

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО



## СОДЕРЖАНИЕ

А. И. Долгинов, И. Г. Смирнов и В. Д. Юренков — Заземление грозозащитных тросов через искровые промежутки	3
Н. Н. Крачковский — Оценка пропускной способности линий электропередачи на базе натуральной мощности	10
Н. М. Горбатов — К расчету токов и напряжений короткого замыкания	15
Э. А. Меерович — Применение метода симметричных составляющих для исследования неустановившихся процессов в трехфазных цепях	19
Н. А. Киклезич — Электропривод угольного комбайна типа „Донбасс“	24
В. П. Бычков — Квадратичная система с применением электромашинного усилителя	32
В. А. Глебов — Пуск асинхронных короткозамкнутых двигателей от синхронного генератора малой мощности	38
И. А. Криченова, В. Е. Поляков и В. М. Синьков — Погасание дуги возбуждения вентилях выпрямительно-инверторной установки	42
В. С. Кальман — Некоторые вопросы дренажной защиты подземных сооружений от блуждающих токов	45
М. С. Левин и А. М. Ганелин — Графоаналитический метод расчета токов короткого замыкания в сетях со стальными проводами	50
В. Л. Фабрикант — Об инерционных контурах на переменном токе	54
М. А. Розенблат — Сдвиг фаз между первыми гармониками индукции и напряженности магнитного поля и измерение потерь в стали	58
Р. Р. Харченко — Опытное определение динамических характеристик и конструктивных параметров приборов магнитоэлектрической системы	62
В. Т. Ренне — Старение пропитанной бумажной изоляции при переменном и постоянном напряжении	71
В. М. Файницкий — Осциллографирование токов в изоляции	76
<b>ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ</b>	
П. И. Гиршин — Борьба с искрением при диэлектрическом нагреве волокнистых веществ	79
<b>ДИСКУССИИ</b>	
Об экономической плотности тока А. А. Ермилов. К статье И. Н. Кроткова „Расчет наибольшей чувствительности электрических измерительных цепей“, В. А. Кочан. К статье А. А. Горева, В. В. Каплана и В. М. Нашатыря „Двухчастотный колебательный контур для испытания сверхмощных высоковольтных выключателей на отключающую способность“. С. П. Бакуменко, А. А. Горев, В. В. Каплан и В. М. Нашатырь.	84
<b>ПО СТРАНИЦАМ ТЕХНИЧЕСКИХ ЖУРНАЛОВ</b>	
Теплоэлектрозарядная станция для зимнего обслуживания двигателей. Электроконтактный нагрев токами промышленной частоты. Мощные электроземлесосные снаряды на строительстве Цимлянского гидроузла. Электрические пилы и станок для их заточки. Авария на горных линиях электропередачи, вызванная падением лавин. Установка для испытания междувитковой изоляции якорей крупных машин постоянного тока. Привод со стоп-двигателем. Дальнейшее развитие муфт с ферромагнитными порошками. Электрический забор.	88
<b>ХРОНИКА</b> А. И. Дидебулидзе	
Вопросы использования энергии ветра.	93
<b>БИБЛИОГРАФИЯ</b>	
М. М. Акодис, О. П. Ситников — Книга М. А. Бабикова „Современные электрические аппараты высокого напряжения“	95
Новые книги по электричеству, электротехнике и энергетике	95

**РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:**

Доктор техн. наук, проф. **Г. И. Петров** (редактор), академик **А. И. Берг**, доктор техн. наук, проф. **Ю. В. Буткевич**, доктор техн. наук, проф. **А. А. Глазунов**, член-корр. АН СССР **М. П. Костенко**, кандидат техн. наук **И. А. Сыромятников**, член-корр. АН СССР **М. А. Шателен**.

**Адрес редакции:** Москва, Б. Черкасский пер., д., № 2, тел. К 4-24-80.

**Адрес для телеграмм:** Москва Электричество.

**Адрес для корреспонденции:** Москва, Главный почтамт,  
почтовый ящик № 648

# Заземление грозозащитных тросов через искровые промежутки

Кандидат техн. наук, доц. А. И. ДОЛГИНОВ, инж. И. Г. СМИРНОВ,  
кандидат техн. наук В. Д. ЮРЕНКОВ

Москва

За последние годы вынужден и практически предложен ряд предложений по использованию грозозащитных тросов в линиях электропередачи электроснабжения потребителей по-

требителей по- средством емкостного отбора, для релейной защиты, связи и других целей. Однако эти предложения, имеющие существенное значение эксплуатации высоковольтных сетей, не изучаются в полной мере ввиду того, что до сих пор времени не было ясно, допустимо ли использование тросов с точки зрения сохранения их грозозащитных свойств.

Изучение этого вопроса было проведено в специальной лаборатории высоковольтной сети Энергетического института Академии наук СССР. В настоящей статье приводятся результаты исследо-

вания вопроса. Защитное действие тросовых проводов может быть истолковано на основе закономерностей развития грозового разряда. Молния начинается прорастанием от объекта на земле лидерного канала. Скорость этого прорастания лежит в пределах  $10^7 \dots 10^8$  см/сек. По мере приближения лидера к объекту сосредоточены избыточные заряды, «спускающиеся» из облака и создающие на кончике лидера потенциал порядка  $10^8$  в.

Траектория лидерного канала подчиняется определенным закономерностям. Впереди головки лидера в результате фотоионизации образуются ионы, сливающиеся в прорастающий канал молнии, в направлении максимальных градиентов электрического поля. Структура поля у головки лидера связана тесно с пространственным распределением зарядов в самом лидере. Однако преимущественное направление прорастания лидера определяется максимальными градиентами внешнего

электрического поля. Влияние этих объектов в начальной части пути лидера на направление развития разряда на некоторой высоте их влияние увеличивается, и разряд начинает ориентироваться на объект (рис. 1, а). На этой стадии искажение электрического поля, ориентирующее разряд, определяется этим объектом в целом.

Дается теоретическое и экспериментальное обоснование того, что грозозащитные тросы линий электропередачи можно заземлять через искровые промежутки без потери ими при этом грозозащитных свойств. Приводятся некоторые данные из опыта эксплуатации линий электропередачи с разземленными тросами. Приводятся соображения о выборе величины искровых промежутков по сопровождающему току промышленной частоты.

По мере приближения лидерного канала к объекту, например к линии электропередачи, начинают сказываться местные искажения поля, ориентирующие разряд по направлению максимальных градиентов. На этой стадии возможна ориентировка разряда на трос или на провод в зависимости от картины поля в системе лидер — трос — провод (рис. 1, б).

На рис. 2 показаны разряды генератора импульсов на модель линии электропередачи (масштаб 1 : 20), иллюстрирующие сказанное о местной ориентировке лидера. Как следует из рис. 2, отдельные разряды, развивающиеся в начальной стадии по общему пути, при приближении к линии могут резко изменять свою траекторию под

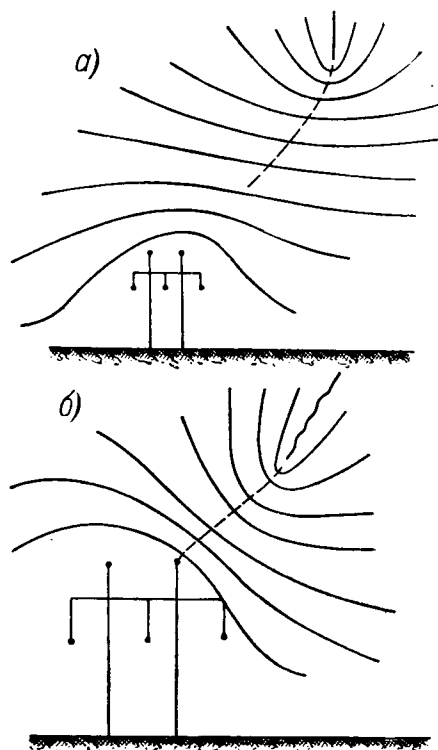


Рис. 1. Стадии ориентировки грозового разряда.

а — разряд ориентируется на линию электропередачи в целом; б — разряд ориентируется на грозозащитный трос.

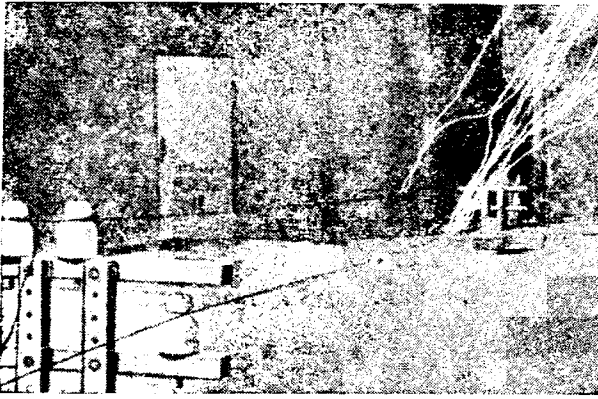


Рис. 2. Разряды генератора импульсов на модель линии электропередачи.

влиянием местных искажений поля. Естественно, что такое явление носит статистический характер. В некоторых случаях окончательная ориентировка разряда происходит с высоты, значительно меньшей, чем высота расположения электрода генератора импульсов.

При подвеске заземленных тросов на достаточной высоте все разряды практически будут ориентированы на тросы. Этим определяется защитное действие последних. Следовательно, вопрос об избирательной поражаемости разземленных тросов должен решаться на основании сравнения их полей с полями заземленных тросов. При этом для простоты линейную плотность заряда лидерного канала  $\tau$  целесообразно принять постоянной по длине лидера.

Расположим оси координат, как показано на рис. 3. Тогда вертикальная составляющая напряженности поля развивающегося лидера может быть выражена следующим образом:

$$E_y = \int_H^{\infty} \frac{2\tau y dy}{2\pi\epsilon_0 r^3} = \frac{\tau}{2\pi\epsilon_0} \int_H^{\infty} \frac{y dy}{(a^2 + x^2 + y^2)^{3/2}} = \frac{\tau}{2\pi\epsilon_0} \frac{1}{\sqrt{a^2 + x^2 + H^2}} \quad (1)$$

Принимая для упрощения расчетов, что напряженность поля  $E_y$  в пределах высоты  $h$  остается неизменной, определим потенциал

$$U_h = E_y h.$$

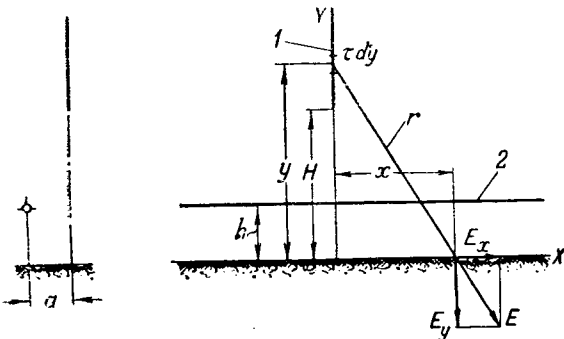


Рис. 3. Определение вертикальной составляющей напряженности поля развивающегося лидера.

1 — лидер молнии; 2 — трос линии электропередачи.

Предположим, что изоляция троса иди заряды с земли к нему не притекают.

Поскольку скорость прорастания ( $10^7 \dots 10^8$  см/сек) значительно меньше скорости распространения электрической волны в проводах, заряды на тросах линии электропередачи можно рассматривать находящимися в статическом (точнее в квазистатическом) состоянии. Следовательно, потенциал по длине троса  $= \text{const}$ .

Потенциал по длине троса

$$U_{mp} = \frac{2}{l} \int_0^{\frac{l}{2}} U_h dx = \frac{2}{l} \int_0^{\frac{l}{2}} \frac{\tau h}{2\pi\epsilon_0 \sqrt{a^2 + x^2 + H^2}} dx = \frac{\tau h}{\pi\epsilon_0 l} \ln \frac{\frac{l}{2} + \sqrt{\left(\frac{l}{2}\right)^2 + H^2 + a^2}}{\sqrt{H^2 + a^2}}$$

Линейная плотность заряда лидера  $\tau$ , считая ее равномерно распределенной, можно выразить через ток и скорость движения лидера. Но ввиду того, что данных о скорости лидера очень мало, целесообразно вместо скорости ввести в расчет ток главного разряда, который достаточно изучен. При этом будем предполагать, что ток главного разряда или, во всяком случае, значительная доля его создается в результате компенсации зарядов лидера при достижении им земли. Тогда

$$\tau = \frac{i_A}{v_A} = \frac{i_{2A}}{v_{2A}},$$

где  $i_A$  — средний ток лидера;  
 $i_{2A}$  — средний ток главного разряда;  
 $v_A$  — средняя скорость лидерного разряда;  
 $v_{2A}$  — средняя скорость главного разряда

Полагая далее скорость распространения главного канала равной примерно  $1/5$  скорости света и подставляя в (1) значения  $\epsilon_0$  и  $\tau$ , получим следующее выражение для потенциала троса:

$$U_{mp} = 600 i_{2A} \frac{h}{l} \ln \frac{\frac{l}{2} + \sqrt{\left(\frac{l}{2}\right)^2 + a^2}}{a},$$

где

$$d = \sqrt{(H-h)^2 + a^2} \approx \sqrt{H^2 + a^2}.$$

Выражение (3) дает возможность определить напряжение изолированного троса в зависимости от его протяженности при заданном токе молнии для определенной высоты головки лидера.

Как уже было указано, преимущественно направление развития разряда определяется влиянием поля под влиянием троса или при отсутствии троса. Наибольшее искажение имеет место при длинном тросе, когда его потенциал равен потенциалу троса, имеющего бесконечную длину.

Когда длина троса очень мала, он приобретает потенциал той точки поля, в которой расположен. В этом случае трос не искажает поле и, следовательно, не влияет на ориентировку разряда. Таким образом, искажающее

троса будет определяться при прочих равных условиях его длиной.

