкладки конденсатора; M — металлический кожух; B_1 и B_2 — металлические трубы; A_1 , A_2 — провод.

К внутренней обкладке a_1 подсоединен осевой провод A_1A_2 . Металлические трубы B_1 и B_2 , соединенные между собой через металлический кожух M , подключены к внешней обкладке b_1 . Концами A_1 и B_2 конденсатор включается в цепь делителя, а с A_2 и B_1 его напряжение подается на осциллограф.

Ток делителя, попадая в конденсатор через ввод A_1 , вытекает из него по трубке B_2 , цилинду M и трубке B_1 . Поле, возникающее в зазоре между цилиндром M и конденсатором, будет возбуждать в последнем пропорциональную его длине э. д. с. самоиндукции. То же поле и такую же э. д. с. будут возбуждать и в соответствующем отрезке провода A_1A_2 . Эти э. д. с. в измерительном контуре будут направлены навстречу, и их сумма на потенциальных выводах A_2 и B_1 будет равняться нулю.

Для получения достаточной емкости конденсатор может быть выполнен в форме многослойного цилиндрического конденсатора.

Литература

1. М. Ф. Пашин. Делитель напряжения для генератора импульсных напряжений большой мощности. Электричество, № 5, 1956.

Кандидат техн. наук М. Ф. Пашин

По страницам технических журналов

РЕЖИМЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ С ВОДОРОДНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Внедрение водорода в качестве охлаждающей среды позволило повысить номинальную мощность турбогенераторов на 25...30% при тех же затратах активных материалов, что и у машин с воздушным охлаждением. Повышение рабочего давления водорода в корпусе генератора создало возможность дальнейшего увеличения нагрузки этих машин по сравнению с номинальной нагрузкой при обычном давлении 0,035 ати. Так, например, согласно американской практике мощность генератора при номинальном $\cos \varphi$ может быть повышена на 15% при давлении водорода 1,05 ати и на 25% при давлении 2,1 ати. Это приводит к более эффективному использованию активных элементов конструкции турбогенераторов. В связи с этим назрела необходимость в уточнении тепловых процессов и режимов при эксплуатации турбогенераторов, которые необходимо положить в основу для установления предельно допустимых нагрузок машин в зависимости от

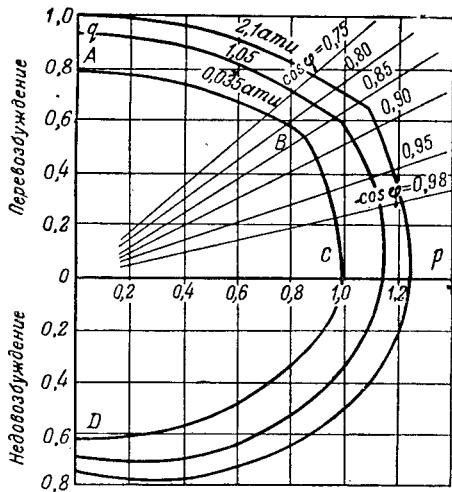


Рис. 1. Кривые допустимых нагрузок генератора (в относительных единицах) при различных режимах и давлениях водорода.

q — реактивная нагрузка; p — активная нагрузка.

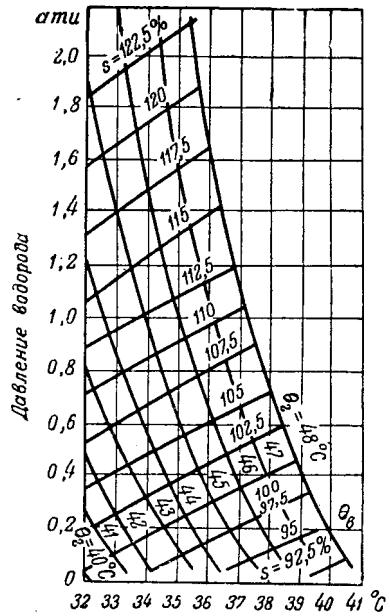
режима давления водорода в корпусе. Стандарты и нормы поддержания тепловых режимов во время эксплуатации турбогенераторов, существующие в США и Западной Европе, были созданы до внедрения машин с водородным охлаждением и поэтому требуют пересмотра как уставки.

Для определения допустимой нагрузки генераторов в киловольт-амперах при различных режимах возбуждения и различных давлениях охлаждающего газа в корпусе машины используются заводские кривые, связывающие активную и реактивную мощности. Пример таких кривых (турбогенератор с $\cos \varphi_n = 0,85$) приведен на рис. 1. В пределах нагрузок при $\cos \varphi = 1 \dots 0,85$ (участок BC) кривые мощности построены, исходя из ограничений, накладываемых нагревом статорных обмоток, а в пределах $\cos \varphi = 0,85 \dots 0$ (участок AB) — нагревом роторных обмоток, когда ток возбуждения может значительно превзойти номинальное значение и поэтому требуется его ограничение. При нагрузках с $\cos \varphi = 1 \dots 0$ (участок CD) в области недовозбуждения генератора его нагрузка ограничивается допустимым нагревом крайних пакетов стали, нажимных плит и пальцев. При построении этих кривых учтено также вредное влияние больших разностей температурных удлинений меди обмотки статора и стали сердечника.

Достижение требующихся режимов нагрузки генератора тесно связано с тщательным поддержанием соответ-

ствующих режимов температуры холодного водорода и расхода охлаждающей воды при заданной ее температуре. Температура холодного водорода в корпусе генератора не должна быть ниже 25°С и выше 48°С. Первое требование необходимо выполнить во избежание конденсации влаги на поверхности холодных трубок газоохладителей при достижении точки росы, а второе — во избежание нарушения линии валов турбины и генератора. При высоких температурах холодного газа наблюдается также коробление торцов корпуса машины и связанное с этим нарушение работы всех соединений и уплотнений торцовых элементов корпуса турбогенератора.

Исходя из этих условий, фирмой Вестингауз рекомендуются кривые нагрузок генератора, связывающие их с режимом давления и температурой холодного газа, а также температурой охлаждающей воды (рис. 2). Эти кривые построены для номинального расхода воды через газоохладители и при условии поддержания постоянной температуры меди обмоток статора. Для того чтобы иметь возможность поддерживать среднюю температуру охлаж-



дающей среды в корпусе генератора постоянной, необходимо с ростом давления этой среды повышать температуру холодного газа (но не более 48°), так как температура горячего газа при этом снижается.

Приведенные кривые основаны на расчетных данных, обеспечивающих необходимый гарантийный запас. Действительные температуры обмоток ротора и статора при различных режимах нагрузки и давлениях водорода часто существенно отличаются от проектных, в связи с чем генераторы систематически не догружаются. При наличии надежных и точных способов измерения температур обмоток номинальные проектные нагрузки могли бы быть заметно увеличены тем более, что очень часто турбины имеют достаточный запас мощности. При этом наибольшую трудность представляет измерение истинных температур горячих точек меди обмотки статора.

Возможность увеличения нагрузки генератора с повышением давления охлаждающего газа ограничивается нагревостойкостью изоляции обмоток статора. Для крупных турбогенераторов обычно применяют изоляцию класса В, для которой нормами AIFE рекомендуется поддерживать температуру наиболее горячей точки меди статора

По страницам технических журналов

РЕЖИМЫ ЭКСПЛУАТАЦИИ ТУРБОГЕНЕРАТОРОВ С ВОДОРОДНЫМ ОХЛАЖДЕНИЕМ

Внедрение водорода в качестве охлаждающей среды позволило повысить номинальную мощность турбогенераторов на 25...30% при тех же затратах активных материалов, что и у машин с воздушным охлаждением. Повышение рабочего давления водорода в корпусе генератора создало возможность дальнейшего увеличения нагрузки этих машин по сравнению с номинальной нагрузкой при обычном давлении 0,035 ати. Так, например, согласно американской практике мощность генератора при номинальном $\cos \varphi$ может быть повышена на 15% при давлении водорода 1,05 ати и на 25% при давлении 2,1 ати. Это приводит к более эффективному использованию активных элементов конструкции турбогенераторов. В связи с этим назрела необходимость в уточнении тепловых процессов и режимов при эксплуатации турбогенераторов, которые необходимо положить в основу для установления предельно допустимых нагрузок машин в зависимости от

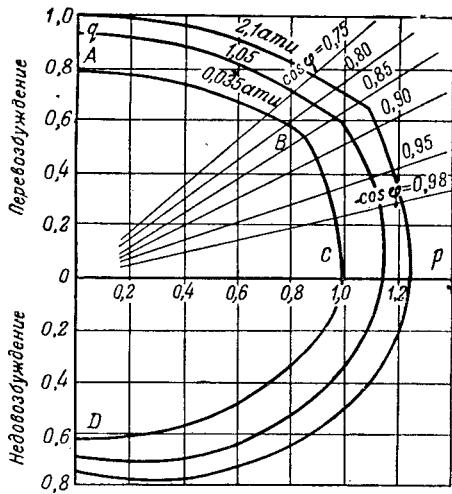


Рис. 1. Кривые допустимых нагрузок генератора (в относительных единицах) при различных режимах и давлениях водорода.

q — реактивная нагрузка; p — активная нагрузка.

режима давления водорода в корпусе. Стандарты и нормы поддержания тепловых режимов во время эксплуатации турбогенераторов, существующие в США и Западной Европе, были созданы до внедрения машин с водородным охлаждением и поэтому требуют пересмотра как установленные.

Для определения допустимой нагрузки генераторов в киловольт-амперах при различных режимах возбуждения и различных давлениях охлаждающего газа в корпусе машины используются заводские кривые, связывающие активную и реактивную мощности. Пример таких кривых (турбогенератор с $\cos \varphi_n = 0,85$) приведен на рис. 1. В пределах нагрузок при $\cos \varphi = 1 \dots 0,85$ (участок BC) кривые мощности построены, исходя из ограничений, накладываемых нагревом статорных обмоток, а в пределах $\cos \varphi = 0,85 \dots 0$ (участок AB) — нагревом роторных обмоток, когда ток возбуждения может значительно превзойти номинальное значение и поэтому требуется его ограничение. При нагрузках с $\cos \varphi = 1 \dots 0$ (участок CD) в области недовозбуждения генератора его нагрузка ограничивается допустимым нагревом крайних пакетов стали, нажимных плит и пальцев. При построении этих кривых учтено также вредное влияние больших разностей температурных удлинений меди обмотки статора и стали сердечника.

Достижение требующихся режимов нагрузки генератора тесно связано с тщательным поддержанием соответствия

режимов температуры холодного водорода и расхода охлаждающей воды при заданной ее температуре. Температура холодного водорода в корпусе генератора не должна быть ниже 25°C и выше 48°C. Первое требование необходимо выполнить во избежание конденсации влаги на поверхности холодных трубок газоохладителей при достижении точки росы, а второе — во избежание нарушения линии валов турбины и генератора. При высоких температурах холодного газа наблюдается также коробление торцов корпуса машины и связанное с этим нарушение работы всех соединений и уплотнений торцовых элементов корпуса турбогенератора.

Исходя из этих условий, фирмой Вестингауз рекомендуются кривые нагрузок генератора, связывающие их с режимом давления и температурой холодного газа, а также температурой охлаждающей воды (рис. 2). Эти кривые построены для номинального расхода воды через газоохладители и при условии поддержания постоянной температуры меди обмоток статора. Для того чтобы иметь возможность поддерживать среднюю температуру охлаж-

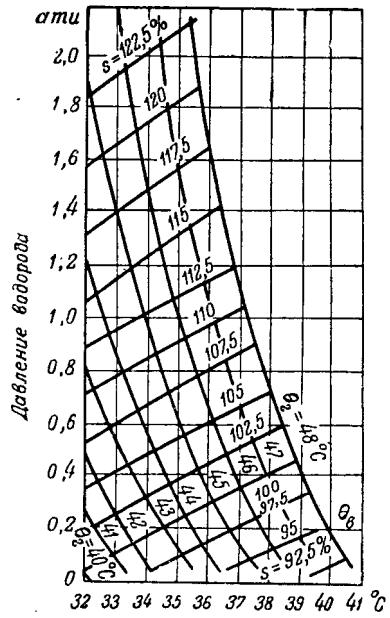


Рис. 2. Регулировочные кривые генератора при номинальном расходе воды и коэффициенте мощности, равном номинальному или выше.
 θ_2 — температура охлаждающей воды; θ_2 — температура водорода;
 S — нагрузка генератора.

дающей среды в корпусе генератора постоянной, необходимо с ростом давления этой среды повышать температуру холодного газа (но не более 48°C), так как температура горячего газа при этом снижается.

Приведенные кривые основаны на расчетных данных, обеспечивающих необходимый гарантийный запас. Действительные температуры обмоток ротора и статора при различных режимах нагрузки и давлениях водорода часто существенно отличаются от проектных, в связи с чем генераторы систематически не догружаются. При наличии надежных и точных способов измерения температур обмоток номинальные проектные нагрузки могли бы быть заметно увеличены тем более, что очень часто турбины имеют достаточный запас мощности. При этом наибольшую трудность представляет измерение истинных температур горячих точек меди обмотки статора.