Будем характеризовать степень ориентирующего разряда искажения поля коэффициентом  $\alpha$ , который равен отношению потенциала в ближайшей к развивающемуся лидеру точке ( $x=0$ ) при наличии в ней троса к потенциалу той же точки при отсутствии в ней троса. Значение  $\alpha$  легко определяется из формул (1) и (2), а именно:

$$\alpha = \frac{2d}{l} \ln \left( \frac{l}{2d} + \sqrt{\left(\frac{l}{2d}\right)^2 + 1} \right). \quad (4)$$

На рис. 4 показана зависимость  $\alpha$  от отношения  $\frac{l}{d}$ . Как следует из рис. 4, при возрастании  $\frac{l}{d}$  коэффициент  $\alpha$  уменьшается, т. е. искажение поля увеличивается. Следовательно, влияние троса на ориентировку разряда должно возрастать по мере приближения разряда к тросу. В вертикальном расположении канала лидера к линии и приближении головки лидера к тросу на любое малое расстояние ориентирующее действие троса любой длины практически не отличается от действия заземленного троса ( $d \rightarrow 0$  и  $l = \text{const}$   $\alpha \rightarrow 0$ ).

Для сохранения ориентирующего защитного действия в случае бокового разряда изолированный трос должен иметь достаточную длину (емкость по отношению к земле).

Однако необходимое защитное действие может быть обеспечено, если трос будет изолирован от искровых промежутков, разрядное напряжение которых мало по сравнению с потенциалом головки лидера. В этом случае еще при большом  $H$ , т. е. задолго до ориентировки лидера на трос или провод, напряжение даже короткого троса превысит разрядное напряжение промежутка, в результате чего произойдет пробой последнего и трос будет переведен в заземленный режим. Таким образом, заземление тросов через искровые промежутки не нарушает процесса стекания тока молнии в землю.

Тросы, заземленные через малые искровые промежутки, сохраняют свое защитное действие по отношению к напряжениям, которые наводятся в проводах и тросе при разрядах молнии, расположенные вблизи объекты. Нарастая, эти напряжения достигают величины, при которой в промежутке пробивается и трос переходит в заземленный режим. Следует заметить, что рабочее напряжение искрового промежутка, который заземлен трос, значительно ниже рабочего напряжения линий электропередачи 35 и 110 кВ.

**Эксперименты на моделях.** Для проверки теоретических выводов были поставлены опыты на модели линии электропередачи 110 кВ длиной 100 м на 7 типовых деревянных опорах. В отдельных случаях длина увеличивалась до 110 м. Провода обоих концов линии-модели были заземлены через сопротивление, соответствующее эквивалентному волновому сопротивлению трех про-

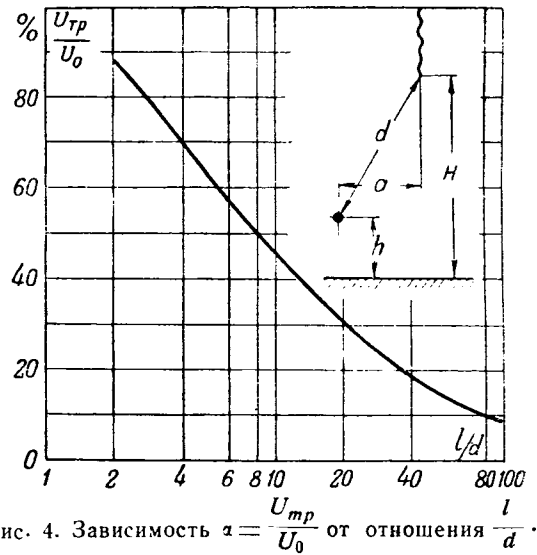


Рис. 4. Зависимость  $\alpha = \frac{U_{трп}}{U_0}$  от отношения  $\frac{l}{d}$ .

Грозовой разряд имитировался разрядом генератора импульсных напряжений Высоковольтной лаборатории Энергетического института Академии наук СССР. Высота разрядного электрода  $H_0$  в основных опытах составляла 4 200 мм. Следовательно, отношение  $\frac{H_0}{h} = 6,8$ . Как обычно,

для создания худших условий полярность разрядного электрода принималась положительной. Чтобы получить условия наибольшей поражаемости крайнего провода, он располагался асимметрично относительно оси линии-модели.

Поражения регистрировались одновременно двумя способами: путем визуального наблюдения и с помощью двух фотоаппаратов. При определении времени разряда в искровом промежутке использовался катодный осциллограф.

Опыты на моделях при всей их условности дают возможность установить закономерности, влияющие на защитное действие тросов, заземленных через искровые промежутки.

В первой серии опытов исследовалось влияние длины разземленного троса на его избирательную поражаемость. Схема опытов дана на рис. 5. Провода линии на время опытов были сняты, так как они вносят дополнительное искажение в поле лидера. Бралась различная длина участка с тросом. При каждой длине давалось 10 ... 20 разрядов. Фиксировалось число разрядов в землю и трос. Результаты опытов сведены в табл. 1.

На рис. 6 дана кривая зависимости числа поражений троса (в процентах общего числа разрядов) от длины участка линии с тросом. Как видно

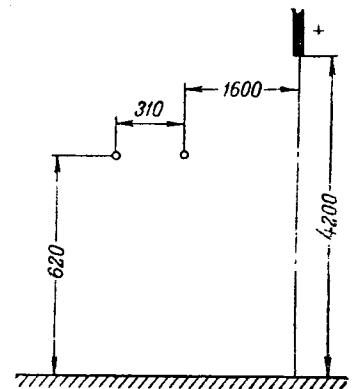


Рис. 5. Расположение тросов при исследовании влияния длины разземленного троса на его избирательную поражаемость.

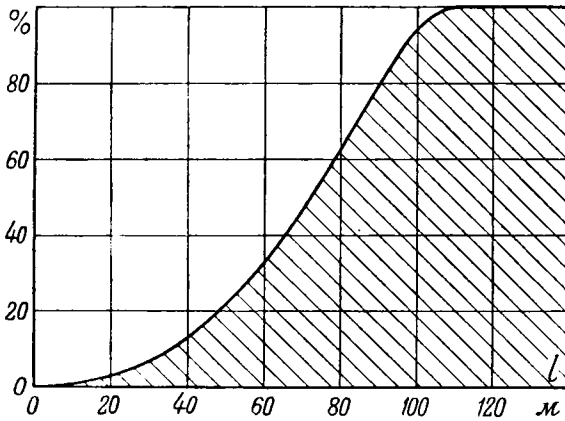


Рис. 6. Зависимость числа поражений троса (в процентах общего числа разрядов) от длины участка линии с тросом. Заштрихована область поражений троса.

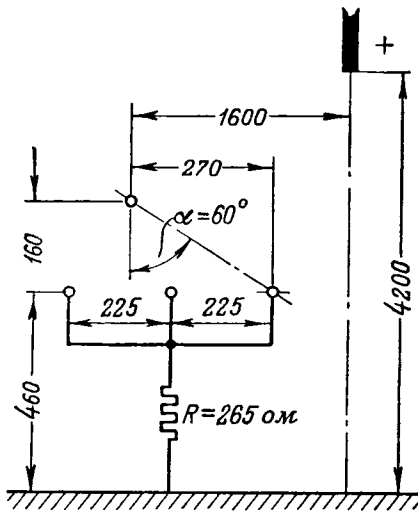


Рис. 7. Расположение линии при выяснении роли длины изолированного троса.

Таблица 1

Длина троса, м	Общее число разрядов	Число поражений троса	Число разрядов в землю
6	10	0	10
31	10	3	7
49	20	4	16
80	20	12	8
111	10	10	0

из этой кривой, поражаемость троса становится заметной при длинах порядка десятков метров. Стопроцентная поражаемость троса достигается при значительной длине участка (100...110 м). Для реальной линии это соответствует длине участка с тросом порядка 2...2,5 км.

Вторая серия опытов была посвящена выяснению роли длины изолированного троса при наличии заземленных проводов линии. Длина линии 31 м. Схема опыта приведена на рис. 7. Защитный угол  $\alpha = 60^\circ$ .

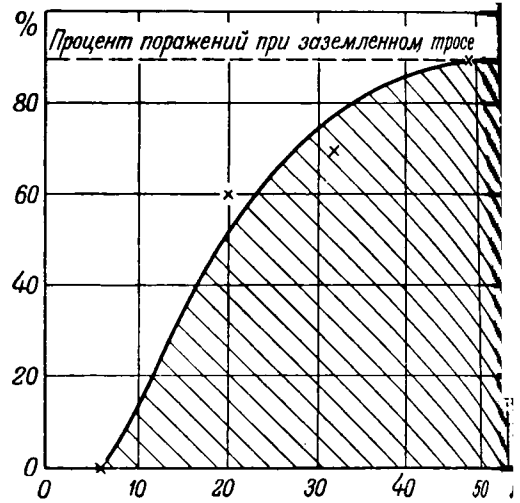


Рис. 8. Зависимость распределения поражений между проводом и тросом (в процентах общего числа разрядов) от длины участка линии с тросом. Заштрихована область поражений троса.

Защитный угол и расположение линии выбраны из условия поражения проводов первой частью разрядов при заземленном тросе. Это удалось достигнуть лишь при боковых рядах в линию. При расположении линии над электродом, даже при весьма больших защитных углах  $\alpha$ , разряды всегда поражали трос. Результаты опытов сведены в табл. 2.

Таблица

Длина изолированного троса, м	Общее число разрядов	Число поражений троса	Число поражений проводов
Трос заземлен	19	17	2
6	10	0	10
20	10	6	4
32	10	7	3
49	10	9	1

На рис. 8 дана кривая распределения поражений между тросом и проводом линии. При заземленном тросе процент его поражаемости составил 90%. В соответствии с данными предыдущего опыта поражаемость разземленного троса длиной 6 м оказалась равной нулю, т. е. трос не обладал защитным действием. Однако начиная с длины порядка 10 м, поражаемость троса резко возросла и при длине 50 м достигла 90%, т. е. величины, соответствующей заземленному тросу. Между тем при отсутствии проводов поражаемость троса длиной 50 м составила всего лишь 20%.

Таким образом, при одной и той же длине разземленного троса наличие проводов значительно увеличивает поражаемость троса. Это, как указывалось выше, объясняется тем, что заземленные провода создают местное искащение поля, в результате которого преимущественное развитие разряда происходит по направлению к линии в целом. По мере приближения головки к

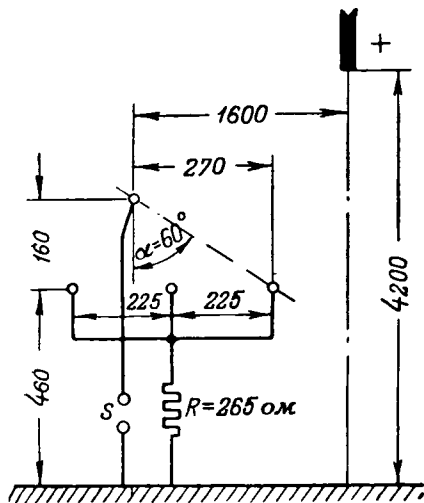


Рис. 9. Расположение линии при выяснении влияния величины искрового промежутка на ориентировку разряда.

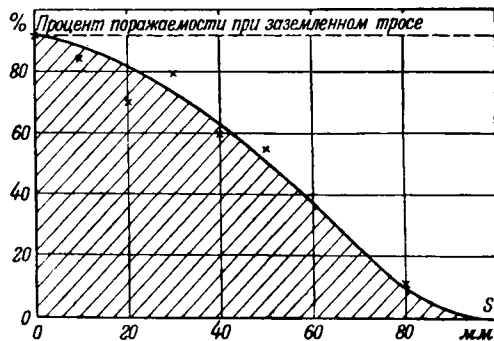


Рис. 10. Зависимость распределения числа поражений (в процентах общего числа разрядов) между тросом и проводом от величины искрового промежутка. Заштрихована область поражений троса.

ра к линии на тросе происходит резкое перераспределение зарядов, и вероятность поражения троса повышается. При отсутствии проводов трос большой длины не в состоянии создать такое поле, при котором разряд ориентирован бы на линию. В этом случае разряд развивается в стороне от линии.

Задачей третьей серии опытов явилось выяснение влияния величины искрового промежутка на ориентировку разряда при приближении лидера к линии. С этой целью к тросу присоединялся шаровой разрядник диаметром 10 мм. Для лучшего выявления особенностей про угла защиты трос — провод был поперечен угол равным 60°. Длина троса бралась равной 6 м. На основании предыдущих опытов установлено, что при этой длине разземленный трос без искровых промежутков не обладает защитным действием. Схема опыта дана на рис. 9. Результаты опытов сведены в табл. 3.

Таблица 3

Величина искрового промежутка, мм	Общее число разрядов	Число поражений троса	Число поражений провода
Трос заземлен	14	13	1
10	20	17	3
20	20	14	6
30	20	16	4
40	20	12	8
50	20	11	9
80	20	2	18
Трос разземлен	18	3	15

Рис. 10 представлена кривая распределения числа поражений между тросом и проводом от величины искрового промежутка. Видно из этой кривой, при  $S=80$  мм действие троса очень мало. По мере уменьшения  $S$  разряд все в большей степени

ориентируется по направлению к тросу. Защитное действие последнего увеличивается. Это объясняется тем, что трос может быть поражен лишь в тех случаях, когда нарастание его потенциала в поле приближающегося лидера приводит к пробой искрового промежутка и трос переходит в заземленный режим. При большом  $S$  этот подготовительный пробой отсутствует, и трос, оставаясь разземленным, не оказывает влияния на ориентировку разряда.

Таким образом, опыты подтверждают вывод о том, что пробой искрового промежутка  $S$  происходит до поражения троса лидером и что это обстоятельство является определяющим в отношении вероятности поражения троса. Действительно, если предположить, что решающую роль играет расположение троса и провода (при заданной высоте разрядного электрода), то величина искрового промежутка  $S$  не должна была бы оказывать влияние на вероятность поражения троса, так как взаимное расположение троса и проводов во всех опытах оставалось неизменным.

Для непосредственной проверки механизма разряда были поставлены опыты по осциллографированию пробоя искрового промежутка на тросе в поле канала лидера. Схема опытов показана на рис. 11. Высота электрода составляла 3300 мм. На линии на длине 6 м были натянуты два троса с защитным углом 24°. К тросу присоединялся шаровой разрядник  $S$  с последовательно включенным водяным сопротивлением  $R_1 = 1000$  ом и проволочным бифилярным сопротивлением  $R_2 = 2,85$  ом. К сопротивлению  $R_2$  включались пластины явления осциллографа. Импульс в цепь временной развертки подавался от запальных электродов генератора импульсных напряжений.

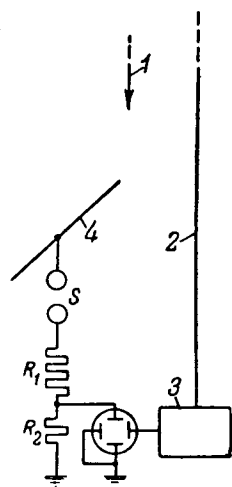


Рис. 11. Схема опытов по осциллографированию пробоя искрового промежутка на тросе.

1—разрядный электрод генератора импульсных напряжений; 2—от запальных шаров генератора импульсных напряжений; 3—цель временной развертки; 4—трос линии.



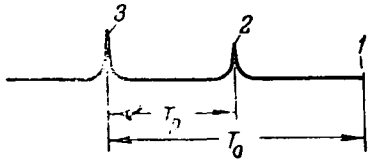


Рис. 12. Оциллограмма пробоя шарового промежутка троса. 1 — начало разряда; 2 — пробой шарового промежутка; 3 — поражение троса лидером.

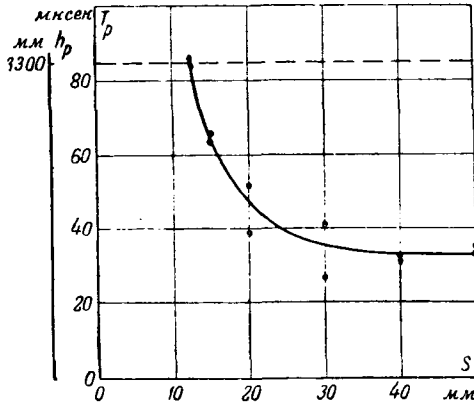


Рис. 13. Зависимость  $T_p$  и  $h_p$  от величины искрового промежутка троса  $S$ .

В момент пробоя шарового промежутка  $S$  происходит разряд емкости троса на сопротивление  $R_1$  и на оциллограмме (рис. 12) появляется всплеск. Второй всплеск возникает в момент сокращения времени между обоими всплесками  $T_p$  равен времени «опережения» пробоя шарового промежутка на тросе. Время развития лидерного канала  $T_0$  было определено во всех опытах равным в среднем 85 мксек. При расстоянии от электрода до земли 3300 мм это дает среднюю скорость развития лидера  $4 \cdot 10^6$  см/сек. Зная время пробоя шарового промежутка, можно определить высоту  $h_p$ , на которой этот пробой происходит.

Эксперименты проводились при разных значениях искрового промежутка. При каждом значении промежутка снимались 2 или 3 оциллограммы. На рис. 13 показана кривая зависимости  $T_p$  и  $h_p$  от величины искрового промежутка  $S$ . Как видно из кривой, при  $S < 10$  мм искровой промежуток пробивается еще в самом начале развития лидерного канала. По мере увеличения  $S$  высота, на которой происходит пробой промежутка, значительно снижается. Однако вплоть до весьма больших значений  $S$  искровой промежуток троса пробивался еще в лидерной стадии разряда. Это подтверждает высказанные выше предположения о механизме поражения тросов, заземленных через искровые промежутки.

После выяснения основных закономерностей поражения разземленных тросов была проведена серия опытов по схеме рис. 14 на модели линии с нормальным защитным углом  $24^\circ$  и длиной линии 32 м. Провода линии были заземлены через волновое сопротивление. В качестве искрового промежутка троса служила естественная изоля-

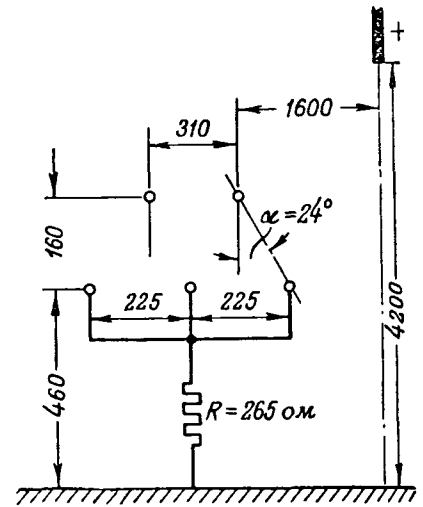


Рис. 14. Расположение линии при выяснении влияния длины разземленного тросового участка на избирательную поражаемость троса при нормальных углах защиты.

ция трос — провод, состоящая из изолятора и воздушного промежутка штырь — провод 65/70 мм. Импульсная прочность этой изоляции составляет 70...80 кВ.

Целью опытов являлось выяснение влияния длины разземленного тросового участка на избирательную поражаемость троса при нормальных углах защиты. Длина троса изменялась от 2 м. Результаты опытов сведены в табл. 4.

Таблица 4

Длина троса, м	Общее число разрядов	Число поражений троса	Число поражений провода	Число разрядов в землю
32	52	50	0	2
6	54	50	0	4
2	26	25	0	1
Трос заземлен	57	55	0	2

Как следует из табл. 4, трос поражался во всех случаях. Таким образом, при нормальных защитных углах экранирующее действие разземленного троса, даже при уменьшении его длины до 2 м и значительном искровом промежутке равноценно действию заземленного троса. Малое число разрядов в опытах и невелико, тем не менее эти опыты хорошо подтверждают установленные выше физические закономерности защиты действия разземленного троса.

При хороших защитных углах приближающийся лидер вследствие перераспределения зарядов по длине троса или пробоя искрового промежутка всегда будет ориентироваться по направлению к тросу.

Значение защитного угла проявляется в том, что канал лидера при приближении его к линии проходит в непосредственной близости от троса. При плохих защитных углах развивающийся лидер направляется к линии канал лидера более уда-

троса, и эффект «втягивания» проявляется в случае значительной длины троса или лого искрового промежутка, как это и было гановлено в предыдущих опытах.

Данные опытов показывают, что при разрядном промежутке 60...70 мм экранирующее действие троса не отличается от действия жесткозамкнутого троса. Этой величине разрядного промежутка на модели соответствует допустимое значение изоляции троса реальной линии, равное примерно 1 м по воздуху.

Опыт эксплуатации разземленных тросов на линиях электропередачи. В настоящее время в Советском Союзе имеется несколько линий электропередачи, на отдельных участках которых тросы разземлены и используются для питания танков емкостного отбора электроэнергии. Общая длина таких участков составляет около 1 км. Изоляция разземленных тросов в большинстве случаев шунтирована искровыми промежутками 25...40 мм.

В результате 6...7-летнего опыта эксплуатации таких устройств по данным ЦНИЭЛ МЭС не речено каких-либо фактов снижения уровня воупорности линий, вызванных разземлением тросов.

Выбор величины искровых промежутков по сопровождающему току промышленной частоты. В решении вопроса о допустимости разземления грозозащитных тросов на линиях электропередачи существенное значение имеет вопрос о величине искрового промежутка. Этот вопрос должен рассматриваться не только с точки зрения обеспечения достаточно низких разрядных напряжений искрового промежутка, но и с точки зрения надежности гашения дуги сопровождающего тока промышленной частоты.

Для выяснения условий гашения дуги сопровождающего тока была собрана модель (рис. 15), имитирующая емкость троса относительно проводящей линии ( $C_1$ ) и относительно земли ( $C_2$ ). Гашение дуги осуществлялось на стержневом промежутке, показанном на том же рисунке. Для выяснения условий, наиболее приближающихся к реальным, промежуток был шунтирован емкостью от изолятора П-4,5. Питание модели осуществлялось от испытательного трансформатора довольно большой мощности (10 кВа) с регулируемым напряжением.

При установленном на искровом промежутке напряжении путем сближения электродов зажимов дуга, которая затем медленно растягивалась до погашения. На рис. 15 представлена зависимость величины гасящего дугу промежутка от напряжения на его электродах (напряжения троса) для схемы, имитирующей трос длиной в 1 км. Такая длина соответствует худшим условиям работы троса на транспонированных линиях напряжением до 220 кВ включительно.

Из приведенной зависимости, при напряжении 10...12 кВ, являющемся нормальным для разземленных тросов линий 110...220 кВ, этот промежуток 30 мм вполне надежно гашит

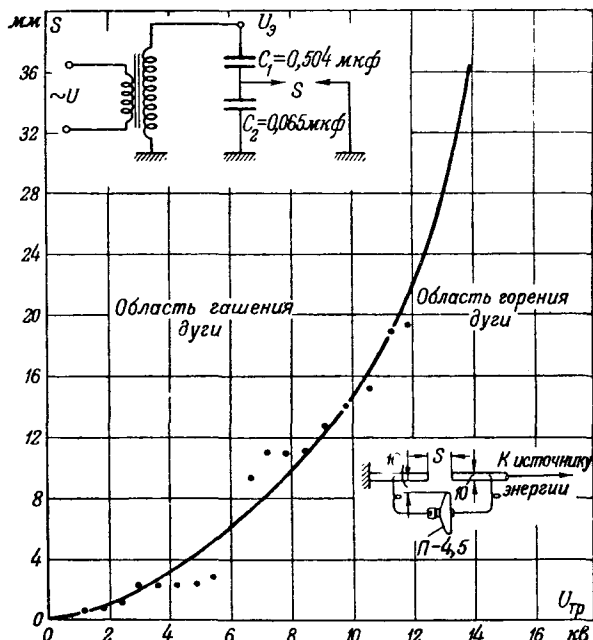


Рис. 15. Зависимость величины гасящего дугу промежутка от напряжения на его электродах (напряжения троса).

сит дугу сопровождающего тока. Эти данные хорошо подтверждаются данными эксплуатации разземленных тросов линий электропередачи. Так, в установках емкостного отбора энергии от линии 220 кВ, имеющих наиболее длинные участки разземленного троса (8 км), искровой промежуток величиной 25 мм надежно справляется с гашением дуги тока промышленной частоты.

**Закключение.** Теоретический анализ, опыты на модели и имеющийся опыт эксплуатации показывают возможность заземления тросов линий электропередачи через искровые промежутки без какого-либо ухудшения их защитных свойств. При произвольной длине тросового участка единственным условием допустимости разземления троса является обеспечение достаточно малого разрядного напряжения его изоляции относительно земли. Этому условию полностью удовлетворяет изоляция троса одним изолятором типа П-4,5, шунтированным в целях защиты от разрушения токами молнии искровым промежутком 40...50 мм.

Разземленные грозозащитные тросы<sup>1</sup> могут быть применены для широкой электрификации монтерских пунктов энергосистем, расположенных на трассе линий электропередачи; в качестве каналов связи и релейной защиты; для питания электродвигателей при производстве линейных ремонтных работ и пр.

Разземление тросов облегчает измерение сопротивлений заземлителей опор.

В заключение авторы выражают свою признательность И. С. Стекольникову за содействие в постановке экспериментальной части работы.

[26.10.1951]

<sup>1</sup> В настоящее время работа тросов в разземленном режиме санкционирована Техническим управлением МЭС СССР.



# Оценка пропускной способности линий электропередачи на базе натуральной мощности

Кандидат техн. наук Н. Н. КРАЧКОВСКИЙ

Москва

Натуральная или естественная мощность линии электропередачи, как известно, определяется из соотношения

$$P_N = \frac{U^2}{\omega_0}, \quad (1)$$

где  $U$  — линейное напряжение линии,  $kв$ ;  $\omega_0$  — волновое сопротивление линии.

Для воздушных линий, даже значительно отличающихся друг от друга по напряжению и конструкции, волновое сопротивление можно считать лежащим в пределах 380...400  $ом$ ; обычно оно принимается равным 400  $ом$ . В таком случае

$$P_N = \frac{U^2}{400}. \quad (2)$$

Передача натуральной мощности характеризуется тем, что по всей длине линии ток и напряжение совпадают по фазе, т. е. линия работает при  $\cos \varphi = 1$ . Соотношения различных величин, имеющие место при этом, получаются наиболее простыми, но они справедливы лишь для линии, не имеющей потерь.

При одинаковой нагрузке линий, выраженной в долях натуральной мощности, режимы линий электропередачи различных напряжений подобны. Поэтому целесообразно пользоваться понятием удельной нагрузки

$$P_{уд} = \frac{P}{P_N}, \quad (3)$$

представляющем большое удобство при сравнительной оценке работы линий различных напряжений.

Обычно линии электропередачи работают не полностью скомпенсированными, т. е. при  $\cos \varphi \neq 1$ . Однако и в этом случае целесообразно пользоваться понятием натуральной мощности, хотя условия, положенные в основу этого понятия, и не соблюдаются.

Отмеченные выше свойства (характеристики) линий при передаче по ним натуральной мощности могут быть с успехом использованы при решении вопросов передачи электрической энергии в стадии перспективного проектирования, когда необходимо иметь данные о пропускной способности линий различных напряжений в функции от расстояния. Особо большой точности при этом не

Отмечается целесообразность применения при перспективном проектировании известного метода оценки пропускной способности линий электропередачи на базе натуральной мощности. Приводится применение этого метода для сравнения линий электропередачи различных напряжений и длин по падению напряжения, потере энергии и устойчивости параллельной работы. Статья печатается в порядке обсуждения.

требуется, так стадии перспективного проектирования энергетические посылки в большинстве случаев являются приближенными и в той мере усло-

Известный давно метод определения пропускной способности линии электропередачи на базе натуральной мощности не получил еще широкого распространения, хотя он этого заслуживает. Ниже именно с этой точки зрения рассматривается ряд факторов, определяющих пропускную способность линии электропередачи.

**Падение напряжения.** Падение напряжения в линии, его продольная составляющая с учетом емкости линии

$$\Delta U = \frac{P_a r l + P_p x l - \frac{Q_c}{2} x l}{U^2},$$

где  $P_a$  — активная мощность в конце линии,  $мгва$ ;  
 $P_p$  — реактивная мощность в конце линии,  $мгва$ ;  
 $Q_c$  — зарядная мощность линии,  $мгва$ ;  
 $r$  и  $x$  — активное и реактивное сопротивление 1 км линии,  $ом$ ;  
 $l$  — длина линии,  $км$ ;  
 $U$  — линейное напряжение в конце линии,  $кв$ .