Возможность увеличения нагрузки генератора с повышением давления охлаждающего газа ограничивается нагревостойкостью изоляции обмоток статора. Для крупных турбогенераторов обычно применяют изоляцию класса В, для которой нормами AIEF рекомендуется поддерживать температуру наиболее горячей точки меди статора

130° С, холодного воздуха 40° С, превышение температуры обмоток по показаниям термодетекторов над температурой холодного воздуха 80° С, а погрешность показаний термодетекторов, следовательно, считать равной 10° С.

Высокие потенциалы обмотки статора не позволяют непосредственно измерить температуру наиболее горячих точек меди. О ее величине судят по показаниям термосопротивлений, закладываемых в пазу между сторонами катушек обмотки. Однако показания термодетекторов всегда ниже действительных температур. Наибольшее влияние оказывает температурный перепад в пазовой изоляции статорной обмотки, как видно из рис. 3. В некоторых конструкциях генераторов он доходит до 70...80%.

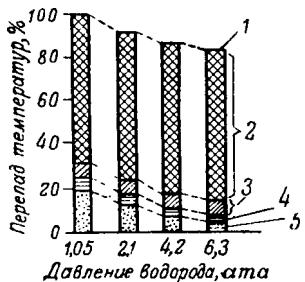


Рис. 3. Распределение температур по элементам статора. 1 — медь; 2 — изоляция; 3 — сталь; 4 — поверхность вентиляционного канала; 5 — газ.

Фирмами Дженирал Электрик (США) и Альстом (Франция) выполнены аналитические, заводские и эксплуатационные исследования тепловых режимов крупных турбогенераторов и синхронных компенсаторов с водородным охлаждением. Заводским испытаниям подверглись четыре турбогенератора: 1) 18,75 Mva, 13,8 кв, $\cos \phi = 0,8$; 2) и 3) 100 Mva и 105,8 Mva, 14,4 кв, $\cos \phi = 0,85$; 4) 129 Mva, 20 кв, $\cos \phi = 0,9$ — и синхронный компенсатор 60 Mvar, 11,7 кв, 2970 а. Первый генератор испытывался под нагрузкой при номинальном $\cos \phi$, а остальные генераторы и синхронный компенсатор — в режиме короткого замыкания и холостого хода. Генераторы № 2 и 4 и синхронный компенсатор подвергались также эксплуатационным испытаниям.

Исследованиями установлены обоснованные тепловые режимы эксплуатации машин, уточнены погрешности показаний термодетекторов против действительных температур горячих точек меди обмоток и получен удовлетворительный метод их определения.

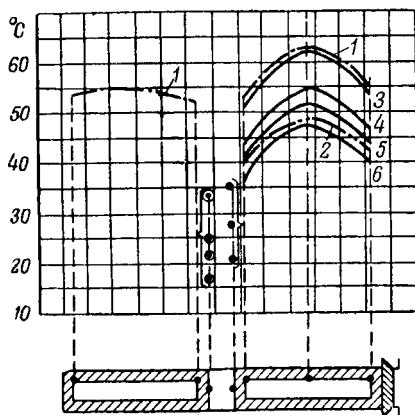


Рис. 4. Перегрев стержней обмотки статора синхронного компенсатора 60 Mva над средней температурой охлаждающей среды.

1 — в воздухе при токе в статорной обмотке 2500 а; 2 — в водороде 0,035 ати и токе 2500 а; 3 — в водороде 0,07 ати и токе 2970 а;

4 — то же 0,5 ати; 5 — то же 1,0 ати; 6 — то же 2,0 ати.

○ — показания термосопротивлений между сторонами катушек при давлении водорода: 0,07; 0,5; 1,0 и 2,0 ати.

● — то же, но термопар при давлении водорода: 0,07; 0,5 и 2,0 ати.

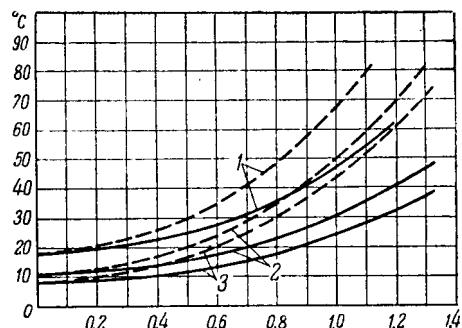


Рис. 5. Превышения температур наиболее горячей точки меди и соответствующего термосопротивления над температурой холодного водорода (40° С) в зависимости от относительной нагрузки. Генератор 100 Mva; 14,4 кв; 3600 об/мин

1 — давление водорода 0,035 ати; 2 — то же 1,05 ати; 3 — то же 2,10 ати. Пунктирные линии — перегревы меди, сплошные — перегревы термосопротивлений.

Определение температуры меди производилось аналитическими способами и проверялось при помощи термодетекторов, заложенных под изоляцию катушки непосредственно на медь. Проверочные замеры выполнялись во время заводских испытаний машин в режиме короткого замыкания.

Наиболее горячая точка меди находится в середине боковой стороны верхней катушки (рис. 4). Более сильный нагрев стержней этой катушки объясняется повышенными потерями от вихревых токов в них и добавочными потерями в зубцах стали, вызываемыми вращающимся возбужденным ротором. Это подтверждается более низкими температурами меди и термодетекторов в этих стержнях, измеренными при заводских испытаниях этих генераторов в режиме короткого замыкания и холостого хода. Наиболее горячая точка охлаждающего газа находится в зазоре между статором и ротором, в середине машины.

Разность температур наиболее горячей точки меди и соседнего термосопротивления возрастает с повышением давления водорода примерно в квадрате отношения токовых нагрузок меди при соответствующих давлениях газа. Из эксплуатационных испытаний генераторов выяснилось, что эта разность достигает 21° С при давлении водорода 0,035 ати и токе I_n . 27° С при давлении 1,05 ати и токе $1,15I_n$ и 32° С при давлении 2,1 ати и токе $1,25I_n$. На рис. 5 показаны графики превышения температур наиболее горячих точек меди статора и соответствующих термодетекторов над температурой холодного газа, полученные на основании эксплуатационных испытаний генератора.

Испытания показали, что для получения максимально возможной нагрузки генератора нельзя превышать допустимую для изоляции класса В температуру 130° С независимо от применяемого давления водорода. Рекомендованный Американским обществом инженеров-электриков перепад температур в 80° С между показаниями термодетекторов в пазу и газом недопустимо завышен и требует пересмотра. Предлагаемые максимально допустимые токовые нагрузки генератора при различных давлениях водорода в его корпусе и соответствующих им температурных режимах приведены в таблице.

Поддерживаемые давление водорода в корпусе, ати	температура холдного водорода, °С	Превышение температуры меди обмоток над температурой холодного газа по показаниям термодетекторов, °С	Относительные нагрузки генератора при номинальном давлении водорода в корпусе, ати		
			0,035	1,05	2,10
0,035	40	60	1,0	—	—
1,05	44	50	1,15	1,0	—
2,10	46	45	1,25	1,086	1,0

Наиболее удобный способ определения средней температуры обмотки ротора на ходу генератора заключается в измерении ее сопротивления (отношение напряжения на колышах генератора к току возбуждения) и последующем сравнении этой величины с сопротивлением обмотки при известной температуре. Для этих измерений применяют специальный омметр, градуированный в градусах и обеспечивающий точность измерения в пределах 2%. Для устранения влияния переходного сопротивления щеток, зависящего от величины тока возбуждения, разработаны два метода: применение специального нажимного устройства на щетки, используемого при снятии показаний прибора, и применение самостоятельного щеточного токосъема для цепи напряжения прибора и специальной схемы включения измерительных приборов. Максимальное падение напряжения в главных щетках при номинальном токе возбуждения составляет около 4 в.

Для контроля температуры крайних пакетов стали статора и нажимных пальцев желательно заложить в них соответствующие термодетекторы с вынесением их показаний на щит управления.

Измерение температур наиболее горячих точек меди статорных обмоток в генераторах с непосредственным внутренним охлаждением обмоток статора значительно облегчается, так как температура горячего газа, выходящего из каналов в меди обмоток, неизначительно отличается от температуры горячей точки меди. Эта разность определяется ничтожным перепадом температур в тонком слое изоляции и стенке вентиляционных трубок. Поэтому показания термосопротивлений, помещенных в струе выходящего из каналов горячего газа, являются практически точными.

Литература

1. C. C. Sterrett, R. A. Towne. Tr. AIEE, т. 74, ч. III, стр. 433, 1955.
2. R. L. Winchester. Tr. AIEE, т. 74, ч. III, стр. 381, 1955.
3. J. R. M. Alger, C. E. Kilbourne, D. E. Snell. Tr. AIEE, т. 74, ч. III, стр. 232, 1955.
4. R. A. Bodry, P. R. Heller, H. K. Reamay. Tr. AIEE, т. 71, ч. III, стр. 214, 1952.
5. M. M. Liwschitz-Garik. Tr. AIEE, т. 74, ч. III, стр. 752, 1955.
6. Scherzer, Rueelle. Bull. SFE, т. V, сер. 7, стр. 510, № 56, 1955.
7. S. Beckwith, B. M. Koetting, L. T. Rosenberg, G. W. Staats. Power Appar. and Systems, стр. 56, № 17, 1955.
8. E. W. Connop, S. Y. Morley. CIGRE, докл. № 129, 129^{бис}, 1956.

Инж. А. М. Берковский

ГОРОДСКОЙ РЕЛЬСОВЫЙ ЭЛЕКТРОТРАНСПОРТ ЗА РУБЕЖОМ¹

(Обзор)

Провозная способность основных видов современного массового городского пассажирского электрического транспорта представляется в следующем виде.

Метрополитен обеспечивает пропускную способность, достигающую 45 пар поездов в час, и осваивает пассажироперевозки, составляющие в США 96 тыс., а в Европе 60 тыс. пассажиров в час. Метрополитен применяется главным образом в городах с населением, превышающим 1 млн. чел.

Трамвай обеспечивает пропускную способность однопутной линии в 20 и более поездов в час, причем максимальные пассажироперевозки в Европе, осваиваемые трамвайными вагонами с прицепами или вагонами сочлененного типа, достигают 13,8 тыс. пассажиров в час. В США, где преимущественно используется одновагонная тяга, пассажироперевозки составляют 12 тыс. пассажиров в час, а в часы пик — до 15 тыс. Трамвай применяется

в качестве основного вида пассажирского транспорта в городах, не имеющих метрополитена, с населением до 1 млн. жителей.

В течение длительного времени трамвай являлся ведущим видом массового пассажирского транспорта и в первое время своего существования быстро развивался. Так, с 1900 по 1910 г. число трамвайных вагонов мира возросло с 3 500 до 12 000 единиц, достигнув к 1941 г., по данным автора обзора, 110 тыс. вагонов, при протяженности трамвайных путей 37 тыс. км по оси улиц, с эксплуатацией трамвая в 510 городах мира.

За последнее время трамвай явно перестает быть основным видом массового пассажирского транспорта, уступая место безрельсовому транспорту. С 1925 по 1955 г. численность подвижного состава трамвая в США упала с 60 тыс. до 8,4 тыс. вагонов. В Великобритании за этот же период времени число вагонов, находящихся в эксплуатации, снизилось с 14,7 тыс. до 2,1 тыс., а в Германии — с 10,2 тыс. до 4,7 тыс. единиц подвижного состава. Отдельные города вовсе отказались от трамвайного движения (Париж в 1937 г., Лондон в 1953 г.).

В современных городах-гигантах работают, как правило, все основные виды массового электрического пассажирского транспорта. Так, в Европе из 48 городов (100%), являющихся членами Международного транспортного общества, 28 (58%) эксплуатируют трамвай, троллейбус и автобус, 12 (25%) — трамвай и троллейбус, 6 (12,5%) — один троллейбус и только в отдельных городах (4%) находится в эксплуатации только автобус. Аналогичные тенденции наблюдаются и в других городах мира.

Распределение пассажироперевозок в США и Великобритании по отдельным видам транспорта, а также численность этих видов транспорта приведены в табл. 1 и 2.

Характерной особенностью пассажироперевозок США за период 1946—1954 гг. является резкое снижение общих пассажироперевозок, выполненных всеми видами массового городского пассажирского транспорта, на 46,5% и в том числе по метрополитену на 32%, по трамваю на 82%, что повлекло за собой также снижение средней наполняемости подвижного состава на 35%.

Анализ пассажироперевозок городов Великобритании показывает, что к 1955 г. трамвай обеспечивал всего 7% общих перевозок массового пассажирского транспорта против 23,5% в 1940 г., при этом доля пассажироперевозок автобуса к 1955 г. достигла 83%. В отличие от США общие пассажироперевозки в Великобритании за последние годы не упали.

Метрополитен. Первая подземная линия метрополитена, эксплуатировавшаяся сначала на паровой тяге, была сооружена в Лондоне в 1867 г. Электрическая тяга на метрополитене была введена впервые в Будапеште в 1897 г. Метрополитен эстакадного исполнения был осуществлен в Нью-Йорке в 1887 г. и эксплуатировался до 1904 г. на паровой тяге. Паровая тяга применялась на Чикагском метрополитене до 1939 г. и использовалась на Берлинской окружной городской железной дороге до 1929 г.