Учитывая, что  $P_p = P_a \operatorname{tg} \varphi$ , а  $Q_c = U^2 b l$  и выражая  $\Delta U$  в процентах, можно писать:

$$\Delta U \% = \frac{P_a r \cdot 100 l}{U^2} + \frac{P_a \operatorname{tg} \varphi x \cdot 100 l}{U^2} - 50 b x l^2.$$

При выборе сечения провода следует исходить из экономической плотности тока  $j_{эк}$ . Сечение провода

$$s = \frac{I}{j_{эк}} = \frac{P_a}{j_{эк} U \sqrt{3} \cos \varphi_p},$$

где  $\cos \varphi_p$  — расчетное значение коэффициента мощности, при котором определяется сечение провода. Тогда

$$r = \frac{\rho}{s} = \frac{\rho j_{эк} U \sqrt{3} \cos \varphi_p}{P_a}.$$

Для медных проводов  $\rho = 17,5 \text{ } ом \cdot мм^2/км$ ; для сталеалюминиевых  $\rho = 31,0 \text{ } ом \cdot мм^2/км$ . Мо

сть на приемном конце может быть выражена без натуральную следующим образом:

$$P_a = kP_N = k \frac{U^2}{400}.$$

ставив значения  $P_a$  и  $r$  в формулу (5), получим:

$$U\% = \frac{r \cdot j_{э\kappa} \sqrt{3} \cos \varphi_p \cdot 100l}{U} + \frac{kx \operatorname{tg} \varphi l}{4} - 50bxl^2. \quad (6)$$

При числе часов использования  $T = 3\,000 \dots$  час для медных проводов  $j_{э\kappa} = 1,75 \text{ а/кв}\cdot\text{мм}$ , для стальноалюминиевых проводов  $j_{э\kappa} = 1,0 \text{ а/кв}\cdot\text{мм}$ . Средние значения  $x = 0,40 \text{ ом/км}$  и  $b = 85 \cdot 10^{-6} \frac{1}{\text{ом/км}}$ , получим:

$$U\% = \frac{5,3 \cos \varphi_p l}{U} + 0,1k \operatorname{tg} \varphi l - 5,7 \cdot 10^{-5} l^2. \quad (7)$$

передаче натуральной мощности  $k = 1$ . Для электропередачи напряжением до  $110 \text{ кв}$  можно пренебречь. Следовательно, в этом случае последний член в формуле (7) не дает.

При пользовании формулой (7) следует приходить в первом ее члене то значение  $\cos \varphi$ , для которого определено сечение провода, а во втором — соответствующее данному режиму работы.

Помощью формулы (7) можно сравнивать между собой линии электропередачи разных напряжений и с различным числом цепей, но при равной экономической плотности тока длиной и тем же значением  $\cos \varphi$  на приемном конце. Ею нельзя непосредственно пользоваться для изучения рабочих (нагрузочных) характеристик линий, так как при сечении провода, выбранном для определенной нагрузки, плотность тока остается неизменной, если нагрузка будет изменяться. Поэтому при пользовании формулой следует различать следующие случаи ее применения:

1-й случай — исследуется влияние напряжения при различных удельных нагрузках, при одинаковой плотности тока и коэффициентах мощности. Следовательно, сечение проводов меняется соответственно удельной нагрузке. В этом случае первый член формулы (7) изменяется обратно пропорционально напряжению, а второй член — пропорционально нагрузке.

2-й случай — изучаются рабочие характеристики конкретной линии (т. е. линии данного напряжения и сечения проводов) при определенной нагрузке, но при различных  $\cos \varphi$ . Первый член формулы при этом неизменным, а второй будет изменяться соответственно  $\operatorname{tg} \varphi$ .

3-й случай — изучаются рабочие характеристики той же линии при различных нагрузках при этом оба члена будут изменяться соответственно нагрузке.

Следует еще раз подчеркнуть, что значение  $\cos \varphi$  в первом члене формулы (7) во всех случаях должно принимать то, при котором выбрано сечение провода.

Как указано выше, формула (7) учитывает только продольную составляющую падения напряжения и не учитывает поперечной составляющей. Для линий напряжением до  $110 \text{ кв}$  включительно и обычно применяемых на практике для таких линий длин это не оказывает сколько-нибудь значительного влияния на конечный результат. Для линий более высокого напряжения, например  $220 \text{ кв}$ , и длин  $200 \text{ км}$  и выше погрешность может достигать двух и более процентов, что, однако, не имеет существенного значения при сравнении электропередачи на одно и то же расстояние, но при различных напряжениях.

Падение напряжения в линии является одним из факторов, определяющих расстояние, на которое может быть передана заданная мощность. Во избежание чрезмерных колебаний напряжения при различных нагрузках линии максимальное падение напряжения в ней не должно выходить из определенных пределов. Обычно считается допустимым  $\Delta U = 10\%$ . В отдельных случаях, а также при применении на приемных подстанциях трансформаторов с регулировкой напряжения под нагрузкой или синхронных компенсаторов падение напряжения может быть больше  $10\%$ , но не должно превышать  $20\%$ .

На рис. 1 и 2 представлены кривые мощностей, которые могут быть переданы по линиям напря-

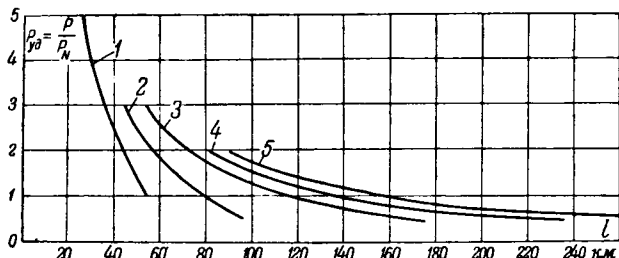


Рис. 1. Зависимость мощности, которая может быть передана по линиям  $35 \dots 220 \text{ кв}$ , от длины этих линий. Мощность дана в долях от натуральной.

1 — 35 кв; 2 — 60 кв; 3 — 110 кв; 4 — 154 кв; 5 — 220 кв.

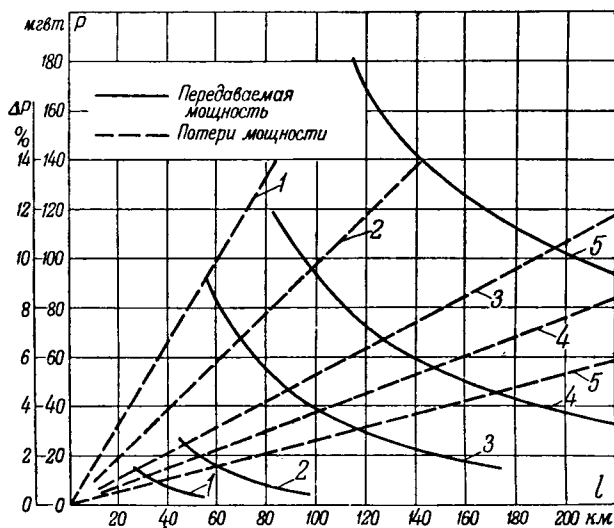


Рис. 2. Зависимость мощности (в мвт), которая может быть передана по линиям  $35 \dots 220 \text{ кв}$ , и потери мощности от длины этих линий.

1 — 35 кв; 2 — 60 кв; 3 — 110 кв; 4 — 154 кв; 5 — 220 кв.

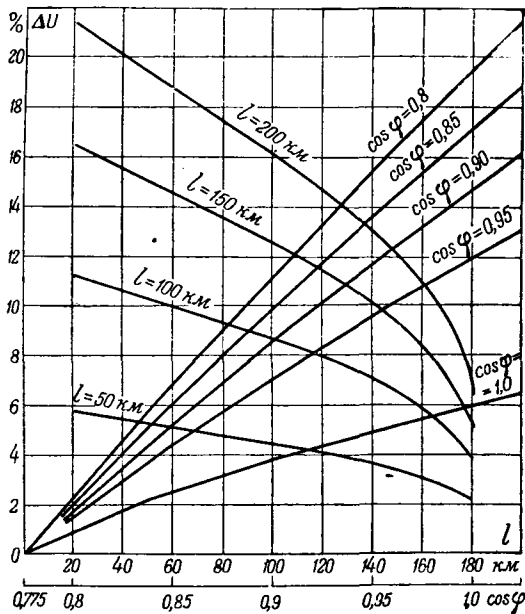


Рис. 3. Зависимость падения напряжения от длины линии для различных  $\cos \varphi$  и от  $\cos \varphi$  для различных длин при передаче по линии напряжением 110 кв натуральной мощности (30 мвт).

жением 35...220 кв в зависимости от длины этих линий. На рис. 1 мощности даны в долях натуральной, а на рис. 2 в мегаваттах. Эти кривые получены для следующих исходных данных: плотность тока принята во всех случаях одинаковой и равной: для медных проводов 1,75 а/мм<sup>2</sup>, для стальнойюмиевых 1,0 а/мм<sup>2</sup>; коэффициент мощности в конце линии принят равным 0,9 и соответственно этому выбрано сечение проводов; падение напряжения (продольная составляющая)  $\Delta U = 10\%$ . Характеристики линий приведены в табл. 1.

Таблица 1

Напряжение, кв . . . . .	35	60	110	154	220
Натуральная мощность, мвт . . . . .	3	9	30	59	121
Сечение медных проводов, мм <sup>2</sup> . . . . .	32	55	101	142	203
Сечение стальнойюмиевых проводов, мм <sup>2</sup>	56	96	176	248	352

На рис. 3 представлены кривые зависимости падения напряжения от длины линии для различных  $\cos \varphi$  и от  $\cos \varphi$  для различных длин при передаче по линии 110 кв натуральной мощности. Кривые рис. 3 построены при тех же исходных данных, что и кривые рис. 1 и 2.

Анализ формулы (7) позволяет ответить на вопрос, целесообразно ли применять с точки зрения падения напряжения одну цепь с проводами большого сечения или две цепи с проводами в два раза меньшего сечения. Из формулы (7) следует, что активное падение напряжения останется неизменным, если плотность тока будет одинакова как при одной цепи, так и при двух цепях. Для того чтобы и реактивное падение при передаче по

одной цепи утроенной мощности было то же, что при двух цепях, необходимо соблюдение равенства

$$0,1 k \operatorname{tg} \varphi_1 l = 0,1 \cdot 2 \cdot k \operatorname{tg} \varphi_2 l,$$

в котором  $\operatorname{tg} \varphi_1$  относится к двухцепной, а  $\operatorname{tg} \varphi_2$  — к одноцепной<sup>1</sup>. Следовательно,

$$\operatorname{tg} \varphi_2 = 0,5 \varphi_1.$$

Достигнуть этого можно путем применения синхронной компенсации. При этом мощность синхронных компенсаторов

$$Q_{c.k.} = 0,5 \operatorname{tg} \varphi_1 P_a,$$

где  $P_a$  — активная нагрузка в конце линии. Если при передаче мощности по двум цепям  $\cos \varphi$  в приемном конце линии был равен 0,8, чему соответствует  $\operatorname{tg} \varphi_1 = 0,75$ , то при передаче всей мощности по одной цепи необходимая мощность синхронного компенсатора  $Q_{c.k.} = 0,375 P_a$ ; при  $\cos \varphi_2$  в конце линии повышается приблизительно до 0,94. Если  $\cos \varphi_1$  был равен 0,85, то  $Q_{c.k.} = 0,5 \cdot 0,62 P_a = 0,31 P_a$  и  $\cos \varphi_2 = 0,955$ . В среднем можно принять  $Q_{c.k.} = 0,35 P_a$ . Наличие компенсаторов уменьшает передаваемую по линии реальную мощность.

Для технико-экономического сравнения рассмотрим передачу мощности 40 мвт по одной цепи напряжением 110 кв с проводами АС-120 и по двум цепям того же напряжения с проводами АС-120. По данным Теплоэлектропроекта стоимость 1 км двухцепной линии на металлических опорах с проводами АС-120 в ценах 1950 г. равна 128 тыс. руб., а одноцепной с проводами АС-112 — 112 тыс. руб. При длине линии 100 км передача по одноцепной линии дает экономию 1 600 тыс. руб.

При одноцепной линии для ее разгрузки реактивной мощности потребуются синхронные компенсаторы мощностью 14 мва. При стоимости 1 квт 70 руб/квт их стоимость составит около 1 000 тыс. руб. В конечном счете одноцепной вариант дает экономию 600 тыс. руб. (4,7%).

Так как линия частично разгружается реактивного тока, уменьшаются потери энергии в линии. Это уменьшение компенсирует дополнительные потери в синхронных компенсаторах.

Чем больше длина линии, тем выгоднее уменьшение одной линии с компенсацией.

**Потери энергии.** Вторым критерием, определяющим пропускную способность линии, являются потери мощности и энергии.

Потери мощности на 1 км линии (в процентах активной мощности в конце линии) в зависимости от напряжения и плотности тока определяются следующим выражением:

$$\Delta P_{к.м} = \frac{\sqrt{3} j_p \cdot 100}{U \cos \varphi}.$$

Принимая среднюю величину  $\cos \varphi = 0,9$  и экономическую плотность тока при  $T = 3000$ , 5 000 час, получим для медных проводов

$$\Delta P_{к.м} = \frac{5,9}{U},$$

<sup>1</sup> При этом емкость линии не учитывается.

стальалюминиевых проводов

$$\Delta P_{к.м} = \frac{5,97}{U}$$

округленно для тех и других проводов принимаем:

$$\Delta P_{к.м} = \frac{6}{U}$$

Потери для линии длиной 100 км и напряжением 35... 220 кВ приведены в табл. 2.

Таблица 2

Напряжение линий, кВ	35	60	110	154	220
Потери мощности, %	17,10	10,00	5,45	3,90	2,72

Натуральные мощности, сечения стальалюминиевых проводов и длины линий при потерях  $\leq 10\%$  приведены в табл. 3.

Таблица 3

Напряжение, кВ	Натуральные мощности, мвт	Сечения проводов, мм <sup>2</sup>	Длина, км
35	3	56 (50)	58,5
60	9	96 (95)	100,0
110	30	176 (185)	184,0
154	59	246 (240)	257,0
220	121	352	368,0

Примечание. В скобках даны ближайшие сечения проводов по стандарту.

в числе часов использования максимума передаваемой мощности  $T = 5000$  час и числе потерь  $\tau \approx 3500$  час годовые потери энергии в процентах переданной по линии в течение года составят:  $\Delta \mathcal{E} = \frac{\tau}{T} \Delta P = \frac{3500}{5000} \cdot 10 = 7\%$ .

на рис. 2 пунктирными линиями показаны потери мощности в процентах переданной мощности в зависимости от длины линий напряжением 35... 220 кВ.

**Устойчивость параллельной работы.** Как известно, основным фактором, ограничивающим мощность, которую можно передать по линии определенной протяженности, является устойчивость параллельной работы. При оценке устойчивости необходимо рассматривать всю электропередачу целиком, с учетом ее отправного и приемного концов.

нельзя пренебречь активным сопротивлением проводов электропередачи, мощность, которая должна быть передана от одной станции к дру-

$$P_a = \frac{U_1 U_2}{x} \sin \vartheta, \quad (9)$$

$U_1$  и  $U_2$  — напряжения электростанций;  
 $\vartheta$  — фазный угол между векторами напряжений обеих станций;  
 $x$  — общая реактивность всей системы электропередачи.

Когда  $U_1$  и  $U_2$  близки друг к другу,

$$P_a = \frac{U^2}{x} \sin \vartheta. \quad (10)$$

Влияние самой линии электропередачи можно оценить, если взять отношение реактивного падения напряжения от активного тока к рабочему напряжению линии. Это отношение в процентах равно:

$$\Delta U_x = \frac{x P_a \cdot 100}{U^2}; \quad (11)$$

здесь  $x$  — реактивное сопротивление 1 км линии. В среднем  $x = 0,4$  ом/км, а  $P_N = \frac{U^2}{400}$ . Следовательно, при передаче по линии натуральной мощности:  $\Delta U_x = 0,1\%$  на 1 км.

Таким образом, базируясь на натуральной мощности, можно для линий различных напряжений и разной длины применить один и тот же критерий устойчивости. Такая простая и объективная оценка пропускной способности линии с точки зрения устойчивости особенно целесообразна на той стадии проектирования, когда приходится решать вопросы о напряжении, числе цепей и схемах электропередачи, а также об эффективности мероприятий, повышающих устойчивость.

Из последнего равенства ( $\Delta U_x = 0,1\%$  на 1 км) видно, насколько велики трудности передачи натуральной мощности на расстояния, близкие к 1000 км, если не применять специальных мер, повышающих устойчивость (расщепление проводов, продольная компенсация и т. п.).

Подробное рассмотрение вопроса об устойчивости выходит из рамок настоящей статьи, поэтому в дальнейшем ограничимся приведением лишь некоторых общих данных, характеризующих достижения в этой области.

Произведенная автором обработка данных по наиболее длинным и мощным линиям электропередачи напряжением 110... 287 кВ, находящимся в эксплуатации [Л. 1], позволила установить приведенную в табл. 4 зависимость передаваемой по линии мощности (в долях натуральной) от длины линии.

Таблица 4

Длина линии, км . . .	100	200	300	400	500
Передаваемая мощность в долях натуральной	2	1,5	1,25	1,0	0,8

Приведенные величины не являются предельными, для некоторых блочных линий достигнуты более высокие значения. Например, по одной линии напряжением 220 кВ и длиной 400 км передается мощность  $P_{уд} = 1,36$ .

Исследования А. А. Горева по вопросу пропускной способности электропередачи на большие расстояния [Л. 2, рис. 3] показывают, что по условиям статической устойчивости надежно, с запасом 25%, могут быть переданы мощности, приведенные в табл. 5.

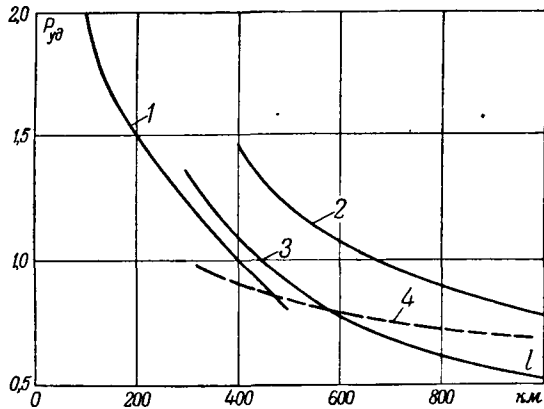


Рис. 4. Кривые расстояний, на которые может быть передана электрическая энергия.

1 — по данным существующих линий; 2 — по данным А. А. Горева (статическая устойчивость); 3 — по данным В. А. Веникова, Г. М. Розанова и Н. Н. Соколова; 4 — по данным Крэри.

Таблица 5

Расстояния, км . . . . .	400	600	800	1000
Мощности $P_{уд}$ . . . . .	1,47	1,07	0,89	0,78

Эти данные относятся к передаче энергии от гидроэлектростанции с регулируемым гидрогенераторами, передача работает по блочной схеме, ее натуральная мощность в два раза меньше мощности приемной системы.

Из сопоставления удельной нагрузки, приведенной в табл. 5, для линии протяженностью 400 км, и равной 1,47 с нагрузкой, практически достигнутой для линии 220 кВ такой же длины и равной 1,36, следует, что они отличаются друг от друга лишь на 8%, что является достаточно хорошим совпадением.

В случае применения связанной схемы электропередачи предел передаваемой мощности определяется динамической устойчивостью. Эффективным мероприятием повышения устойчивости электропередач на большие расстояния является применение переключательных постов.

В работе В. А. Веникова, Г. М. Розанова и Н. Н. Соколова [Л. 3] дана кривая предельных расстояний, на которые может быть передана мощность (в мвт) при напряжении 400 кВ по двухцепной линии с проводами, расщепленными на две нитки и с переключательными постами через каждые 150 км. Время отключения трехфазного короткого замыкания принято равным 0,1 сек. Коэффициент запаса статической устойчивости при нормальном режиме принят равным 10%.

Приведенные на этой кривой мощности в долях натуральной, отнесенной к линии с расщеп-

ленными проводами, и соответствующие расстояния приведены в табл. 6.

Расстояния, км . . . . .	300	400	500	600	800
Мощности, $P_{уд}$ . . . . .	1,36	1,09	0,9	0,79	0,6

Согласно данным Крэри [Л. 4], основываясь на результатах исследования, произведенном с помощью дифференциального анализатора двухцепной электропередачи с переключательными постами через каждые 160 км при отключении трехфазного короткого замыкания на одном конце линии через 0,1 сек предел мощности по динамической устойчивости равен: при линии 320 км — 0,98, при длине 960 км — натуральной мощности.

Для наглядности данные табл. 4, 5 и также данные Крэри представлены в виде кривых на рис. 4.

Значительное уменьшение предела передаваемой мощности по условиям динамической устойчивости по сравнению с пределом по условиям статической устойчивости объясняется отчасти тем, что при расчетах первой было принято более тяжелое замыкание, являющееся на практике устойчивым. В большинстве случаев при расчете устойчивости принимается двухфазное замыкание на землю, тогда расход энергии будет меньше.

Кривая 3, предельная расчетная и кривая 4, построенная по данным существующих линий, кажутся хорошей сходимостью. Обращает внимание чрезмерная пологость кривой 4.

При перспективном проектировании целесообразно предел мощности определять по условиям статической устойчивости и ориентироваться на электропередачу по блочной схеме, так как это возможно просто, наглядно и наиболее эффективно произвести сравнение. Достаточно хорошие данные по этому вопросу имеются в работе А. А. Горева [Л. 2].

#### Литература

1. Н. Н. Крачковский. К вопросу о построении рациональных электрических систем. Энергетический журнал, вып. VII—VIII, ЛОНИТОЭ., 1948.
2. А. А. Горев. Пропускная способность линий электропередачи трехфазного тока большой протяженности. Электричество, № 12, 1951.
3. В. А. Веников, Г. М. Розанов и Н. Н. Соколов. Характеристики электропередач переменного тока на большие расстояния. Электричество, № 7, 1951.
4. С. Крэри. Передача энергии на дальние расстояния. El. Eng., ноябрь, стр. 984—989, 1950.

# К расчету токов и напряжений короткого замыкания

Кандидат техн. наук Н. М. ГОРБАТОВ

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Для техники релейной защиты и защиты линий от влияния линий передачи электрической энергии необходимо определять токи и напряжения в электрической сети при сложных аварийных режимах.

Рассмотрим трехфазную симметричную систему в режиме короткого замыкания с одновременным разрывом одной или двух фаз в двух произвольных точках. Анализ проведем на основе симметричных составляющих. В таком случае наличие нарушения симметрии в двух точках системы приводит к появлению напряжений несимметричного разрыва и напряжений несимметричного короткого замыкания.

Симметричные составляющие напряжений несимметричного разрыва получаются в результате разложения на симметричные составляющие несимметричной системы напряжений, возникающей при разрыве фаз и действующей вдоль проводов. Напряжения обычно называют последовательными.

Симметричные составляющие напряжений несимметричного короткого замыкания получаются в результате разложения на симметричные составляющие несимметричной системы напряжений, возникающей при несимметричном коротком замыкании и действующей от нейтрали к проводу передачи. Последние напряжения обычно называют параллельными [Л. 1].

В результате разложения на симметричные составляющие двух несимметричных систем напряжений при условии симметрии системы во всех точках мы можем рассматривать отдельные схемы циркуляции симметричных составляющих токов для каждой последовательности в отдельности. Эти схемы обеспечивают возможность протекания токов соответствующих последовательностей под действием э. д. с. тех же последовательностей.

Вместо аварийным токам и напряжениям заданно принимаемое положительное направление. Для случая короткого замыкания при одновременном разрыве фаз в некоторой сложной электрической системе схема прямой последовательности всегда может быть представлена следующими двумя уравнениями:

$$\begin{pmatrix} i_{\kappa 1} - i_{3\kappa} \\ i_{\rho 1} - i_{3\rho} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Y_{11}^{(1)} - Y_{12}^{(1)} \\ -Y_{12}^{(1)} Y_{22}^{(1)} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} \\ -\dot{U}_{\rho 1} \end{pmatrix}, \quad (1)$$

Теория электрических цепей применена к расчету токов и напряжений короткого замыкания при одновременном разрыве фаз. Для рассматриваемых режимов даны расчетные уравнения в двух формах записи. Определены параметры расчетных уравнений через параметры схем отдельных последовательностей. На основе принципа взаимности и двойственности уменьшено число формул для определения расчетных параметров. Приведен численный пример решения задачи.

где  $i_{3\kappa}$  и  $i_{3\rho}$  — токи, протекающие в схеме прямой последовательности через зажимы короткого замыкания и разрыва при равенстве нулю всех э. д. с., включенных в уравнения (1);

$Y_{11}^{(1)}, Y_{22}^{(1)}$  — полная собственная проводимость на зажимах короткого замыкания и разрыва в схеме прямой последовательности;

$Y_{12}^{(1)}$  — взаимная проводимость прямой последовательности;

$\dot{U}_{\kappa 1}, i_{\kappa 1}$  — напряжение и ток короткого замыкания прямой последовательности;

$\dot{U}_{\rho 1}, i_{\rho 1}$  — напряжение и ток разрыва фаз прямой последовательности;

$\dot{E}$  — эквивалентная э. д. с. генераторов системы.

В результате применения метода контурных токов для той же схемы прямой последовательности всегда можно получить уравнения:

$$\begin{pmatrix} \dot{E}_{3\kappa} + \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} \\ \dot{E}_{3\rho} - \dot{U}_{\rho 1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{11}^{(1)} & Z_{12}^{(1)} \\ Z_{12}^{(1)} & Z_{22}^{(1)} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} i_{\kappa 1} \\ i_{\rho 1} \end{pmatrix}, \quad (2)$$

где  $\dot{E}_{3\kappa}, \dot{E}_{3\rho}$  — э. д. с. в схеме прямой последовательности на зажимах короткого замыкания и разрыва при отсутствии токов  $i_{\kappa 1}$  и  $i_{\rho 1}$ ;

$Z_{11}^{(1)}, Z_{22}^{(1)}$  — полное собственное сопротивление на зажимах короткого замыкания и разрыва в схеме прямой последовательности;

$Z_{12}^{(1)}$  — взаимное сопротивление прямой последовательности.

Так как матрицы сопротивлений и проводимостей в уравнениях (1) и (2) взаимнообратны, то э. д. с.  $\dot{E}_{3\kappa}, \dot{E}_{3\rho}$  и токи  $i_{3\kappa}, i_{3\rho}$  связаны зависимостью:

$$\begin{pmatrix} \dot{E}_{3\kappa} \\ \dot{E}_{3\rho} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} Z_{11}^{(1)} & Z_{12}^{(1)} \\ Z_{12}^{(1)} & Z_{22}^{(1)} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} i_{3\kappa} \\ i_{3\rho} \end{pmatrix}. \quad (3)$$



Для схем обратной и нулевой последовательностей тем же путем всегда можно получить уравнения, аналогичные уравнениям (1):

$$\begin{pmatrix} i_{\kappa 2} \\ i_{p2} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Y_{11}^{(2)} - Y_{12}^{(2)} \\ -Y_{12}^{(2)} & Y_{22}^{(2)} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} -\dot{U}_{\kappa 2} \\ -\dot{U}_{p2} \end{pmatrix}, \quad (4)$$

$$\begin{pmatrix} i_{\kappa 0} \\ i_{p0} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Y_{11}^{(0)} - Y_{12}^{(0)} \\ -Y_{12}^{(0)} & Y_{22}^{(0)} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} -\dot{U}_{\kappa 0} \\ -\dot{U}_{p0} \end{pmatrix},$$

где  $Y_{11}^{(2)}, Y_{22}^{(2)}$  — полная собственная проводимость на зажимах короткого замыкания и разрыва в схеме обратной последовательности;  
 $Y_{11}^{(0)}, Y_{22}^{(0)}$  — аналогичные параметры схемы нулевой последовательности;  
 $Y_{12}^{(2)}, Y_{12}^{(0)}$  — взаимная проводимость обратной и нулевой последовательностей;  
 $\dot{U}_{\kappa 2}, i_{\kappa 2}$  — напряжение и ток короткого замыкания обратной последовательности;  
 $\dot{U}_{\kappa 0}, i_{\kappa 0}$  — напряжения и ток короткого замыкания нулевой последовательности;  
 $\dot{U}_{p2}, i_{p2}, \dot{U}_{p0}, i_{p0}$  — напряжения и ток разрыва обратной и нулевой последовательностей.