В настоящее время во всем мире имеется 24 действующих метрополитена (без СССР). Общая протяженность их линий может быть оценена в 1 500 км, в том числе около 30% наземных линий на эстакадах, 10% в туннелях глубокого заложения, 50% в туннелях мелкого заложения и 10% на обособленном полотне железнодорожного типа. Большинство метрополитенов мира имеет двухпутное исполнение, за исключением Нью-Йорка, где для одного направления движения предусматриваются двухпутные магистрали. По одному из путей пропускаются поезда местного сообщения, следующие с нормальными остановками через 0,8 км, а по другому — экспрессные поезда, идущие с перегонами 3...6 км без остановочно. В районе, прилегающем к центру, применяются трехпутные линии одного направления, служащие для пропускания дополнительных поездов в сторону преобладающих пассажирских потоков и обеспечивающие возможность ремонта путевого и туннельного хозяйства без остановки движения.

За последнее время в метрополитеностроении наблюдалась тенденция использования облегченного подвижного состава (Чикаго и Нью-Йорк). В 1955 г. на одной из линий Парижского метрополитена былпущен первый опытный подвижной состав на резиновых шинах. Подвижной состав этой линии выполнен в виде вагонов сочлененного типа, имеющих помимо обычных полускатов резиновые пневма-

¹ По материалам иностранной периодики за последние 4 года.

Развитие городского пассажирского электрического транспорта в США

Вид транспорта	Годы	Подвижной состав		Протяженность в одно-путном исчислении		Годовой пробег за предыдущий год		Пассажироперевозки за предыдущий год	
		шт.	%	тыс. км	%	млн. машино-км	%	млн. чел.	%
Трамвай, метрополитен, троллейбус и автобус	1931	86 263	100	104,96	100	4 000	100	15 567	100
	1941	75 464	87,5	96,78	92,0	4 130	104,0	13 998	85,0
	1954	81 234	94,0	108,18	104,0	4 470	111,0	12 218	78,0
Трамвай	1931	55 150	64,0	55,0	53,0	2 510	63,0	10 563	67,7
	1941	26 630	35,0	29,7	30,5	1 340	32,4	5 943	45,0
	1954	8 400	10,4	10,4	9,8	444	10,0	1 424	11,6
Метрополитен	1931	9 649	11,2	1,72	1,64	720	18,0	2 559	16,2
	1954	9 476	11,2	1,98	1,82	620	13,8	2 115	17,4

Примечание. Для отдельных видов транспорта проценты указаны по сравнению со всеми видами транспорта за данный год.

Таблица 2

Развитие городского пассажирского электрического транспорта в Великобритании

Вид транспорта	Годы	Подвижной состав				Пробег за предыдущий год				Пассажироперевозки за предыдущий год			
		Всего		В том числе в Лондоне		Всего		В том числе в Лондоне		Всего		В том числе в Лондоне	
		шт.	%	шт.	%	млн. машино-км	%	млн. машино-км	%	млн. чел.	%	млн. чел.	%
Трамвай, троллейбус и автобус	1940	60 822	100	7 827	100	3 040	100	565,0	100	13 200	100	3 240	100
	1950	77 884	127	9 617	122	3 857	127	684,0	122	16 866	128	3 928	122
	1955	83 333	138	10 179	128	4 090	133	640,0	114	16 340	123	3 700	117
Трамвай	1940	7 351	12,0	1 316	16,8	395	13,0	84,0	14,5	3 100	23,5	460	14,3
	1950	4 705	6,1	830	8,9	250	6,5	53,0	7,8	1 999	11,8	292	7,5
	1955	2 143	2,6	0	0	127	4,3	0	0	1 144	7,0	0	0
Метрополитен	1953			4 000								700	18,8

Примечание. Все процентные отношения по отдельным видам транспорта даны к итоговым показателям по трамваю, троллейбусу и автобусу за рассматриваемый год, а по трем видам транспорта по отношению к уровню 1940 г.

тические шины. Автор обзора, не отрицая оригинальности и заманчивости идеи создания бесшумного метрополитена, полагает, что указанная система неизбежно вызовет повышенный расход электроэнергии на движение.

В современном подвижном составе метрополитена применяется автоматизация управления, ограничивающаяся пока полуавтоматическими схемами управления. Известны проекты перевода линий метрополитена на управление от диспетчера, не нашедшие пока практического осуществления, видимо, ввиду недостаточной безопасности эксплуатации. На подвижном составе метрополитенов на-

ходится применение люминесцентное освещение, питаемое от специальных машинных преобразователей или инверторов.

Современное состояние основных метрополитенов мира приводится в табл. 3, а основные параметры подвижного состава — в табл. 4.

Большая часть метрополитенов мира питается электроэнергией постоянного тока 600...750 в. Исключение представляют метрополитены Рима, Барселоны и Буэнос-Айреса, эксплуатируемые на напряжении 1 200...1 500 в. Подводка тока у большинства метрополитенов осущест-

Современное состояние основных метрополитенов мира

Город	Население, млн. жителей	Территория, км ²	Год основания метро	Трасса		Число линий	Пассажиропоток, млн. год
				полная длина, км	в том числе наземные линии, км		
Лондон	9,79	1 800	1 863	355	145	6	702
Нью-Йорк	8,00	770	1 871	285	176	38	2 145
Будапешт	1,57	—	1 896	7,4	—	1	—
Глазго	1,09	157	1 897	10,6	—	1	37
Париж	4,78	500	1 900	187	28	15	1 032
Берлин	3,36	884	1 902	81	17	5	267
Бостон	1,50	729	1 902	93,5	43	3	—
Филадельфия	2,68	257	1 908	40	20	4	—
Гамбург	1,70	746	1 912	67	55	5	156
Мадрид	1,62	—	1 919	28	—	5	347
Токио	5,38	—	1 927	21,6	1,8	1	—
Осло	0,43	—	1 928	—	—	3	20
Стокгольм	0,75	—	1 933	24,8	19	2	80
Чикаго	5,00	550	—	46,0	32	2	153
Торонто	0,70	—	1 954	7,6	—	1	—
Рим	1,69	1 895	1 955	10,6	—	1	—

Кроме того, метрополитены имеются в Ливерпуле (1903), Барселоне (1923), Неаполе (1925), Лос-Анджелесе (1925), Афинах (1930), Сиднее (1955), Осаке (1955), Кливленде (1955) и строятся в Лиссабоне, Петербурге (США) и Варшаве.

Таблица 4

Современный подвижной состав (выпуска 1950—1956 гг.) некоторых зарубежных метрополитенов

Показатели	Города										
	Лондон	Берлин	Париж			Чикаго и Нью-Йорк	Кливленд	Мадрид	Рим	Торонто	Токио
			I	II	III						
Тип подвижного состава	Четырехосный	Четырехосный	Четырехосный	Змейка	На резиновых шинах						
Число вагонов в поезде	8 . . . 10	5	5 . . . 6	2	5 . . . 6	8	3	6	2 . . . 7	4 . . . 6	3
Вагон	длина, м	14,5	18	13,6	36,6	15,4	14,7	14,8	14,3	19,1	17,4
	ширина, м	2,5	2,62	2,4	2,4	2,4	2,84	3,25	2,4	3,04	3,152
	высота, м	3,6	3,62	3,5	3,5	3,55	3,54	3,6	3,58	3,6	3,68
	вес, т	30,0	34,0	27,0	52,5	19,5	18,0	18,3	26,0	40,0	28,0
Число мест	общее	177	248	180	737	154	240	243	130	243	230
	сидячих	40	48	36	128	38	48	54	16	48	62
Число тяговых двигателей	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4	4
Суммарная мощность тяговых двигателей на вагон, квт	292	400	360	480	280	162	164	324	345	202	294
Максимальная скорость, км/ч	70	60	60	70	75	90	90	70	100	88	70
Энерговооруженность, квт·т/м	9,7	11,5	13,2	9,1	14,4	9,0	8,9	12,4	8,7	7,3	9,7
Относительный вес	кг/квт	102	87	75	110	70	110	112	80	115	126
	кг/место	750	720	750	410	510	370	340	140	830	450
	кг/пассажира	170	138	150	70	126	74	75	200	162	120
Рабочее напряжение, в	600	750	600	600	600	650	600	600	1500	600	750

вляется от третьего рельса, с использованием ходовых рельсов в качестве обратного токопровода. В Глазго и Лондоне для отвода обратного тока используется система четвертого рельса с целью защиты подземных коммуникаций города от блуждающих токов. Опытная линия Парижского метрополитена, на которой эксплуатируется подвижной состав с резиновыми шинами, также использует специальную независимую двухрельсовую систему электроснабжения.

По численности подвижного состава на первом месте в мире стоит Нью-Йоркский метрополитен, располагающий 7 000 вагонами; на втором месте — Лондон, где имеется 4 000 вагонов. Ежесуточные пассажиропотоки в Нью-Йорке достигают 6 млн. чел., в Париже 3 млн., в Лондоне 2,5 млн. Пропускная способность современных линий метрополитена достигает 45 пар поездов в час.

Максимальная скорость подвижного состава метрополитенов на перегоне, как правило, не превышает 75 км/ч. Скорость сообщения Нью-Йоркского метрополитена достигает 32 км/ч, Лондонского и Берлинского 28 км/ч, Парижского — 25 км/ч. На Римском метрополитене скорость сообщения может быть доведена до 40 км/ч, но такая скорость практически не используется.

В целях улучшения работы метрополитена в Нью-Йорке запроектирован пересадочный конвейер, предусматривающий непрерывное движение транспортной ленты. Проектная пропускная способность ленточного транспортера для пассажиров метрополитена составляет 36 тыс. пассажиров в час.

Трамвай. Стремление к созданию нового типа подвижного состава трамвая привело к появлению в США вагона РСС, обладающего высокими динамическими показателями, полуавтоматической системой плавного пуска и надежным торможением. Вагоны нашли широкое применение в США и отчасти проникли в Европу, например в Бельгию. В настоящее время вагоны этого типа имеются более чем в 30 транспортных предприятиях США, где их насчитывается более 5 000 шт. (60% общего трамвайного парка страны).

Отличительной особенностью современных вагонов РСС является переход на электрическое оборудование с полным отказом от пневматической системы управления и торможения, применявшейся на вагонах прежних выпусков. К недостаткам этих вагонов следует отнести сложность их эксплуатации и ремонта.

На моторных вагонах РСС в США находят широкое применение полуавтоматические схемы управления, в частности с дистанционной системой управления клавишного типа. В Англии широкое распространение получили контакторные системы управления. Например, на наиболее совершенном вагоне г. Блэкпуль электрическая схема предусматривает 90 пусковых позиций. Применяемое в Европе и США тонкоступенчатое регулирование пуска имеет число позиций контроллера, достигающее у коллекторных контроллеров 500 позиций. В Германии применяют непосредственные системы управления с использованием многоступенчатых кулачковых контроллеров с числом позиций, достигающим 30. В США и почти во всей Европе применяется одноэтажный подвижной состав. Исключение представляет Великобритания, где широкое распространение получили двухэтажные вагоны, применяемые также в Египте. В Александрии используется двухэтажный подвижной состав в виде впереди идущих прицепов, толкаемых одноэтажным моторным вагоном, управляемым дистанционно из передней кабины водителя.

В большемктих вагонах находят широкое распространение рельсовые электротормоза, причем в США и Европе в качестве служебного тормоза используется электромагнитное торможение, действующее на специальный тормозной диск, а также реостатное торможение; для прицепов применяются соленоидные тормоза. Рельсовый электромагнитный тормоз используется в большинстве случаев только как аварийный.

В отличие от США, где преобладает одновагонная тяга, в Европе имеет место эксплуатация трамвайных вагонов облегченного типа с одним или двумя прицепами. В последнее время в Европе находят распространение большемктие трамвайные вагоны, эксплуатируемые в одновагонной тяге или по системе многих единиц (в часы пик). Такие вагоны строятся и эксплуатируются, например, в Чехословакии, Югославии, Италии и находят широкое распространение в Германии. Вагоны сочлененного типа (рис. 1) получили в самое последнее время широкое распространение в Германии. Они отличаются выгодными весовыми показателями и обладают большой провозной способностью.