Уравнения (4) полезно в некоторых случаях записать в обратной форме:

$$\begin{pmatrix} -\dot{U}_{\kappa 2} \\ -\dot{U}_{p2} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Z_{11}^{(2)} & Z_{12}^{(2)} \\ Z_{12}^{(2)} & Z_{22}^{(2)} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} i_{\kappa 2} \\ i_{p2} \end{pmatrix}, \quad (5)$$

$$\begin{pmatrix} -\dot{U}_{\kappa 0} \\ -\dot{U}_{p0} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Z_{11}^{(0)} & Z_{12}^{(0)} \\ Z_{12}^{(0)} & Z_{22}^{(0)} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} i_{\kappa 0} \\ i_{p0} \end{pmatrix},$$

где  $Z_{11}^{(2)}, Z_{11}^{(0)}$  — полное собственное сопротивление на зажимах короткого замыкания в схеме обратной и нулевой последовательностей;  
 $Z_{22}^{(2)}, Z_{22}^{(0)}$  — полное собственное сопротивление на зажимах разрыва в схеме обратной и нулевой последовательностей;  
 $Z_{12}^{(2)}, Z_{12}^{(0)}$  — взаимные проводимости обратной и нулевой последовательностей.

В электрических системах могут иметь место режимы короткого замыкания при одновременном разрыве одной или двух фаз. Условимся, что в любом случае при наличии разрыва и одновременного короткого замыкания расчетная фаза всегда совпадает с особенной только для точки несимметричного разрыва. В таком случае граничные условия однополюсного разрыва всегда имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} i_{p1} + i_{p2} + i_{p0} &= 0, \\ \dot{U}_{p1} &= \dot{U}_{p2} = \dot{U}_{p0}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Граничные условия разрыва двух фаз определяются соотношениями

$$\left. \begin{aligned} i_{p1} &= i_{p2} = i_{p0}, \\ \dot{U}_{p1} + \dot{U}_{p2} + \dot{U}_{p0} &= 0. \end{aligned} \right\}$$

Для случая короткого замыкания при временном разрыве одной фазы в несложной симметричной электрической системе, используя условия (6) и уравнения (2), (5), получить следующие расчетные уравнения

$$\begin{pmatrix} \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} + Z_{1p} i_{3p} \\ -\dot{U}_{\kappa 2} + Z_{2p} i_{3p} \\ -\dot{U}_{\kappa 0} + Z_{0p} i_{3p} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Z_{11} Z_{13} Z_{10} \\ Z_{12} Z_{22} Z_{20} \\ Z_{10} Z_{20} Z_{00} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} i_{\kappa 1} \\ i_{\kappa 2} \\ i_{\kappa 0} \end{pmatrix}$$

Аналогичным образом, используя условия и уравнения (1), (4), можно получить расчетные уравнения для того же случая в другом

$$\begin{pmatrix} i_{\kappa 1} - i_{3\kappa} - S_{y1} i_{3p} \\ i_{\kappa 2} - S_{y2} i_{3p} \\ i_{\kappa 0} - S_{y0} i_{3p} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Y_{11} - Y_{12} - Y_{10} \\ -Y_{12} & Y_{22} - Y_{20} \\ -Y_{10} - Y_{20} & Y_{00} \end{vmatrix} \begin{pmatrix} \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} \\ -\dot{U}_{\kappa 2} \\ -\dot{U}_{\kappa 0} \end{pmatrix}$$

Параметры уравнений (8) и (9) для случая короткого замыкания при одновременном разрыве одной фазы определяются через параметры отдельных последовательностей следующими формулами:

$$Z_{\alpha\alpha} = Z_{11}^{\alpha} - k_{Z1} (Z_{12}^{\alpha})^2 (Z_{22}^{\beta} + Z_{22}^{\gamma}),$$

$$Z_{\alpha\beta} = k_{Z1} Z_{12}^{\alpha} Z_{12}^{\beta} Z_{22}^{\gamma},$$

$$Z_{\alpha p} = k_{Z1} Z_{12}^{\alpha} Z_{22}^{\beta} Z_{22}^{\gamma},$$

$$Y_{\alpha\alpha} = Y_{11}^{\alpha} - k_{Y1} (Y_{12}^{\alpha})^2,$$

$$Y_{\alpha\beta} = k_{Y1} Y_{12}^{\alpha} Y_{12}^{\beta},$$

$$S_{Y\alpha} = k_{Y1} Y_{12}^{\alpha},$$

где  $\alpha, \beta, \gamma$  — числа, из которых путем перенумеровки всегда можно составить ряд: 0; 1; 2;

$$k_{Z1} = \frac{1}{\sum_{i=2} Z_{22}^{(i)} Z_{22}^{(i+1)}}; \quad k_{Y1} = \frac{1}{\sum_{i=0} Y_{22}^{(i)}}; \quad Z_{22}^{(3)} = Z_{22}^{(2)}$$

$i = 0; 1; 2$  — индекс последовательности фаз

Если для случая короткого замыкания при одновременном разрыве двух фаз использо-

Основные (7) и уравнения (1), (4), то аналогичным образом получим уравнения:

$$\begin{pmatrix} I_{\kappa 1} + Y_{1p} \dot{E}_{3p} \\ I_{\kappa 2} + Y_{2p} \dot{E}_{3p} \\ I_{\kappa 0} + Y_{0p} \dot{E}_{3p} \end{pmatrix} =$$

$$\begin{vmatrix} Y_{11} - Y_{12} - Y_{10} \\ -Y_{12} - Y_{22} - Y_{20} \\ -Y_{10} - Y_{20} - Y_{00} \end{vmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \dot{E}_{3\kappa} + \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} \\ -\dot{U}_{\kappa 2} \\ -\dot{U}_{\kappa 0} \end{pmatrix}. \quad (11)$$

Используя условия (7) и уравнения (2), (5), получим расчетные уравнения в другой форме:

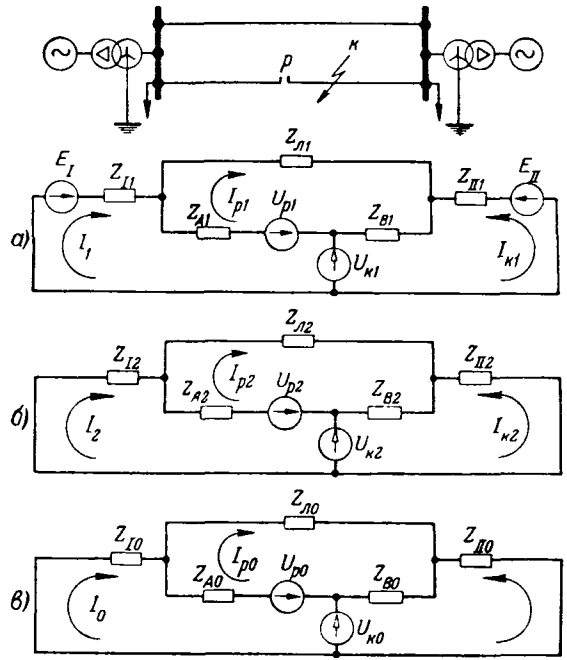
$$\begin{pmatrix} \dot{E}_{3\kappa} - S_{Z1} \dot{E}_{3p} + \dot{E} - \dot{U}_{\kappa 1} \\ -S_{Z2} \dot{E}_{3p} - \dot{U}_{\kappa 2} \\ -S_{Z0} \dot{E}_{3p} - \dot{U}_{\kappa 0} \end{pmatrix} = \begin{vmatrix} Z_{11} Z_{12} Z_{10} \\ Z_{12} Z_{22} Z_{20} \\ Z_{10} Z_{20} Z_{00} \end{vmatrix} \cdot \begin{pmatrix} I_{\kappa 1} \\ I_{\kappa 2} \\ I_{\kappa 0} \end{pmatrix}. \quad (12)$$

Следует заметить, что уравнения (11) получены из уравнений (8) путем замены токов напряжениями, сопротивлений проводимостями при равенстве одноименных индексов. Для проводимостей и сопротивлений эту замену можно оставить в следующем виде:

$$\begin{aligned} Z_{\alpha\alpha}^{(i)} &\doteq Y_{\alpha\alpha}^{(i)}, \\ Z_{\alpha\beta}^{(i)} &\doteq Y_{\alpha\beta}^{(i)}, \\ Z_{\alpha\alpha} &\doteq Y_{\alpha\alpha}, \\ Z_{\alpha\beta} &\doteq -Y_{\alpha\beta}. \end{aligned} \quad (13)$$

Аналогичным образом, но в обратном порядке уравнения (12) могут быть превращены в уравнения (9). Для уравнений (11) и (12) при использовании замены (13) остаются справедливыми уравнения (10). Наличие расчетных уравнений в этих формах записи позволяет упростить решение задачи в каждом частном случае. Для случая однополюсного короткого замыкания на землю и двухполюсного короткого замыкания без заземления при одновременном разрыве фаз следует применять уравнения (8) и (2). В случае двухполюсного короткого замыкания на землю при одновременном разрыве фаз более удобными являются уравнения (9).

**Пример.** Определим ток короткого замыкания в сети при разрыве одной фазы с одновременным замыканием на землю. Примеры расчета и замещения сети приведены для каждой последовательности (рис. а, б, в).



Применяя метод контурных токов для схемы рис. а, имеем:

$$\begin{aligned} \dot{E}_{II} - \dot{U}_{\kappa 1} &= i_{\kappa 1} (Z_{III} + Z_{B1}) + i_{p1} Z_{B1} - i_1 Z_{II1}, \\ -\dot{U}_{p1} &= i_{\kappa 1} Z_{B1} + i_{p1} (Z_{B1} + Z_{A1} + Z_{\kappa 1}) + i_1 Z_{A1}, \quad (I,1) \\ E_I - E_{II} &= -i_{\kappa 1} Z_{III} + i_{p1} Z_{A1} + i_1 (Z_I + Z_{A1}), \end{aligned}$$

где  $Z_I = Z_{I1} + Z_{II1}$ .

Определяя из последнего уравнения  $i_1$  и подставляя в первые два уравнения, получим:

$$\begin{aligned} \frac{\dot{E}_I - \dot{E}_{II}}{Z_I + Z_{A1}} Z_{III} + \dot{E}_{II} - \dot{U}_{\kappa 1} &= i_{\kappa 1} \times \\ \times \left[ Z_{B1} + \frac{Z_{III} (Z_{II} + Z_{A1})}{Z_I + Z_{A1}} \right] + \left[ Z_{B1} + \frac{Z_{III} Z_{A1}}{Z_I + Z_{A1}} \right] i_{p1}, \\ \frac{\dot{E}_{II} - \dot{E}_I}{Z_I + Z_{A1}} Z_{A1} - \dot{U}_{p1} &= i_{\kappa 1} \times \\ \times \left( Z_{B1} + \frac{Z_{III} Z_{A1}}{Z_I + Z_{A1}} \right) + \left( Z_{A1} + Z_{B1} + \frac{Z_I Z_{A1}}{Z_I + Z_{A1}} \right) i_{p1}. \quad (I,2) \end{aligned}$$

Аналогичные уравнения мы получим для схем обратной и нулевой последовательностей. Поэтому по аналогии со схемой прямой последовательности можно написать:

$$\begin{aligned} Z_{11}^{(i)} &= Z_{B1} + \frac{Z_{III} (Z_{II} + Z_{A1})}{Z_i + Z_{A1}}, \\ Z_{12}^{(i)} &= Z_{B1} + \frac{Z_{III} Z_{A1}}{Z_i + Z_{A1}}, \\ Z_{22}^{(i)} &= Z_{A1} + Z_{B1} + \frac{Z_i Z_{A1}}{Z_i + Z_{A1}}. \end{aligned} \quad (I,3)$$

Для схемы сети, представленной на рисунке, были вычислены в омах основные параметры без учета активных сопротивлений и отнесены к напряжению электро-

передачи. В результате были получены следующие исходные данные:

$$Z_{11} = j10 \text{ ом}, \quad Z_{12} = j8 \text{ ом}, \quad Z_{10} = j20 \text{ ом},$$

$$E_1 = \frac{138}{\sqrt{3}} \text{ кв}, \quad Z_{111} = j8 \text{ ом}, \quad Z_{112} = j7 \text{ ом},$$

$$Z_{110} = j15 \text{ ом}, \quad Z_{A1} = j60 \text{ ом}, \quad Z_{A2} = j60 \text{ ом},$$

$$Z_{A0} = j180 \text{ ом}, \quad E_{11} = \frac{120}{\sqrt{3}} \text{ кв}, \quad Z_{B1} = j12 \text{ ом},$$

$$Z_{B2} = j12 \text{ ом}, \quad Z_{B0} = j25 \text{ ом}, \quad Z_{A1} = j80 \text{ ом}, \\ Z_{A2} = j80 \text{ ом}, \quad Z_{A0} = j230 \text{ ом}. \quad (1,4)$$

Расчетные параметры схемы каждой последовательности определяем по формулам (1,3) с учетом (1,2):

$$Z_{11}^{(1)} = j12 + j \frac{8(10+80)}{18+80} = j19,3 \text{ ом},$$

$$Z_{11}^{(0)} = j25 + j \frac{15(20+230)}{25+230} = j39,1 \text{ ом},$$

$$Z_{12}^{(1)} = j12 + j \frac{8 \cdot 80}{8+80} = j18,5 \text{ ом},$$

$$Z_{12}^{(0)} = j25 + j \frac{15 \cdot 230}{35+230} = j38,0 \text{ ом},$$

$$Z_{22}^{(1)} = j72 + j \frac{18 \cdot 80}{18+80} = j86,7 \text{ ом},$$

$$Z_{22}^{(0)} = j205 + j \frac{35 \cdot 230}{35+230} = j235,4 \text{ ом},$$

$$Z_{11}^{(2)} = j12 + j \frac{7(80+8)}{15+80} = j18,5 \text{ ом},$$

$$E_{3к} = \frac{8 \left( \frac{138}{\sqrt{3}} - \frac{120}{\sqrt{3}} \right)}{18+80} = 0,86 \text{ кв},$$

$$Z_{12}^{(2)} = j12 + j \frac{7 \cdot 80}{15+80} = j17,9 \text{ ом},$$

$$E_{3р} = - \frac{80 \left( \frac{138}{\sqrt{3}} - \frac{120}{\sqrt{3}} \right)}{18+80} = -8,6 \text{ кв},$$

$$i_{3р} = \frac{\begin{vmatrix} Z_{11}^{(1)} \dot{E}_{3к} \\ Z_{12}^{(1)} \dot{E}_{3р} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} Z_{11}^{(1)} & Z_{12}^{(1)} \\ Z_{12}^{(1)} & Z_{22}^{(1)} \end{vmatrix}} = -j \frac{\begin{vmatrix} 19,3 & 0,86 \\ 18,5 & -8,6 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} 19,3 & 18,5 \\ 18,5 & 86,7 \end{vmatrix}} = j0,136 \text{ ка}$$