В отличие от применяемого в США и в ряде стран Европы индивидуального привода каждой вагонной оси в Германии находят применение сдвоенные редукторы с приводом обеих осей каждой тележки от одного тягового

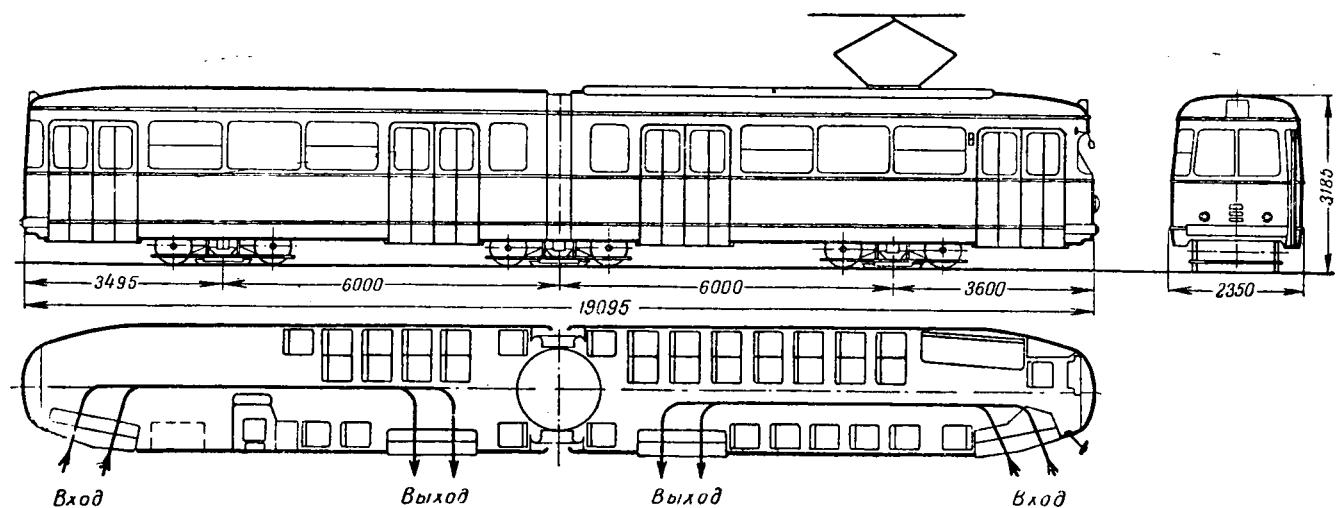


Рис. 1. Новый шестиосный трамвайный вагон сочлененного типа выпуска 1956 г. (ФРГ).

двигателя, рассчитанного на питание от полного напряжения контактной сети. Если вагон предназначается для одиночной тяги, то четырехосный вагон снабжается двухосной бегунковой тележкой; для эксплуатации с прицепами применяются две обмоторенных тележки. В США находит применение постоянное последовательное соединение двух тяговых двигателей, с полным отказом от параллельного соединения. Опыт эксплуатации современных немецких вагонов с одномоторным приводом двухосных тележек показал, что отсутствие последовательно-параллельного соединения тяговых двигателей обуславливает увеличение удельного расхода энергии на 8...10% по сравнению с вагонами, имеющими схему, предусматривающую такое соединение.

В Европе широко распространены пантографные токоприемники (Германия, Швейцария, Швеция, Дания, Чехословакия), оборудованные в ряде случаев износостойкими угольно-графитными контактными вставками (Германия). Токосъем скользящего типа с головками троллейбусного исполнения находит применение в Великобритании и США, где отчасти сохраняется еще роликовый токосъем.

В Чехословакии за последнее время строятся и эксплуатируются большие трамвайные вагоны, управляемые по системе многих единиц. Заслуживает внимания новая система бесступенчатого пуска вагона, обеспечивающая угольными пусковыми реостатами, сопротивление которых изменяется в зависимости от приложенного к угольным столбам усилия, сообщаемого пневматическими цилиндрами (применяется в Германии).

Автор обзора полагает, что новая система пуска должна будет получить широкое распространение благодаря преимуществам перед существующими системами пуска с сопротивлениями и контроллерами.

Технические параметры современного подвижного состава трамвая приведены в табл. 5.

В США находят применение тяговые двигатели последовательного возбуждения в быстроходном исполнении. Скорость их вращения при часовом режиме составляет 1 600...1 700 об/мин, а максимальная конструктивная скорость вращения достигает 6 000 об/мин. Относительный вес современных тяговых двигателей снизился до 7,5 кг/квт против 11 кг/квт 25 лет назад.

В Европе, помимо тяговых двигателей последовательного возбуждения, например в Англии и Франции, применяют также двигатели смешанного возбуждения. В качестве двигателей последовательного возбуждения в Германии находят применение двухколлекторные двигатели. В целях улучшения коммутационной стойкости предусматривается компенсация двигателей при помощи специальной компенсационной обмотки. В пуско-регулирующих схемах широкое применение находит ослабление поля, доводимое в современных вагонах до 30% полного. Скорость вращения европейских тяговых двигателей составляет порядка 1 100 об/мин при максимальной скорости 3 000 об/мин.

В последнее время появилось принципиально новое электрооборудование, базирующееся на полупроводниках и других достижениях современной техники. Электрические вентили успешно применяются на трамвае для целей зарядки аккумуляторов цепей управления в установках, использующих высшие гармонические колебания контактной сети. Делались также попытки использования таких устройств и для освещения подвижного состава.

Внедрение люминесцентного освещения обусловило применение различных преобразователей для питания осветительных установок переменным током, что значительно упрощает схемы. Для этих целей применяют машины преобразователи и турбогенераторы на 100...1 000 квт.

Есть основания полагать, что новый тип германских выпрямителей получит скоро распространение на городском транспорте и для силовых цепей, что позволит использовать переменный ток в контактной сети с сохранением существующего тягового оборудования постоянного тока.

Германские выпрямители имеют решающие преимущества перед существующими типами выпрямителей как по весовым, так и по эксплуатационным показателям. Как видно из сравнительных характеристик различных типов стационарных выпрямителей, приведенных на рис. 2,

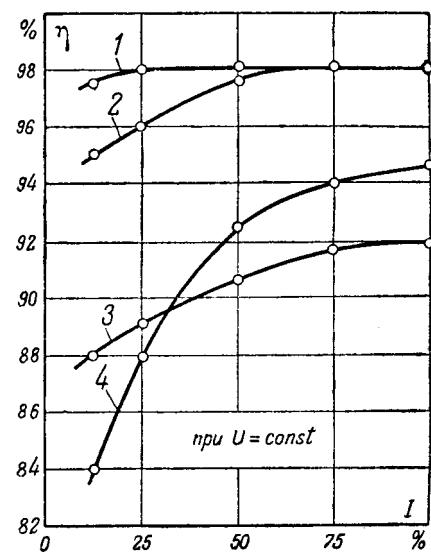


Рис. 2. Сравнительные кривые к. п. д. различных типов выпрямителей ($U = \text{const} = 600$ в)
1 — германский; 2 — контактный; 3 — ртутный; 4 — двигатель-генераторный.

Таблица 5

Современный подвижной состав зарубежного трамвайного транспорта выпуска 1950—1956 гг.

Показатели	Страны															Норвегия		Дания		Испания		Чехословакия		Италия		Югославия		Япония	
	США		Англия			Швеция		Германия						Норвегия		Дания		Испания		Чехословакия		Италия		Югославия		Япония			
Число осей	4	4	2	4	4	4	4	4	2	6	3	4	4	4	4	4	2	4	6	2	4	6	2	4					
Число мест общее	117	115	88	94	115	100	120	100	90	70	183	100	100	158	114	110	72	96	170	80	96								
Число мест сидячих	52	50	62	72	56	34	25	20	28	22	43	34	36	41	41	40	14	26	46	18	32								
Вес (тара), т	15,0	15,5	12,8	16,0	16,0	12,8	18,0	11,5	14,5	14,0	20,0	14,0	14,5	22,0	16,8	19,1	10,0	16,5	25,5	12,0	15,5								
Длина, м	14,0	14,0	9,3	12,2	15,5	14,2	15,0	12,7	13,5	10,8	19,1	13,3	13,3	19,6	14,7	14,3	8,8	14,5	19,6	11,0	12,5								
Ширина, м	2,54	2,5	2,5	2,5	2,5	2,2	2,2	2,2	2,13	2,2	2,4	2,2	2,3	2,2	2,5	2,3	2,4	2,4	2,4	2,2	2,2								
Высота, м	3,5	3,5	4,4	4,4	3,1	3,0	3,1	3,1	3,0	3,2	3,2	3,0	3,0	3,2	3,1	3,1	3,2	3,1	3,2	3,0	3,1								
Максимальная скорость, км/ч	75	80	60	60	80	60	60	70	60	85	60	65	65	60	60	60	65	60	60	60	60								
Число двигателей	4	4	2	4	4	4	4	4	2	4	2	3	2	4	4	4	2	4	4	2	4								
Часовая мощность одного двигателя, квт	41	41	30	45,6	37	52	50	47,5	80	40	96	60	40	60	46	45	73,6	44	47,5	60	38								
Энерговооруженность, квт/т	10,2	10,6	4,7	10,8	9,3	16,3	11,2	8,2	22	5,7	14,5	8,6	11,5	10,8	10,8	9,4	14,7	10,7	6,6	10,0	9,8								
Относительный вес	кг/квт	99,0	94,5	210,5	92,0	108,0	61,0	90,0	123,0	44,5	173	69	116	90,5	92	92	107	68	92,5	152	100	102							
	кг/место	290	310	210	220	285	376	595	575	520	635	465	410	405	480	360	450	715	635	550	665	485							
	кг/пассажира	128	135	145	170	139	128	150	115	162	200	109	140	145	124	147	175	138	172	150	150	162							

германские выпрямители обеспечивают стабильный высокий к. п. д. в широком диапазоне нагрузок. Этот тип выпрямителей допускает большие удельные нагрузки, достигающие 75 а/см^2 , и отличается компактностью и малыми габаритами.

Принципиально новые системы отопления излучением находят уже применение на подвижном составе трамвая, а применение безнакальных люминофоров ждет своего применения на транспорте для освещения.

Новые виды рельсового городского электротранспорта и перспективы развития. Имеются проекты и опытные линии скоростных монорельсовых электрических дорог. К их числу относится скоростная дорога в Гаустоне (США). Несущим рельсом надземной дороги служит стальная труба диаметром 770 мм, проложенная на высоте 9,2 м, с пролетом между опорами 17 м. Поезд воздушной дороги опирается на 18 резиновых колес и приводится в движение от двух двигателей мощностью 230 квт. Максимальная скорость поезда 400 км/ч. Пассажирское помещение рассчитано на 110 мест, в том числе 60 мест для сиденья. Высота пассажирского салона 2,05 м, ширина 2,4 м. Стоимость постройки монорельсовой дороги оценивается в 120 тыс. долларов на 1 км, т. е. 8,3% стоимости метрополитена глубокого заложения. Стоимость двухпутной линии составляет 430 тыс. долларов на 1 км. В настоящее время построена действующая модель монорельсовой дороги в $1/3$ натуральной величины.

Для магистрали Лондон—аэропорт запроектирована также монорельсовая дорога протяжением 22,5 км. Предусматривается арочный мост для прохода над магистралями Пикадилли, Кенсингтон, Варус. Монорельсовая дорога оборудуется боковыми направляющими рельсами, помимо основного несущего. Подвижной состав катится на резиновых шинах. Дорогу предполагается эксплуатировать на постоянном токе 750 в. Электропривод осуществляется от четырех тяговых двигателей мощностью по 120 квт. В часы пик поезда должны следовать с трехминутным интервалом. Высота подвески от пола пассажирской кабины до земли 6 м. Минимальный радиус поворота, преодолеваемый на скорости 120 км/ч, 300 м. На крутых кривых предусматривается автоматическое снижение скорости. Ожидаемая пропускная способность монорельсовой дороги 4 150 пассажиров в час.

Уместно отметить, что, несмотря на оригинальность конструктивных решений современных монорельсовых над-

земных дорог, их нельзя рассматривать как перспективный вид массового городского пассажирского транспорта.

Современные тенденции развития городского электротранспорта показывают, что в городах-гигантах будет развиваться сеть метрополитена, в Европе, в частности, видимо, за счет постройки линий мелкого заложения. Трамвай будет интенсивно вытесняться на периферию города, а также использоваться для междугородных сообщений между мелкими промышленными объектами и прилегающими к ним поселками. Место трамвая в центре города займет троллейбус и автобус. Для скоростных сопротивлений, например, с аэропортами найдет широкое применение геликоптерная авиация.

В средних городах трамвай сможет сохранить роль ведущего массового пассажирского транспорта с введением больших трамвайных вагонов, а также вагонов сочлененного типа, отличающихся маневренностью и большой провозной способностью.

Применение атомной энергии на рельсовом городском электротранспорте по аналогии с проектами атомных локомотивов едва ли сможет иметь место из-за незначительной мощности силового оборудования в отдельных транспортных единицах, а главное вследствие крайне громоздких устройств, необходимых для осуществления надежной защиты против радиоактивного излучения.

Кандидат техн. наук Ю. М. Галонен

ГАЗОНАПЛНЕННЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ

Несмотря на достоинства минерального масла как изолирующей и охлаждающей среды для трансформаторов, его горючесть, а также воспламеняемость его паров в смеси с воздухом накладывают определенные ограничения на возможности его использования в трансформаторостроении. Это вызвало более широкое применение в энергетических установках сухих трансформаторов.

Появление в начале 30-х годов негорючих жидкостей дзэлектриков на основе хлордифенила позволило изготовить невоспламеняющиеся силовые трансформаторы на напряжение до 69 кв. Однако и они имеют по сравнению с сухими трансформаторами некоторые недостатки, как, например, опасность разрушения уплотнений бака из-за

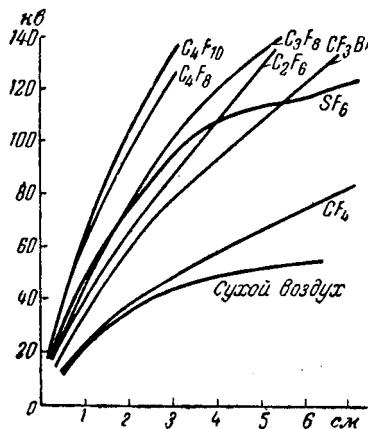


Рис. 1. Пробивное напряжение фторосодержащих газов в зависимости от расстояния между электродами.
Плоские электроды; давление 1,03 ат, частота 60 гц.

чрезмерного внутреннего давления вследствие разложения жидкого диэлектрика под действием электрической дуги, с выделением в окружающую атмосферу токсичных газов.

В газонаполненном трансформаторе такая опасность практически отсутствует, так как повышение давления в баке в случае возникновения дуги будет происходить лишь за счет теплового расширения газа.

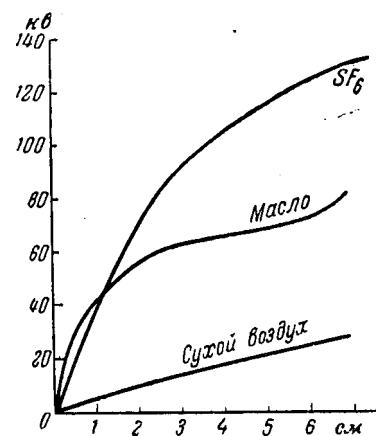


Рис. 2. Пробивное напряжение элегаза, трансформаторного масла и сухого воздуха в зависимости от расстояния между электродами.
Электроды — стержень — плоскость; давление элегаза и воздуха 1,03 ат, частота 60 гц.

Поэтому в течение последних лет велись работы по созданию газонаполненных силовых трансформаторов и по изучению различных газов, которые по своим свойствам наиболее пригодны для использования в трансформаторах. Такими газами является группа фторосодержащих газообразных диэлектриков, отличающихся своей химической инертностью, а также отсутствием токсичного действия¹. К этим газам относится и элегаз (шестифтористая сера, SF_6), сравнительно дешевый и легко получаемый.

На рис. 1 и 2 приведены данные, характеризующие зависимость пробивного напряжения ряда фторосодержащих газов от расстояния между электродами в условиях однородного и неоднородного электрических полей. Для сравнения показана электрическая прочность трансформаторного масла и сухого воздуха.

В отношении охлаждающего действия того или иного газа наибольшее значение имеют его удельная теплоемкость, теплопроводность и плотность. Для элегаза и для воздуха эти свойства приведены в таблице. Поглощаемая теплота, равная произведению удельной теплоемкости и плотности, для элегаза примерно в 3 раза больше, чем для воздуха. Следовательно, превышение температуры элегаза в трансформаторе будет менее одной трети по сравнению с трансформатором с воздушным охлаждением при прочих равных условиях. Благоприятные тепловые характеристики элегаза позволяют отводить при помоши циркуляционного газового охлаждения потери в трансформаторах с большей интенсивностью, чем при циркуляционном масляном охлаждении. Попутно следует отметить,

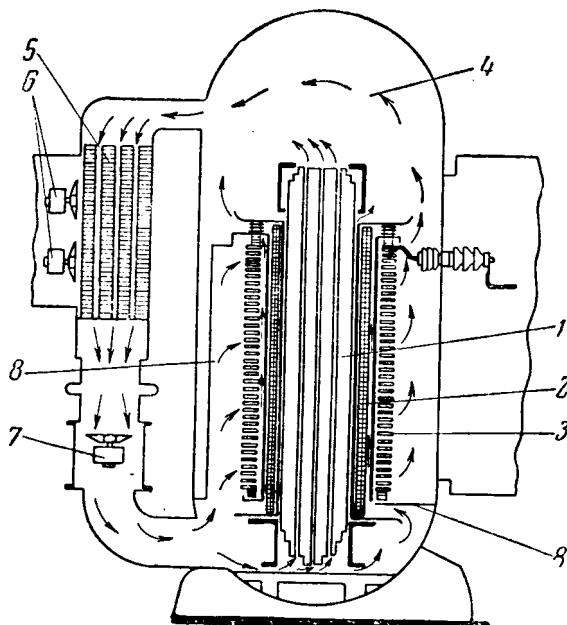


Рис. 3. Принципиальное устройство газонаполненного трансформатора с принудительной циркуляцией газа.

что уровень шумности газонаполненных трансформаторов ниже, чем у трансформаторов с жидкостным наполнением.

Пробивная напряженность элегаза не зависит от температуры при постоянной плотности. Поэтому электрическая прочность герметизированного трансформатора, заполненного элегазом при 25°C, не изменяется при повышении температуры до 75°C, хотя давление при этом возрастает с 1,05 до 1,4 ат.

Сравнение физических свойств элегаза и воздуха

Свойства	Элегаз	Воздух
Плотность (при 21,1°C и 1 ат), kg/m^3	6,2	1,2
Температура кипения, °C	-62	-200
Вязкость (при 21,1°C), сантипуаз	0,018	0,0185
Теплопроводность (при 70°C), $^{\circ}\text{C}/\text{см}$	$1,12 \cdot 10^{-8}$	$2,14 \cdot 10^{-8}$
Удельная теплоемкость (при 70°C и постоянном давлении), кал/г $^{\circ}\text{C}$	0,174	0,238

На рис. 3 показано устройство газонаполненного однофазного трансформатора мощностью 1 000 ква, с высшим напряжением 69 кв, имеющего принудительную циркуляцию газа. На сердечнике 1 с продольными охлаждающими каналами насыжены обмотка низшего напряжения 2 цилиндрической конструкции и катушечная обмотка высшего напряжения 3. Выемная часть установлена в герметизированном цельносварном баке 4 с крышкой и дном закругленной формы для обеспечения большей механической прочности. К баку пристроен охладитель 5 радиаторного типа, обдуваемый вентиляторами 6. Циркуляция элегаза внутри трансформатора создается вентилятором 7.

Для того чтобы поток газа направлялся через охлаждающие каналы в обмотках и в сердечнике, внутренний объем бака разделен на две части перегородкой 8. В нижней части бака под этой перегородкой создается область повышенного давления, а в верхней — пониженного. Пути прохождения потоков газа показаны на рис. 3 стрелками.

Для одной из крупных американских энергетических компаний фирма Джонерал Электрик изготовила два трансформатора, аналогичных изображенному на рис. 3, мощностью по 2 000 ква, на 69 кв, рассчитанных на 140%-ную перегрузку в течение 8 ч. Фирма намечает расширение производства газонаполненных трансформаторов.

(G. Camilli. Gen. El. Rev., стр. 41, № 3—4, 1956).

Инж. А. Г. Крайз

¹ А. Г. Крайз. Газонаполненные высоковольтные трансформаторы (обзор). Электричество, № 1, 1954.

Хроника

ОТКРЫТИЕ ПАМЯТНИКА В. И. ЛЕНИНУ В ДЕРЕВНЕ КАШИНО

Осенью 1920 г. крестьяне деревни Кашино Московской области закончили сооружение первой в стране сельской электростанции, осветили электрическим светом жилые дома, деревенскую улицу. По приглашению крестьян, строивших электростанцию своими силами, Владимир Ильич Ленин посетил 14 ноября 1920 г. деревню Кашино и выступил на митинге по случаю пуска этой электростанции.

21 апреля 1957 г. на площади в деревне Кашино, где 37 лет назад выступал В. И. Ленин, состоялся многотысячный митинг, посвященный торжественному открытию памятника Ленину.

На митинге с речью выступил Первый секретарь Центрального Комитета Коммунистической партии Советского Союза товарищ Н. С. Хрущев.

СЕССИЯ МЕЖДУНАРОДНОЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ КОМИССИИ В МОСКВЕ

Как уже сообщалось в журнале (№ 2 и 4), 2 июля 1957 г. в Москве открывается сессия Международной электротехнической комиссии (МЭК). В отдельных комитетах намечено рассмотреть следующие вопросы.

Технический комитет № 2: Вращающиеся машины (4—6 июля 1957 г.). Пересмотр классификации изоляционных материалов. Нормальная температура (или температуры) для определения потерь и к. п. д. Характеристики электрических машин, которые должны быть указаны на щитках. Вопросы маркировки зажимов и др.

Технический комитет № 9: Оборудование для электрической тяги (8, 9 и 10 июля 1957 г.) и **Международный объединенный комитет по оборудованию для электрической тяги** (11 июля 1957 г.). Правила для вспомогательного оборудования мотор-вагонов. Правила для электрических трансмиссий вагонов с дизельными моторами. Пересмотр и расширение правил для тяговых электродвигателей. Правила испытания электроподвижного состава.

Технический комитет № 17: Коммутационная аппаратура и аппаратура управления (11 июля 1957 г.). Обсуждение отчетов подкомитетов 17A и 17B.

Подкомитет 17A: Высоковольтная аппаратура (8—11 июля 1957 г.). Правила испытания прямыми методами. Правила эксплуатации. Координация номинальных напряжений, разрывных мощностей и токов. Правила выбора высоковольтных выключателей. Правила монтажа и обслуживания выключателей в эксплуатации. Пути утечки и изоляционные расстояния для высоковольтной аппаратуры. Косвенные испытания выключателей на включающую и отключающую способность. Правила для изоляторов.

Подкомитет 17B: Низковольтная аппаратура (2—5 июля 1957 г.). Правила для низковольтных распределительных выключателей. Нормы на низковольтные контакторы.

Технический комитет № 20: Электрические кабели (2 и 3 июля 1957 г.). Рекомендации по испытанию маслонаполненных кабелей с бумажной изоляцией на напряжение до 275 кв. Английские предложения по импульсному испытанию маслонаполненных кабелей. Предложения по испытанию газонаполненных кабелей и арматуры на напряжение до 275 кв. Предложения по испытанию арматуры маслонаполненных кабелей.

Технический комитет № 22: Силовые преобразователи. Подкомитет 22-2: Полупроводниковые выпрямители (2—12 июля 1957 г.). Предложение по рекомендациям МЭК для монокристаллических полупроводниковых выпрямителей. Измерение пульсаций напряжения. Обсуждение результатов исследований по измерению потерь, падения напряжения и обратного тока. Рекомендации по полупроводниковым выпрямителям (многозакисным и селеновым). Программа дальнейших работ по многозакисным и селеновым выпрямителям.

Технический комитет № 34: Лампы и осветительная арматура (12 июля 1957 г.). Обсуждение отчетов подкомитетов 34A, 34B, 34C и 34D.

Подкомитет 34A: Лампы (8 и 9 июля 1957 г.). Международные нормы на трубчатые люминесцентные лампы общего назначения. Правила по технике безопасности. Рекомендации по лампам накаливания с вольфрамовой нитью и по трубчатым люминесцентным лампам. Стандартизация автомобильных ламп. Предложения по стандартизации светоотдачи ламп — вспышек для фотографии.

Подкомитет 34B: Патроны и цоколи (9 и 10 июля 1957 г.). Вопросы стандартизации патронов и цоколей; калибры для контроля их взаимозаменяемости.

Подкомитет 34C: Вспомогательная аппаратура для люминесцентных ламп (11 и 12 июля 1957 г.). Рекомендации по балластным сопротивлениям для люминесцентных ламп. Правила безопасности.

Технический комитет № 35: Батареи и первичные элементы (8, 9 и 10 июля 1957 г.). Разрядные испытания радиобатарей и батарей для слуховых аппаратов с транзисторами. Номенклатура батарей; стандартизация температуры при испытаниях и др.

Технический комитет № 36: Изоляторы. Подкомитет 36-1: Проходные изоляторы (2—4 июля 1957 г.). Рекомендации МЭК по проходным изоляторам для установок переменного тока напряжением выше 1 000 в.

Технический комитет № 37: Разрядники (2 и 4 июля 1957 г.). Трубчатые разрядники.

Повестка дня большинства Технических комитетов МЭК предусматривает, кроме того, некоторые организационные вопросы: утверждение отчета о последнем заседании комитета, обсуждение места и даты следующего заседания, разные вопросы, которые могут дополнительно возникнуть в ходе июльской сессии, и др.

100-ЛЕТИЙ ЮБИЛЕЙ „ВОЕННО-ИНЖЕНЕРНОГО ЖУРНАЛА“

«Военно-инженерный журнал» один из старейших русских технических журналов: его первый номер вышел в марте 1857 г. Разнообразное содержание этого журнала все годы охватывало разные стороны военно-инженерного дела; в нем систематически освещались вопросы применения электротехники в военном деле. Крупный электротехник XIX в., М. М. Боресков опубликовал на страницах этого журнала свой капитальный труд «Опыт руководства по минному искусству» (№ 10 и 11, 1869 г., № 1, 4, 10, 1870 г., № 10, 12, 1871 г., № 11, 1872 г.). Здесь же была помещена его статья «О гальванических батареях» (№ 4, 1857 г.), в которой были рассмотрены теоретические основы гальванизма, принцип действия различных источников энергии, показаны методы применения их в разнообразных условиях. Можно указать и многие другие статьи этого видного деятеля в области минной электротехники.