Параметры уравнений (8) находим по формулам

$$Z_{11} = Z_{11}^{(1)} - K_{ZI} (Z_{12}^{(1)})^2 (Z_{22}^{(2)} + Z_{22}^{(0)}) = j19,3 +$$

$$+ jK_{ZI} 18,5^2 (84,6 + 25,3) = j19,3 + j10,9 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{22} = Z_{22}^{(1)} - K_{ZI} (Z_{12}^{(2)})^2 (Z_{22}^{(2)} + Z_{22}^{(0)}) = j18,5 +$$

$$+ jK_{ZI} 17,9^2 (86,7 + 235,4) = j18,5 + j10,4 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{00} = Z_{11}^{(0)} - K_{ZI} (Z_{12}^{(0)})^2 (Z_{22}^{(1)} + Z_{22}^{(2)}) = j39,1 +$$

$$+ jK_{ZI} 38^2 (86,7 + 84,6) = j39,1 + j24,8 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{12} = K_{ZI} Z_{12}^{(1)} Z_{12}^{(2)} Z_{22}^{(0)} = -jK_{ZI} 18,5 \cdot 17,9 \cdot 235,4 =$$

$$= -j7,8 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{10} = K_{ZI} Z_{12}^{(1)} Z_{12}^{(0)} Z_{22}^{(2)} = -jK_{ZI} 18,5 \cdot 38 \cdot 84,6 =$$

$$= -j5,96 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{20} = K_{ZI} Z_{12}^{(2)} Z_{12}^{(0)} Z_{22}^{(1)} = -jK_{ZI} 17,9 \cdot 38 \cdot 86,7 =$$

$$= -j5,91 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{1р} = K_{ZI} Z_{12}^{(1)} Z_{22}^{(2)} Z_{22}^{(0)} = -jK_{ZI} \cdot 18,5 \cdot 84,6 \cdot 235,4 =$$

$$= -j36,9 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{2р} = K_{ZI} Z_{12}^{(2)} Z_{22}^{(1)} Z_{22}^{(0)} = -jK_{ZI} 17,9 \cdot 86,7 \cdot 235,4 =$$

$$= -j36,5 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$Z_{0р} = K_{ZI} Z_{12}^{(0)} Z_{22}^{(2)} Z_{22}^{(1)} = -jK_{ZI} \cdot 38 \cdot 86,7 \cdot 84,6 =$$

$$= -j28,9 \cdot 10^4 K_{ZI}$$

$$K_{ZI} = \frac{1}{Z_{22}^{(1)} Z_{22}^{(2)} + Z_{22}^{(1)} Z_{22}^{(0)} + Z_{22}^{(2)} Z_{22}^{(0)}} =$$

$$= \frac{-1}{86,7 \cdot 235,4 + 86,7 \cdot 84,6 + 84,6 \cdot 235,4} = -0,211 \cdot 10^{-4}$$

Для определения тока  $i_{к1}$  достаточно сложить три уравнения системы (8):

$$i_{к1} = \frac{\dot{E} + I_{3р} (Z_{1р} + Z_{2р} + Z_{0р}) + \dot{E}_{3к} (Z_{11} + Z_{12} + Z_{22})}{Z_{11} + Z_{22} + Z_{00} + 2Z_{12} + 2Z_{10} + 2Z_{20}}$$

Подставляя численное значение параметров, окончательно имеем:

$$i_{к1} = -j \frac{69,5 - 0,136(36,9 + 36,5 + 28,9) + 0,211 + 0,175[19,3 + (7,8 + 5,9 - 10,9) \cdot 0,211]}{19,3 + 18,5 + 39,1 + (2 \cdot 7,8 + 2 \cdot 5,96 + 2 \cdot 5,91 - 10,9 - 10,4 - 24,8) \cdot 0,211} = -j 0,93 \text{ ка}$$

## Литература

1. Н. Н. Щедрин. К теории сложных несимметричных режимов электрических систем. Электричество, 1946.
2. П. Л. Калантаров. К теории пассивного шунта. Труды ЛПИ, № 2, 1947.
3. А. Б. Чернин. Расчет токов и напряжений целей анализа релейной защиты при коротких замыканиях с одновременным обрывом фазы. Электричество, № 6, 1948.
4. Н. М. Горбатов. Расчет токов и напряжений при коротких замыканиях с одновременным обрывом фазы. Электричество, № 7, 1949.

$$i_{3к} = \frac{\begin{vmatrix} \dot{E}_{3к} & Z_{12}^{(1)} \\ \dot{E}_{3р} & Z_{22}^{(1)} \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} Z_{11}^{(1)} & Z_{12}^{(1)} \\ Z_{12}^{(1)} & Z_{22}^{(1)} \end{vmatrix}} = -j \frac{\begin{vmatrix} 0,86 & 18,5 \\ -8,6 & 86,7 \end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} 19,3 & 18,5 \\ 18,5 & 86,7 \end{vmatrix}} = -j0,175 \text{ ка},$$

$$Z_{22}^{(2)} = j72 + j \frac{15 \cdot 80}{15+80} = j84,6 \text{ ом}.$$

Для решения поставленной задачи воспользуемся уравнениями (8), предварительно определив токи  $i_{3к}$  и  $i_{3р}$ :

# Применение метода симметричных составляющих для исследования неустановившихся процессов в трехфазных цепях

Доктор техн. наук, проф. Э. А. МЕЕРОВИЧ  
Энергетический институт им. Кржижановского АН СССР

**Введение.** Вопросы исследования неустановившихся режимов в трехфазных цепях переменного тока приобрели в последнее время особое значение в связи с задачей рационального проектирования и эксплуатационных крупных электростанций, в особенности которые связаны с дальними передачами. Крупной электросистемы необходимо получить полные сведения о возможном протекании переходных процессов при разнообразных авариях или переключениях; расчеты при этом являются весьма трудоемкими и необходимо стремиться к их упрощению.

Одним из методов, серьезно упрощающих расчет неустановившихся режимов, является метод симметричных составляющих. Принципиальное значение трехфазной системы на симметричные составляющие представляет собой удобный способ приведения системы уравнений с тремя группами неизвестных к трем независимым системам уравнений с одной группой неизвестных в каждой. Такое разложение позволяет при использовании расчетного стола переменного тока перейти от трехфазных схем к однофазным. С другой стороны, оно позволяет перейти к весьма наглядному представлению о вращающихся векторах напряжений. В случае вращающихся электромашин эти вращающиеся векторы имеют не только математический характер, но также весьма хорошее физическое представление о пространственно-временных характеристиках электромагнитного поля. Благодаря этим особенностям метода симметричных составляющих был получен всеобщее распространение для исследования неустановившихся режимов.

Впервые и недавно Г. И. Атабековым и Мамиконянцем [Л. 1] было обращено внимание на то обстоятельство, что метод симметричных составляющих может быть с успехом применен также при расчете неустановившихся режимов. Однако обоснование метода в этой ра-

*Рассматривается применение метода симметричных составляющих к расчету переходных процессов в линейных трехфазных цепях. Дается обоснование метода с помощью операторных выражений и выясняются особенности применения метода. Рассматривается также применение метода симметричных составляющих в сочетании с методом приведения к установившемуся режиму и показывается возможность двух способов расчета, имеющих практическое значение. Анализ ведется на основе простейших примеров.*

боте с необходимой полнотой не было проведено. Использование метода симметричных составляющих для анализа переходных процессов связано с некоторыми противоречиями. На это обратил внимание также недавно В. В. Андреев [Л. 2].

Сущность вопроса сводится к следующему.

Затухающие колебательные переходные процессы в трехфазной симметричной цепи можно представлять с помощью системы векторов, вращающихся в противоположные стороны. Мы приходим при таком представлении к разложению на некоторые две системы векторов. Переходные процессы в этой же цепи можно представить так же, как происходящие в трех независимых цепях со своими э. д. с. и токами в каждой. При этом приходим к разложению на другую систему векторов.

Получается существенное отличие от установившегося режима, при котором оба способа разложения приводят к одинаковым системам векторов. Таким образом, выясняется невозможность механического переноса всех представлений метода симметричных составляющих на случай неустановившихся режимов.

Вопрос о применении того или другого разложения на составляющие не может решаться вне зависимости от тех задач, которые при таком разложении ставятся. Для неподвижных цепей, которые в этой статье только и рассматриваются, единственной задачей применения метода симметричных составляющих является упрощение расчетных схем и приведение методики расчета неустановившихся режимов к такому же простому виду, какой имеет расчет установившихся режимов.

Необходимо разработать и применять стандартную методику разложения на составляющие на базе стандартного способа записи получающихся соотношений, аналогично тому, как это имеет место для установившихся процессов. Применение операторного метода дает такую форму записи, которая удовлетворяет этим требованиям. Совершенно аналогично такую же возможность стандартной записи дает и применение метода приведения к установившемуся режиму [Л. 3].

практически полное разделение на три независимые составляющие оказывается возможным в простейших случаях. Расчеты различных аварийных режимов сохраняются между системами, определяющиеся условиями в момент аварии.

Заметим, что первый метод более приспособлен для получения общих принципиальных соотношений, второй — для проведения количественных инженерных расчетов.

**Вывод соотношений в операторной форме.**  
Трехфазная система синусоидальных э. д. с.

$$\left. \begin{aligned} e_a &= E_a \sin(\omega t + \varphi_a), \\ e_b &= E_b \sin(\omega t + \varphi_b), \\ e_c &= E_c \sin(\omega t + \varphi_c), \end{aligned} \right\} (1)$$

включаемых в момент времени  $t = 0$ , может быть с помощью операторного метода представлена своими изображениями<sup>2</sup>:

$$\left. \begin{aligned} E_a(p) &= \left[ E_a e^{j\varphi_a} \frac{p}{p - j\omega} \right]_m, \\ E_b(p) &= \left[ E_b e^{j\varphi_b} \frac{p}{p - j\omega} \right]_m, \\ E_c(p) &= \left[ E_c e^{j\varphi_c} \frac{p}{p - j\omega} \right]_m. \end{aligned} \right\} (2)$$

В дальнейшем для промежуточных преобразований отбрасываем знак мнимой части в правой части выражений (2) с тем, чтобы его можно было снова ввести при необходимости в окончательные выражения. Множитель  $e^{j\varphi}$  характеризует фазу соответствующей э. д. с. в момент включения.

Принимаем, что все три э. д. с. включаются одновременно, следовательно, фазы включения характеризуют также взаимный сдвиг э. д. с. при своем дальнейшем изменении.

Произведем с трехфазной системой (2) обычные линейные преобразования метода симметричных составляющих с матрицей преобразования

$$\frac{1}{3} \begin{vmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{vmatrix} = c,$$

где  $a = e^{j \frac{2}{3} \pi}$ , как обычно.

При этом получаем симметричные составляющие для фазы  $a$ :

$$\left. \begin{aligned} E_{a0}(p) &= \frac{1}{3} \left[ E_a e^{j\varphi_a} + E_b e^{j\varphi_b} + E_c e^{j\varphi_c} \right] \times \\ &\quad \times \frac{p}{p - j\omega} = E_0 e^{j\varphi_0} \frac{p}{p - j\omega}, \\ E_{a1}(p) &= \frac{1}{3} \left[ E_a e^{j\varphi_a} + a E_b e^{j\varphi_b} + a^2 E_c e^{j\varphi_c} \right] \times \\ &\quad \times \frac{p}{p - j\omega} = E_1 e^{j\varphi_1} \frac{p}{p - j\omega}, \\ E_{a2}(p) &= \frac{1}{3} \left[ E_a e^{j\varphi_a} + a^2 E_b e^{j\varphi_b} + a E_c e^{j\varphi_c} \right] \times \\ &\quad \times \frac{p}{p - j\omega} = E_2 e^{j\varphi_2} \frac{p}{p - j\omega}. \end{aligned} \right\} (3)$$

В правой части получены изображения симметричных составляющих э. д. с. с новыми амплитудами и фазами включения, представляющие изображения симметричных составляющих фазы  $a$ .

Соответственно симметричные составляющие фаз  $b$  и  $c$  имеют те же амплитуды, что и фаза  $a$ , однако их фазы включения отличаются на  $120^\circ$  для прямой последовательности, на  $240^\circ$  для обратной последовательности и дают для нулевой последовательности.

Таким образом, при введении метода симметричных составляющих для неустановившегося режима следует говорить не только о сдвиге фаз между кривыми э. д. с., но и о сдвигах фаз, соответствующих этим сдвигам различных фаз включения. При этом для рассмотренных э. д. с. включения прямая, обратная и нулевая последовательности сохраняют свой обычный смысл.

Будем теперь предполагать, что звездчатая трехфазная цепь при нулевых начальных условиях. Обозначим операторное сопротивление через  $Z_a(p)$ , сопротивление нулевого провода  $Z_0(p)$ . Применяя обычные правила преобразования симметричных составляющих, получим собственные сопротивления последовательности в виде:

$$\left. \begin{aligned} Z_{11}(p) &= Z_{22}(p) = Z_\phi(p), \\ Z_{00}(p) &= Z_\phi(p) = 3Z_0(p). \end{aligned} \right\}$$

Взаимные сопротивления последовательности симметричной цепи равны нулю. Будем считать токи, вызываемые симметричными составляющими э. д. с., симметричными составляющими токов, хотя, как будет видно далее, эти токи в отличие от э. д. с. не обладают свойствами симметрии.

Симметричные составляющие токов фазы  $a$ :

$$\left. \begin{aligned} I_{a0}(p) &= E_0 e^{j\varphi_0} \frac{p}{p - j\omega} \cdot \frac{1}{Z_\phi(p) + 3Z_0(p)}, \\ I_{a1}(p) &= E_1 e^{j\varphi_1} \frac{p}{p - j\omega} \cdot \frac{1}{Z_\phi(p)}, \\ I_{a2}(p) &= E_2 e^{j\varphi_2} \frac{p}{p - j\omega} \cdot \frac{1}{Z_\phi(p)}. \end{aligned} \right\}$$

Симметричные составляющие фаз  $b$  и  $c$  определяются следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} I_{b0}(p) &= I_{c0}(p) = I_{a0}(p), \\ I_{b1}(p) &= a^2 I_{a1}(p), \quad I_{c1}(p) = a I_{a1}(p), \\ I_{b2}(p) &= a I_{a2}(p), \quad I_{c2}(p) = a^2 I_{a2}(p), \end{aligned} \right\}$$

т. е. мы видим, что для операторных выражений сохраняются все формальные преобразования, которые приняты для установившегося режима.