В. Н. Чиколев, первый редактор журнала «Электричество», поместил в «Инженерном журнале» (№ 1 и 2, 1877 г.) большую статью «Электрический свет в крепостной, осадной, береговой и полевой войне», в которой подробно остановился на использовании электрических прожекторов в различных условиях.

В статье Ф. А. Пироцкого «О передаче работы воды

как двигателя на всякое расстояние посредством гальванического тока» (№ 4 «Инженерного журнала», 1877 г.) описаны его опыты по передаче электрической энергии на расстояние. Большое место уделял журнал вопросам электрической связи.

После Великой Октябрьской социалистической революции преемником «Инженерного журнала» стал «Военно-инженерный журнал» Советской Армии. В числе других вопросов журнал продолжает заниматься разработкой вопросов применения электротехники в инженерном деле для обеспечения боя и операций (механизация и электрификация инженерных работ, электризация заграждений, боевые осветительные установки, подвижная энергетика и т. д.).

В период Великой Отечественной войны журнал широко освещал фронтовой опыт и, в частности, опыт применения минных и подрывных средств, электрических заграждений, приборов разминирования различных электротехнических средств.

В послевоенный период журнал, помимо обобщения и изучения опыта войны, в том числе по вопросам энергетики, много внимания уделяет пропаганде новой инженерной техники.

Инж. В. К. Балуев
Москва

ПАВЕЛ ПЕТРОВИЧ КОПНЯЕВ

К 25-летию со дня смерти

3 июня 1957 г. исполняется 25 лет со дня смерти одного из первых организаторов советской электротехнической школы на Украине, заслуженного профессора Павла Петровича Копниева.

Начиная с 1898 г., вся деятельность П. П. Копниева в высшей технической школе, за исключением вынужденного трехлетнего перерыва (ход в отставку в 1904 г. в знак протеста против реакционной царской политики), проходила на Украине. Здесь он в течение более чем 30 лет вел большую работу по созданию и развитию отечественной электротехники, электротехнического образования и воспитанию кадров русских инженеров и техников.

Уже к 1910—1911 гг. П. П. Копниев осуществил в Харьковском технологическом институте специализацию по электротехнике, оборудовал электротехнические лаборатории, обслуживающие нужды развивающейся энергетики юга России.

Неутомимая работа П. П. Копниева по подготовке специализации по электротехнике в ХТИ привела к основанию в дальнейшем первого на Украине электротехнического института (ХЭТИ, 1930).

П. П. Копниев — автор ряда книг и учебных пособий по многим разделам электротехники. Его книги сыграли значительную роль в деле подготовки кадров русских электротехников. Труд П. П. Копниева «Динамо-машины постоянного тока» (1904 г., Харьков) был первой русской оригинальной систематической книгой по этим вопросам. В 1926 г. эта книга в переработанном виде была переиздана. Заслуживают внимания пионерские работы П. П. Копниева по вопросам электрического моделирования. Большое значение имели работы П. П. Копниева в области трамвайной тяги. В 1955 г. в № 6 журнала «Из-



мерительная техника» была напечатана работа П. П. Копниева «В поисках современной абсолютной системы единиц», содержащая интересные предложения по построению абсолютной системы единиц.

Передовой русский ученый и инженер П. П. Копниев с первых же дней победы Советского строя был в авангарде прогрессивной части профессоров ХТИ, взявший на себя нелегкую в те годы задачу строительства пролетарской высшей технической школы. Советское правительство высоко оценило заслуги П. П. Копниева: в 1926 г. он одним из первых был удостоен звания заслуженного профессора.

Неизменный, активный участник всероссийских электротехнических съездов П. П. Копниев возглавлял электротехническую общественность Харькова и Украины. Признанием заслуг П. П. Копниева в этой области было избрание его в послереволюционные годы почетным председателем электротехнической секции Всеукраинской ассоциации инженеров. Вся трудовая жизнь П. П. Копниева сложилась как большое общественное дело: до революции — упорная и тяжелая борьба с реакцией в системе высшей школы царской России; после революции — творческий расцвет всей его деятельности в интересах социалистического общества и трудового народа. Деятельности Павла Петровича посвящена статья в разделе «Из истории электротехники» журнала «Электричество» (№ 1, 1954).

Советские электротехники всегда будут чтить память замечательного ученого, патриота Павла Петровича Копниева.

**О. Б. Брон, Л. Д. Белькинд, Г. И. Штурман,
В. А. Каменева, А. Я. Бергер, Д. С. Черничкин,
Н. А. Тищенко, Н. И. Борисенко, А. И. Бертинов,
Е. М. Синельников**

В ТЕХНИЧЕСКОМ УПРАВЛЕНИИ МЭС

Техническое управление Министерства электростанций, Государственная инспекция по промэнергетике и энергонадзору МЭС и Техническое управление Министерства электротехнической промышленности внесли изменения в «Руководящие указания по выбору и применению кабелей и изолированных проводов с алюминиевыми и медными жилами» в связи с тем, что промышленностью освоен выпуск аппаратуры с контактами, приспособленными для присоединения к ним кабелей и проводов с алюминиевыми жилами.

Пункты 5, 25 и 26 «Руководящих указаний» объединены в следующей редакции:

«Кабели и провода с алюминиевыми жилами сечением 2,5 мм² (1,5 мм² по меди) и выше должны применяться наравне с кабелями и проводами с медными жилами, за исключением: а) во взрывоопасных помещениях классов В-1 и В-1а; б) контрольных кабелей электростанций мощностью 5 000 квт и более и подстанций мощностью 5 000 ква и более; в) на панелях защиты, автоматики и управления, внутренних схем приводов выключателей, разъединителей и т. п. в схемах электроснабжения.

Применение кабелей и проводов с алюминиевыми жилами допускается при условии, что все аппараты, приборы (в том числе электрические счетчики) и наборные зажимы изготовлены с контактами, специально предназначенными для непосредственного присоединения алюминиевых жил.

Выбор марок кабелей и проводов для шахт решается Госгортехнадзором при Совете Министров СССР».

Пункт 20, второй абзац п. 21 и вторая фраза п. 28 исключены.

Приложение 2 «Руководящих указаний» дополнено следующим примечанием:

«В силовых и осветительных сетях, за исключением проводок в сырьих и особо сырьих помещениях и наружных установках, при отсутствии провода марки ПРТО допускается для прокладки в стальных трубах и металлических рукавах провод марки ПР-500, а в случаях, когда настоящими «Руководящими указаниями» разрешается применение проводов с алюминиевыми жилами, также провод марки АПР-500».

В связи с выпуском проводов марки АПРТО, приложение 2 «Руководящих указаний» дополнено следующим: «Провода марки АПРТО применять для прокладки в стальных трубах и металлических рукавах в сухих, сырьих и особо сырьих помещениях и наружных установках».

С выходом нового решения (№ 2/Э от 7.3.1957 г.) ранее изданное решение № 18/10-Э от 22.7.1955 г., а также решение 34 в «Сборнике директивных материалов Государственной инспекции по промэнергетике и энергонадзору» (Госэнергоиздат, 1956 г.) аннулированы.

В КОМИТЕТЕ ПО ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ ОРГАНИЗАЦИИ ОБЪЕДИНЕННЫХ НАЦИЙ

14-я сессия Комитета по электроэнергии Европейской экономической комиссии ОНН состоялась в ноябре 1956 г. в Женеве. Советский Союз на сессии был представлен делегацией в составе Г. В. Сербиновского, А. А. Бесчинского, Н. А. Сазонова.

Из доклада Секретариата «Условия производства электроэнергии в Европе в 1955 г.» и из выступлений делегатов следует, что в 1955 г. мировое производство электроэнергии достигло 1 522 млрд. квт·ч и выросло по сравнению с 1954 г. на 12 %. В Европе производство электроэнергии составило в 1955 г. 625 млрд. квт·ч; по сравнению с 1954 г. имеется рост на 10,6 %, в том числе по СССР на 13 % и по другим странам Европы — на 10 %.

Развитие электроэнергетики в Европе сопровождается непрерывным повышением значения электроэнергии как энергоносителя. В 1955 г. суммарное потребление всех видов энергетических ресурсов в зарубежной Европе составило около 1 млрд. т условного топлива. Из этого количества в виде электроэнергии расходовалось свыше

20 %. В табл. 1 дана динамика энергоооруженности и электровооруженности по зарубежной Европе.

Таблица 1

Потребление всех видов первичных энергоресурсов и электроэнергии, отнесенное на душу населения*

Годы	Все виды энергоресурсов, квт·ч	Электроэнергия, квт·ч	Удельный вес электроэнергии, %
1950	3 910	720	18,4
1951	4 240	790	18,6
1952	4 280	850	19,8
1953	4 370	890	20,3
1954	4 600	970	21,1
1955	4 830	1 060	22,0

* При пересчете в квт·ч принимался средний к. п. д., равный 25 %.

Изменение структуры используемых энергоресурсов характеризуется снижением удельного веса угля и повышением удельного веса жидкого топлива. Удельный вес гидроэнергии оставался в последние годы стабильным (табл. 2).

Таблица 2

Распределение общего потребления различных видов энергоресурсов в зарубежной Европе (в процентах от общего потребления)

Годы	Уголь	Жидкое топливо	Природный газ	Гидроэнергия	Итого
1937	87	8	1	4	100
1949	83	10	1	6	100
1951	80	12	1	7	100
1953	77	14	1	8	100
1954	76	15	1	8	100
1955	75	16	1	8	100

В производстве электроэнергии удельный вес энергии, вырабатываемой на тепловых электростанциях, составляет 64 % и вырабатываемой на гидроэлектростанциях — 36 %. Такая структура электробаланса сохраняется довольно устойчиво с конца 30-х годов.

Характерна весьма осторожная оценка в докладе перспективной роли атомной энергии в электробалансе Европы. Авторы доклада полагают, что «период в 15—20 лет отделяет нас от того времени, когда атомная энергия будет производиться на действительно коммерческой основе...». Если к тому же речь идет о гидроэнергосистемах, то себестоимость вырабатываемой ими энергии долгое время будет ниже себестоимости электроэнергии атомных станций, поскольку в первом случае исходное сырье ничего не стоит».

В этой связи и учитывая интенсивный рост потребности в электроэнергии, доклад обращает особое внимание на необходимость всемерного вовлечения в использование «обычных» ресурсов энергии. Так как энергоресурсы размещены неравномерно, то доклад подчеркивает желательность сооружения энергетических объектов международного значения и соответствующего развития энергетических связей.

Общая выработка электроэнергии (в процентах) распределялась по категориям потребителей следующим образом (табл. 3).

Таблица 3

Страны	Промышленность	Ломаный сектор	Транспорт	Потери	Итого
Страны зарубежной Европы	61	24	4	11	100
США (выработка станций общего пользования)	47	42	1	10	100

В табл. 4 приведены данные за 1955 г. о капиталовложениях в электрические станции и сети отдельных стран.

Таблица 4

Страны	Валюта, млн.	Тепловые станции	Гидростанции	Всего в станции	Сети	Отношение вложений в сети к вложениям в станции
ФРГ . . .	марки	950	150	1 100	800	73
Франция . .	франки	23 800	31 400	55 200	58 200	105
Великобритания . .	фунты стерлингов	120,8	—	120,8	112,1	93
Швеция . .	кроны	16	365	371	333	89
Швейцария	франки	—	410	410	570	139

Председателем Комитета по электроэнергии был избран Р. Хохретинер (Швейцария), а вице-председателем — Михайляну (Румынская Народная Республика).

По окончании 14-й сессии Комитета по электроэнергии было проведено совещание по снижению стоимости строительства гидроэлектростанций, созванное по ини-

циативе Советского Союза. На совещании присутствовали делегации Австрии, Бельгии, ГДР, Греции, Италии, Польши, Румынии, СССР, США, Турции, Финляндии, Франции, ФРГ, Чехословакии, Швеции, Швейцарии и Югославии. Председателем совещания был избран Нильсон (Швеция), вице-председателем — Хобст (Чехословакия). Было заслушано и обсуждено 43 доклада, в том числе от СССР 7 докладов, от Швеции 5, от Италии 9.

Значительный интерес вызвали доклады советской делегации об общем размахе гидроэнергостроительства в СССР, о применяемых в Советском Союзе компоновочных и конструктивных решениях, о производстве земляных работ гидромеханизацией, о применяемых методах перекрытия рек и пр.

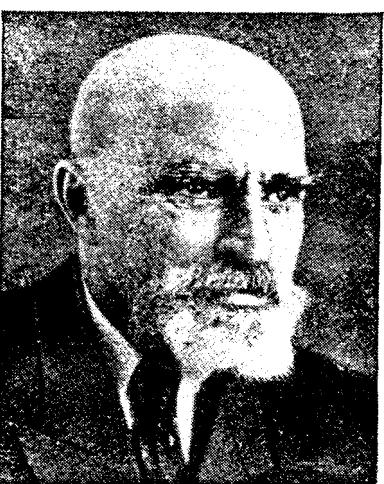
Среди сообщений зарубежных делегаций особый интерес представляли с точки зрения технического прогресса и удешевления строительства доклады шведской делегации о проходке тоннеля рекордно большого сечения, о проходке шахт и об экономическом сравнении современных работ с более ранними и ряд итальянских докладов о новых типах плотин облегченной конструкции и о трубопроводах из сборных железобетонных колец.

Весьма полезными оказались доклады австрийской делегации о применении в гидротехническом строительстве сборных железобетонных конструкций и путях снижения себестоимости гидротехнических работ; чехословацкой делегации — о подземных ГЭС; делегации Финляндии о механизации скальных работ и др.

Инж. А. А. Бесчинский
и инж. Г. В. Сербиновский



Г. М. ГОРОДЕЦКИЙ



19 декабря 1956 г. скончался на 81-м году жизни Герасим Моисеевич Городецкий — старейший профессор Киевского политехнического института.

Г. М. Городецкий принадлежал к числу пионеров развития электротехники на Украине. С особой полнотой развернулась его инженерная деятельность после Великой Октябрьской социалистической революции. С 1918 по 1930 г. он был техническим директором отделений ЭТЦР, ГЭТ и ВЭО. Под руководством Г. М. Городецкого были выполнены проекты и построены электростанции и сети в ряде городов УССР (Винница, Житомир, Бердичев, Конотоп, Белая Церковь и др.), осуществлена электрификация десятков сахарных заводов, писчебумажных фабрик и других предприятий. В Киеве при его участии было выполнено электрооборудование театра им. Франко, Народного дома, трамвайной подстанции, ряда больниц и т. п.

Педагогическую деятельность Г. М. Городецкий начал в 1902 г. С 1921 г. по день кончины он работал профессором и заведующим кафедрой электрических сетей и систем Киевского политехнического института; ряд лет он был деканом электротехнического факультета КПИ.

В 1930—1933 гг. в Киевском филиале Научно-исследовательского института промэнергетики под руководством Г. М. Городецкого была проведена большая работа по исследованию применения стальных тросов в качестве

проводов для линий электропередачи. Эта работа была использована при утверждении ГОСТ 8179/1001.

Г. М. Городецким был создан ряд учебных пособий по светотехнике, расчету трамвайных и троллейбусных сетей и др. Широкую известность приобрела его книга «Расчет электрических сетей», вышедшая в 1953 г.

Г. М. Городецкий не прерывал тесных связей с промышленностью, являясь в течение многих лет экспертом ряда республиканских организаций (Госплан УССР, МКХ УССР и др.) и членом Ученого совета Министерства местной промышленности УССР.

Г. М. Городецкий принимал деятельное участие в общественной жизни: он избирался членом местного комитета КПИ, членом Киевского Горсовета.

Советское правительство высоко оценило заслуги Г. М. Городецкого, наградив его орденом Ленина, орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

Светлая память о Герасиме Моисеевиче Городецком, отдававшем делу электрификации страны и подготовке новых инженерных кадров все силы и знания, сохранится навсегда.

А. С. Плыгинов, Г. Б. Сердюк,
М. Л. Калнибогатский, С. А. Ребров, А. Д. Несторенко, С. И. Тельбаум и др.

Библиография

Л. Д. БЕЛЬКИНД, И. Я. КОНФЕДЕРАТОВ, Я. А. ШНЕЙБЕРГ. ИСТОРИЯ ТЕХНИКИ 491 стр., ц. 13 руб. 70 коп. Госэнергоиздат, 1956.

Допущено Главным управлением политехнических и машиностроительных вузов Министерства высшего образования СССР в качестве учебника для энергетических и электротехнических высших учебных заведений и факультетов

Рецензируемый учебник составлен в итоге долголетней учебной и научной работы коллектива кафедры истории техники Московского энергетического института им. Молотова. Авторы сделали попытку создания первого в нашей стране учебника, освещающего с марксистско-ленинских позиций главным образом историю развития теплоэнергетики и электроэнергетики. В основу курса легли обработанные материалы лекций, читаемых в МЭИ с 1949 г. При этом авторам удалось правильно решить основные принципиальные методологические вопросы, связанные с созданием учебника по истории энергетической техники. Изложение курса строится не на частных периодах развития отдельных отраслей энергетики, а на общей периодизации развития общества. Изложение истории техники в книге неразрывно связано с освещением экономических законов общественных формаций и с узловыми вехами развития науки.

На основных фактах из истории энергетики в книге убедительно показано, как в истории развития общества познание человеком закономерностей природы определяло пути развития техники и, в свою очередь, как техническая практика, открывая неизвестные ранее явления, вызывала зарождение и быстрое развитие новых отраслей науки.

Учебник состоит из введения и семнадцати глав. В первых трех главах (стр. 16—74) дается краткое изложение развития техники в условиях первобытно-общинного, рабовладельческого и феодального строя. Глава IV (стр. 75—115) посвящена возникновению и подробному изложению начального периода теплоэнергетики. На основе хорошо подобранного фактического материала в ней вскрыты основные закономерности перехода от старой гидроэнергетики, переживавшей в первой половине XVIII в. глубокий кризис, к теплоэнергетике и, главное, дан подробный технический анализ ряда проектов установок, предшествовавших созданию первого универсального двигателя. В решении этой важнейшей технической проблемы XVIII в. выдающуюся роль сыграл И. И. Ползунов, анализу изобретения которого в учебнике отведено заслуженное место.

Глава V (стр. 115—138) содержит краткий обзор развития науки об электричестве и магнетизме с древнейших времен и до конца XVIII в. Открытия и изобретения в этой области науки, относящиеся к указанному периоду, сыграли немаловажную роль в развитии науки об электричестве, в зарождении и дальнейшем развитии электротехники.

Глава VI (стр. 138—154) раскрывает причины, сущность и последствия промышленного переворота последней трети XVIII в. В этой главе авторы подробно освещают историю изобретения и внедрения в производство рабочих машин и усовершенствованного универсального двигателя, каким явилась паровая машина Уатта.

Логическим продолжением этой главы является гл. VII (стр. 154—186), раскрывающая основные закономерности и особенности развития теплоэнергетики после промышленного переворота и до 70-х годов XIX в. Авторы справедливо отмечают, что к разработке теоретических основ теплотехники и в первую очередь к созданию термодинамики привела паротехническая практика.

Последующие три главы VIII, IX и X (стр. 154—290) посвящены подробному изложению истории открытия электрического тока и изучению его свойств, истории открытия Фарадеем явления электромагнитной индукции и развитию электрических машин, а также развитию применений электричества до 70-х годов XIX в. В этих главах содержится ряд принципиальных положений, характеризующих особенности развития электроэнергетики в начальный период.

Промышленный переворот, начавшийся с применения машин-орудий, вызвал в XIX в. бурное развитие машиностроения, горного дела, металлургии, транспорта, химической технологии и других областей техники, краткому

обзору которых посвящена гл. XI (стр. 291—312). Здесь же обстоятельно освещаются вопросы, связанные с открытием закона сохранения и превращения энергии, который является важнейшим обобщением достижений науки и техники первой половины XIX в. и стал естественно-научной основой всех областей естествознания и техники.

70-е и 80-е годы XIX в. авторы характеризуют как период быстрого развития электротехники и различных энергетических применений электричества, как период крупных научных обобщений в области электричества и магнетизма, позволивших перейти в этих областях знания от эмпирических методов исследования к инженерным расчетным приемам и методам, основанным на строгих научных данных. Анализу этого периода в развитии электротехники посвящена гл. XII (стр. 312—353).

Концентрация крупного машинного производства во второй половине XIX в. вызвала быстрое развитие важнейших отраслей техники, краткому обзору которых посвящена гл. XIII (стр. 354—369). Эта же особенность производства поставила перед энергетикой сложные задачи усовершенствования паровой машины и вызвала переход от поршневых паровых двигателей к паровым турбинам и котлоагрегатам высокой производительности и большой мощности; возникли задачи создания новых типов двигателей: двигателей внутреннего сгорания, газовых и гидравлических турбин. История возникновения этих отраслей теплоэнергетики и гидроэнергетики изложена в гл. XIV (стр. 369—407).

Подробному освещению истории зарождения и развития техники трехфазного тока, приведшего к решению назревавшей тогда проблемы передачи электрической энергии на большие расстояния и тем самым к освобождению крупной промышленности от сковывающих ее местных энергетических условий, посвящена гл. XV (стр. 407—433). В конце XIX в. возникла радиотехника, а в начале XX в.—электроника. Первому этапу развития этих важнейших отраслей современной техники посвящен краткий обзор (стр. 433—447).

Как указывал В. И. Ленин, электрическая промышленность была самой типичной для капитализма конца XIX и начала XX вв. для новейших успехов техники указанного периода. Подробным обзором этого начального периода развития электрификации (гл. XVII, стр. 448—484) и заканчивается учебник.

Книга написана хорошим литературным языком и достаточно полно иллюстрирована (384 иллюстрации). В ней учтены все новейшие исследования по истории науки и техники. Одним из достоинств данного учебника является исторически верная оценка вклада отечественных и зарубежных ученых и изобретателей в развитие техники.

Выход в свет первого учебника по истории техники, предназначенного для энергетиков, будет способствовать созданию аналогичных учебников для вузов другого профиля.

При переиздании данного учебника следует несколько усовершенствовать его структуру за счет устранения излишней раздробленности при расположении материала из отдельных областей электротехники и теплотехники в различных главах, а возможно и за счет объединения некоторых глав.

Желательно уменьшить объем учебника за счет сокращения и в ряде мест исключения из него излишне подробного описания конструкций и приборов, не сыгравших сколько-нибудь значительной роли в развитии энергетики. Сделать это тем более необходимо, что подготовляемая кафедрой истории техники МЭИ вторая часть учебника (XX в.) по своему объему будет, по-видимому, не менее рецензируемой первой части этого учебника (30 печ. л.). Следует учесть не только ограниченное время, отводимое на чтение курса истории техники в учебных планах вузов (36 ч), но и то обстоятельство, что немало исторических сведений по электротехнике и тепло-

технике хорошо известно студентам из учебных курсов физики средней школы, а также из ряда общетехнических дисциплин, которые читаются на первых курсах вузов и предшествуют курсу истории техники.

В учебнике при его переиздании желательно было бы видеть сводные таблицы по двигателям, генераторам и т. п., составленные по типу, пока единственной в книге (стр. 241) таблицы, хорошо иллюстрирующей основные этапы развития электрохимических источников тока.

В учебных целях вполне оправдано было бы включение в книгу хронологию важнейших открытий и изобретений из общей истории науки и техники и в особенности

из истории энергетики и электротехники, а также более расширенной библиографии по истории техники.

История техники — это новая научная дисциплина, находящаяся еще в процессе своего становления. Рецензируемый учебник является безусловным творческим достижением кафедры истории техники МЭИ. Нужно надеяться, что вторая часть этого труда не задержится изданием.

Кандидаты физ.-матем. наук
В. Н. Голоушкин и А. А. Елисеев
Ленинград

НОВЫЕ КНИГИ ПО ЭЛЕКТРИЧЕСТВУ, ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ И ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКЕ

АВТОМАТЫ. Сборник статей под ред. К. Э. Шеннона и Дж. Маккарти. Пер. с англ. под ред. А. А. Ляпунова. 403 стр., ц. 15 руб. 65 коп. Изд. иностр. лит.

Андреев В. П., Сабинин Ю. А. ОСНОВЫ ЭЛЕКТРОПРИВОДА. Учебное пособие для энергетических и электротехнических вузов и факультетов. 448 стр., ц. 17 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.

Анжур А. Г. ФИЗИЧЕСКИЙ ПРАКТИКУМ. ЭЛЕКТРИЧЕСТВО И МАГНИТИЗМ. 224 стр., ц. 3 руб. 75 коп. Изд. Ереванского университета им. Молотова. На арм. яз.

АНТИФЕРРОМАГНИЗМ. Сборник статей. Пер. Л. А. Шубиной. Под ред. С. В. Вонсовского. 487 стр., ц. 29 руб. Изд. иностр. лит.

Арутюнов В. О. РАСЧЕТ И КОНСТРУИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОИЗМЕРИТЕЛЬНЫХ ПРИБОРОВ. Изд. 2-е, перераб. 552 стр., ц. 10 руб. 55 коп. Госэнергоиздат.

Атабеков Г. И. ЛИНЕЙНЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ЦЕПИ. 174 стр., ц. 5 руб. 10 коп. Оборонгиз.

Белькинд Л. Д. КАРЛ АДОЛЬФОВИЧ КРУГЛ. 48 стр., ц. 1 руб. 75 коп. Госэнергоиздат.

Богородицкий Н. П., Пасынков В. В., Яськов Д. А. МАЛОГАБАРИТНЫЙ ВЫСКОВОЛЬТНЫЙ ОБРАЗЦОВЫЙ КОНДЕНСАТОР СО СЖАТЫМ ГАЗОМ. 13 стр., ц. 1 руб. 50 коп. Гостехиздат.

Будницкий А. Б., Калиниловский М. Л. ТОКИ КОРОТКОГО ЗАМЫКАНИЯ. 200 стр., ц. 4 руб. 90 коп. Гостехиздат УССР.

Быховский Я. Л. ТЕЛЕМЕХАНИКА И ЕЕ ПРИМЕНЕНИЕ. 79 стр., ц. 1 руб. 70 коп. Трудрезервиздат.

Петров В. В., Гратус Т., Рейс Ф. Ф., Страхов П. И., Болотов А. Т., Телепнев В. Д. ИЗБРАННЫЕ ТРУДЫ ПО ЭЛЕКТРИЧЕСТВУ. Под. ред. и с предисл. Л. Д. Белькинда. 299 стр., ц. 9 руб. 45 коп. Гостехиздат.

Веселов А. И. ПРОТИВОПОЖАРНОЕ ОБСЛЕДОВАНИЕ ЭЛЕКТРОУСТАНОВОК. 125 стр., ц. 3 руб. 35 коп. Коммунихозиздат РСФСР.

Виноградов Н. В., Горянин Ф. А., Сергеев П. С. ПРОЕКТИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН. Учебное пособие для электротехнических и энергетических вузов и факультетов и электромеханических техникумов. 504 стр., ц. 19 руб. 5 коп. Госэнергоиздат.

Вульман Г. Л. ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ИСПЫТАНИЯ ГЕНЕРАТОРОВ НА ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯХ. 80 стр., ц. 40 коп. Госэнергоиздат.

ГОСТ 4531-48. РОЛИКИ ЭЛЕКТРОИЗОЛЯЦИОННЫЕ. 4 стр., ц. 15 коп. Стандартгиз.

ГОСТ 7387-55. НАКОНЕЧНИКИ КАБЕЛЬНЫЕ АЛЮМИНИЕВЫЕ ЛИТИЕ. 4 стр., ц. 15 коп. Стандартгиз.

Григорьев Ю. Е., Гульденбанк В. В., Левицкий К. К. СТРОИТЕЛЬСТВО ПЕРВОЙ В СОВЕТСКОМ СОЮЗЕ ДАЛЬНЕЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ 400 кВ. Под. ред. и с предисл. С. С. Рокотяна. 88 стр., ц. 2 руб. 55 коп. Госэнергоиздат.

Громов В. И., Флексер Я. Н. СЕЛЬСКИЕ ГИДРОЭЛЕКТРОСТАНЦИИ. 2-е испр. и доп. изд. 503 стр., ц. 11 руб. 35 коп. Сельхозиздат.

Дреффер Г. И. ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ МНОГОЧЕРПАКОВЫХ ЭКСКАВАТОРОВ. 219 стр., ц. 7 руб. 45 коп. Углехозиздат.

Ерофеев В. М. НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ ТЕОРИИ И РАСЧЕТА РЕЛЕЙНЫХ АВТОМАТИЧЕСКИХ СИСТЕМ. 78 стр., ц. 3 руб. ЛИАП.

ИНСТРУКЦИЯ ПО ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТУ РУЧНЫХ АВТОМАТИЧЕСКИХ ПРИВОДОВ. 56 стр., ц. 2 руб. Тех. упр. МЭС. Госэнергоиздат.

Каганов И. Л. ЭЛЕКТРОННЫЕ И ИОННЫЕ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛИ. Основы промышленной электроники. Ч. 3. Цепи питания и управления ионных приборов. 528 стр., ц. 14 руб. 55 коп. Госэнергоиздат

Казарновский Д. М. СЕГНЕТОКЕРАМИЧЕСКИЕ КОНДЕНСАТОРЫ. 223 стр., ц. 7 руб. 80 коп. Госэнергоиздат.

Квачев Г. С. ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ УСТАНОВКИ В СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННОМ ПРОИЗВОДСТВЕ. 254 стр., ц. 6 руб. 35 коп. Гостехиздат УССР.

Китаев В. Е., Петров В. К., Шляпинтох Л. Г. ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. Изд. 2-е, перераб. и доп. 272 стр., ц. 4 руб. 85 коп. Трудрезервиздат.

Кузнецов М. И. ОСНОВЫ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ. Под. ред. С. В. Страхова. 5-е изд., перераб., 423 стр., ц. 7 руб. 5 коп. Трудрезервиздат.

ЛАМПЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ОСВЕТИТЕЛЬНЫЕ. 107 стр., ц. 3 руб. 40 коп. Стандартгиз.

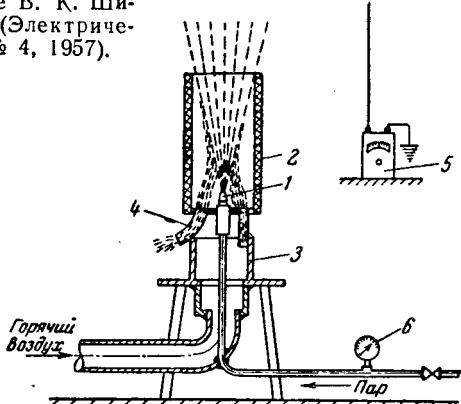
Ломоносов В. Ю., Поливанов К. М. ЭЛЕКТРОТЕХНИКА. Основные понятия. 384 стр., ц. 6 руб. 50 коп. Госэнергоиздат.

Магараш Б. Г. ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ИЗМЕРЕНИЯ. 183 стр., ц. 4 руб. 55 коп. Судпромиздат.

Одинцов В. Е. СЕЛЬСКИЕ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ. 171 стр., ц. 4 руб. 30 коп. Гостехиздат УССР.

ОСНОВЫ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ. Учебник для энергетических, электротехнических вузов и факультетов. Ч. 3. Нетушил А. В., Поливанов К. М. Теория электромагнитного поля. 192 стр., ц. 8 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.

К заметке В. К. Шибанова «(Электричество», № 4, 1957).



ПОПРАВКА

В № 2, 1957 г., на стр. 57, вторую формулу сверху (левая колонка) следует читать:

$$\alpha_{TP} = \frac{P}{2 \pi r_{TP}}.$$

В № 4, 1957, на стр. 87 в строке 11-й снизу вместо слов «к определению» следует читать «к определителю»; в последних двух формулах в этой же колонке вместо l следует читать e .

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

К. А. Андрианов, Н. И. Борисенко, Г. В. Буткевич, А. А. Глазунов, В. А. Голубцова, Н. Г. Дроздов (главный редактор), Е. Г. Комар, М. П. Костенко, Л. Р. Нейман, И. И. Петров, В. И. Попков, И. А. Сыромятников (зам. главного редактора), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин.

БЕЗОПАСНОСТЬ ТРЕБУЕТ,

чтобы толщина стенок всех находящихся под давлением сосудов, трубопроводов и питательных резервуаров регулярно проверялась с целью определения скорости и степени коррозии

DAWE УЛЬТРААКУСТИЧЕСКИЕ ПРИБОРЫ для ИЗМЕРЕНИЯ ТОЛЩИНЫ

позволяют быстро измерять толщину стенок без нарушения их целости, методом, требующим доступ лишь к одной поверхности, с непосредственным отсчетом, с точностью $\pm 3\%$

- Визуальный и слышимый отчет
- Магнитная kleима для материалов с железом
- Искривленные кристаллические вибраторы
- Простая подготовка чистых поверхностей
- Простота в обращении. ■ Вес: 9,1 кг.
- Совершенно устранили необходимость сверлить отверстия.



Измерение толщины стенок перед окраской нового резервуара (С любезного разрешения фирмы Вакуум Ойл Компани, Англия)

ТИП 1101
Диапазон измерений
1,6 мм — 300 мм стали

ТИП 1101-1
Диапазон измерений
0,5 мм — 100 мм стал



Измерение выпуклой стенки сосуда из нержавеющей стали, находящегося под давлением



Измерительный прибор удерживается лямкой, оставляя обе руки свободными для измерений



Периодическую прогорку сфероида Гортон с горючим газом под давлением можно производить не выключая его из работы

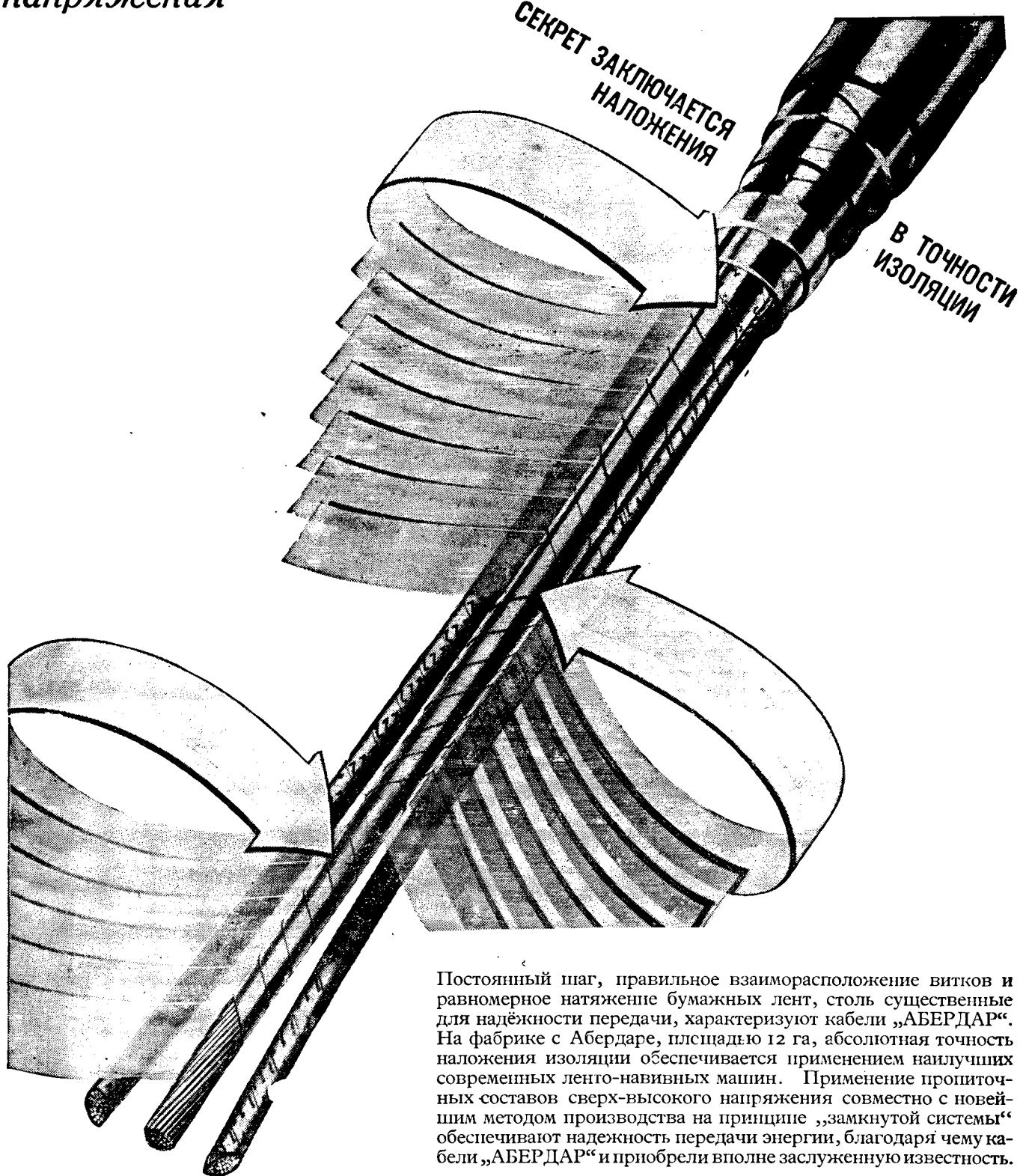
За полными техническими подробностями
обратитесь к
DAWE INSTRUMENTS LTD.



**99 UXBRIDGE RD., EALING
LONDON, W.5 — АНГЛИЯ**

Цена 8 руб.

Безукоризненная изоляция для кабелей высокого напряжения



Постоянный шаг, правильное взаиморасположение витков и равномерное натяжение бумажных лент, столь существенные для надёжности передачи, характеризуют кабели „АБЕРДАР“. На фабрике с Абердаре, площадью 12 га, абсолютная точность наложения изоляции обеспечивается применением наилучших современных ленто-навивных машин. Применение пропиточных составов сверх-высокого напряжения совместно с новейшим методом производства на принципе „замкнутой системы“ обеспечивают надежность передачи энергии, благодаря чему кабели „АБЕРДАР“ и приобрели вполне заслуженную известность.

Aberdare Cables

ABERDARE CABLES LIMITED · NINETEEN WOBURN PLACE · LONDON · АНГЛИЯ

Фабрика: Aberdare, Glam., South Wales.