В соответствии с формулами (5) и (6) изменение неустановившегося режима для трехфазной цепи можно проводить на однофазных моделях. Кроме того, эти формулы вследствие полной аналогии с формулами установившегося режима

<sup>2</sup> Индекс  $m$  означает мнимую часть выражения.

ждают нас в том, что схемы, применяемые в расчетах аварийных режимов на столах пещенного тока, применимы также для моделирования неустановившихся режимов, как это уже называлось в цитированной ранее работе [Л. 1] И. Атабековым и Л. Г. Мамиконянцем.

Операторные изображения симметричных составляющих токов фаз  $b$  и  $c$  могут быть получены из изображений фазы  $a$  умножением на соответствующий множитель  $a^2$  и  $a$ , подобно тому, как это имеет место при установившемся режиме для комплексов токов. Однако для оригиналов, характеризующих действительные протекающие токи во времени, умножением в области изображения на  $a$  и  $a^2$  нельзя привести в соответствие простой сдвиг фаз на  $120^\circ$  или  $240^\circ$ . Умножению в области изображений на  $a$  или  $a^2$  соответствует в области оригиналов включение или изменение фазы включения э. д. с. на соответствующий угол.

Таким образом, чтобы экспериментально или путем расчета получить симметричные составляющие токов в фазах  $b$  и  $c$ , нужно в схемах подовательностей изменять соответствующим образом фазы включения.

Включению трех симметричных э. д. с. в одиновые цепи соответствует в общем случае возникновение трех несимметричных токов в этих цепях. Этим и отличается анализ переходного процесса от рассмотрения установившегося режима. Однако, как мы видели, важнейшая особенность применения метода симметричных составляющих — приведение расчета к однофазным цепям — сохраняется. Невозможность получения токов в фазах  $b$  и  $c$  путем сдвига токов в фазе  $a$  на углы  $120^\circ$  и  $240^\circ$  приводится в качестве важного довода против применения метода симметричных составляющих при расчетах переходных процессов [Л. 6]. Однако это возражение не является основательным, так как важнейшая особенность метода — приведение к однофазным цепям — сохраняется и она позволяет упростить расчет и эксперимент.

Заметим на основании соотношений

$$\left. \begin{aligned} I_{a1}(p) + I_{b1}(p) + I_{c1}(p) &= 0, \\ I_{a2}(p) + I_{b2}(p) + I_{c2}(p) &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

сумма мгновенных значений симметричных составляющих всех трех фаз для каждой последовательности равна нулю. Поэтому по кривым симметричных составляющих тока в двух фазах можно получить соответствующую кривую в третьей фазе. Вместе с тем переход от токов в фазе  $a$  к токам другой также не является существенным.

Определим составляющие токов в цепях последовательностей. Рассмотрим ток прямой последовательности фазы  $a$ :

$$I_{a1} = E_1 e^{j\varphi_1} \frac{p}{p - j\omega} \frac{1}{Z_\phi(p)}. \quad (5a)$$

положим, что характер цепи таков, что в свободный ток переходного процесса складывается из затухающих аperiodических токов

и из затухающих колебательных токов. Соответственно среди корней уравнения  $Z_\phi(p) = 0$  могут быть отрицательные действительные корни и комплексные сопряженные. Ток, соответствующий изображению (5a), имеет вид:

$$i_{a1} = \left[ E_1 e^{j\varphi_1} \frac{1}{Z(j\omega)} e^{j\omega t} + \sum E_1 e^{j\varphi_1} \times \right. \\ \left. \times \frac{1}{(p_k - j\omega) Z'(p_k)} e^{p_k t} \right]_{*}. \quad (5b)$$

Первое слагаемое представляет собой синусоидальный ток вынужденного режима, и естественно, что токи  $i_{b1}$  и  $i_{c1}$  соответствующих в других фазах содержит то же слагаемое со сдвигом фаз  $120^\circ$  и  $240^\circ$ . Это слагаемое нас в данном случае не интересует.

Рассмотрим слагаемые вида:

$$i'_{a1} = \left[ \frac{E_1 e^{j\varphi_1}}{(p_k - j\omega) Z'(p_k)} e^{p_k t} \right]_{*}, \quad (8a)$$

где  $p_k$  — отрицательное действительное число.

Для фаз  $b$  и  $c$  соответствующее слагаемое будет иметь вид:

$$i'_{b1} = \left[ E_1 e^{j\varphi_1} \frac{1}{(p - j\omega) Z'(p_k)} e^{p_k t} e^{-j120^\circ} \right]_{*}, \quad (8b)$$

$$i'_{c1} = \left[ E_1 e^{j\varphi_1} \frac{1}{(p_k - j\omega) Z'(p_k)} e^{p_k t} e^{j120^\circ} \right]_{*}. \quad (8c)$$

Заметим, что (8a), (8b), (8c) величина  $\frac{E_1 e^{p_k t}}{Z'(p_k)}$  является действительной и может быть вынесена за знак мнимой части.

Величина

$$\frac{1}{p_k - j\omega} = \frac{1}{\sqrt{p_k^2 + \omega^2}} e^{-j(\varphi_k + \pi)},$$

где  $\varphi_k = \arctg \frac{\omega}{-p_k}$ .

Учтя эти соотношения, получаем значения токов (8a), (8b) и (8c):

$$i'_{a1} = E_1 \frac{e^{p_k t}}{\sqrt{p_k^2 + \omega^2} Z'(p_k)} \sin(\varphi_1 - \varphi_k + \pi), \quad (9a)$$

$$i'_{b1} = E_1 \frac{e^{p_k t}}{\sqrt{p_k^2 + \omega^2} Z'(p_k)} \sin(\varphi - \varphi_k + \pi - 120^\circ), \quad (9b)$$

$$i'_{c1} = E_1 \frac{e^{p_k t}}{\sqrt{p_k^2 + \omega^2} Z'(p_k)} \sin(\varphi_1 - \varphi_k + \pi + 120^\circ). \quad (9c)$$

Аperiodические слагающие симметричных составляющих содержат в качестве множителя синус некоторого угла. Эти слагаемые для отдельных фаз отличаются лишь аргументами этого множителя. Для токов прямой последовательности эти аргументы для фаз  $b$  и  $c$  отличаются от соответствующего аргумента фазы  $a$  на  $240^\circ$  и  $120^\circ$ , для обратной последовательности соответственно на  $120^\circ$  и  $240^\circ$ .

Рассмотрим затухающие колебательные члены. Выделим два члена, соответствующие паре сопряженных корней  $p'_k$  и  $p''_k$  уравнения  $Z_{\phi}(p) = 0$ :

$$i''_{a1} = \left[ E_1 e^{i\varphi_1} \frac{e^{p'_k t}}{(p'_k - j\omega) Z'(p'_k)} + E_1 e^{j\varphi_1} \times \right. \\ \left. \times \frac{e^{p''_k t}}{(p''_k - j\omega) Z_1'(p''_k)} \right]_m = \left[ E_1 e^{j\varphi_1} \frac{e^{p'_k t}}{(p'_k - j\omega) Z'(p'_k)} - \right. \\ \left. - E_1 e^{-j\varphi_1} \frac{e^{p'_k t}}{(p'_k + j\omega) Z'(p'_k)} \right]_m \quad (10)$$

В фазах  $b$  и  $c$  выражения токов, соответствующие току (10), отличаются множителями: вместо  $e^{j\varphi_1}$  в них входят множители  $e^{j(\varphi_1 - 120^\circ)}$  и  $e^{j(\varphi_1 - 240^\circ)}$ , вместо множителя  $e^{-i\varphi_1}$  множители  $e^{-j(\varphi_1 - 120^\circ)}$  и  $e^{-j(\varphi_1 - 240^\circ)}$ .

Два слагаемых в фигурных скобках соответствуют прямому и обратному вращающимся векторам тока. Они вызваны э. д. с. прямой последовательности в цепи прямой последовательности. При относительно небольшом затухании и собственной частоте, близкой к частоте сети, преобладает система векторов, вращающихся в прямом направлении. Когда эти частоты значительно отличаются друг от друга, обе системы векторов становятся соизмеримыми.

Аналогичный вывод можно сделать для цепи обратной последовательности. В этой цепи э. д. с. обратной последовательности создают систему токов не только с обратной последовательностью, но и с прямой последовательностью вращения векторов.

Только для нулевой последовательности получается полная аналогия с установившимся режимом. Токи во всех фазах для нулевой последовательности совершенно идентичны. Этими обстоятельствами и вызвано предложение, сделанное в работе В. В. Андреева [Л. 2], ввести новую систему обозначений при применении метода симметричных составляющих к неустоявшемуся режиму.

Нам кажется, что принятая для установившегося режима терминология вполне может быть сохранена и для неустоявшихся процессов, если только обратить внимание на то, что понятия прямой, обратной и нулевой последовательностей следует относить к тем синусоидальным величинам, включение которых вызывает переходный процесс.

При этом, как уже указывалось нами ранее, включение симметричной системы э. д. с. соответствует, как обычно, равенству нулю э. д. с. обратной и нулевой последовательностей в соответствии с выражениями (3):

**Пример. Примечание метода симметричных составляющих для случая однофазного короткого замыкания.** Рассмотрим на примере несимметричного короткого замыкания в трехфазной цепи, каким образом следует методику расчета установившихся режимов перенести на случай расчета неустоявшихся режимов. В качестве такого примера выберем случай однофазного короткого замыкания фазы на землю в симметричной трех-

фазной цепи, хотя можно было бы выбрать так другой случай.

Как известно, расчет установившегося режима замыкания может быть произведен путем переноса на режим, существующий до момента замыкания, токов и напряжения, рассчитанных рис. 1.

В этой схеме  $U_{ak}$  — фазное напряжение в точке короткого замыкания;  $Z_0, Z_1, Z_2$  — цепи нулевой прямой и обратной последовательностей.

В соответствии с предыдущим схема для расчета неустоявшегося режима в фазе  $a$  имеет тот же вид, что и схема рис. 1, причем вместо  $U_{ak}$  нужно  $U_{ak}(p)$  и вместо  $Z_0, Z_1$  и  $Z_2, Z_0(p), Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$ .

Токи и напряжения фазы  $b$  по формулам метрических составляющих определяются так:

$$\left. \begin{aligned} i_b &= a^2 I_{a1} + a I_{a2} + I_{a0}, \\ U_b &= a^2 U_{a1} + a U_{a2} + U_{a0}. \end{aligned} \right\}$$

Аналогичные формулы получаются при неустоявшемся режиме:

$$\left. \begin{aligned} I_b(p) &= a^2 I_{a1}(p) + a I_{a2}(p) + I_{a0}(p), \\ U_b(p) &= a^2 U_{a1}(p) + a U_{a2}(p) + U_{a0}(p). \end{aligned} \right\}$$

Слагаемые в правой части (10а) могут быть определены по следующим схемам рис. 2.

На схеме обозначено  $U_{bk}(p)$  — фазное напряжение в точке короткого замыкания, включаемое при коротком замыкании.  $U_{ck}(p)$  — аналогичное напряжение фазы  $c$ .

Как мы видим, для получения значений тока и напряжения в фазе  $b$  необходимо определить реакцию на включение каждого из трех фазных напряжений.

По данным расчетов, произведенных по схемам, можно также определить величины, относящиеся к фазе  $c$ . Однако проще исходить из соотношений (7).

Рассмотренный пример показывает, что все методы симметричных составляющих сохраняют силу при переходных процессах, однако им должна быть дана выше интерпретация.

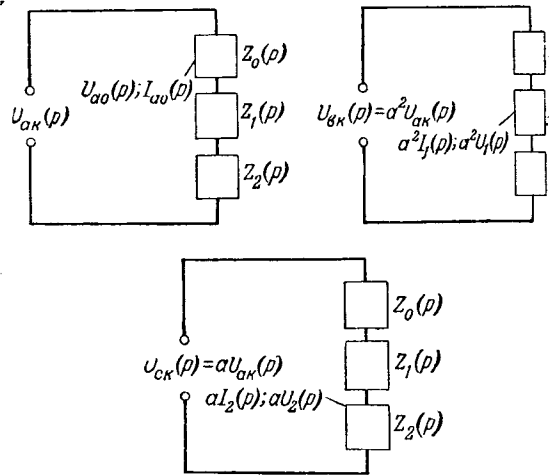


Рис. 2.

**Применение метода симметричных составляющих в сочетании с методом приведения неустоявшегося режима.** Для расчетов неустоявшихся режимов весьма сложных электр

Эти цепи разработан метод, который условно может быть назван методом приведения к установившемуся режиму [Л. 3, 4]. В случае применения этого метода разложение на симметричные составляющие приводит к существенным упрощениям. Введение симметричных составляющих в сочетании с методом приведения к установившемуся режиму может быть осуществлено двумя способами. Оба способа в конечном счете приводят к тождественным результатам.

Первый способ заключается в следующем. В фазные э. д. с., действующие в трехфазной цепи в соответствии с методом приведения к установившемуся режиму, рассматриваем на одном и том же интервале  $\tau$  и представляем их с помощью гармонического ряда. Расчет для каждой гармонической составляющей может производиться с помощью комплексного метода. Для каждой гармоники получаем трехфазную систему для которой применяется метод симметричных составляющих, аналогично тому, как это имеет место при установившемся режиме. В случае ненулевых начальных условий к комплексным величинам, представляющим гармоники фазных э. д. с., добавляются также комплексные величины, представляющие гармоники фазных токовых сил [Л. 3, 4].

Другой способ расчета заключается в том, что переход к однофазным схемам с помощью ряда симметричных составляющих осуществляется еще до введения метода приведения к установившемуся режиму. Метод приведения к установившемуся режиму в этом случае вводится уже в дальнейшем, при расчете процессов в фазных схемах последовательностей. Таким образом, при втором способе расчета с помощью гармонического ряда представляются не фазные величины, но симметричные составляющие фазных величин. Получение этих симметричных составляющих производится на основании соотношений, которые приводились нами в предыдущих параграфах.

Этот способ расчета, как мы указывали выше, должен привести к совершенно тождественным результатам. Рассмотрим пример расчета процесса включения трехфазной системы э. д. с. обоими способами.

Расчет по первому способу производится по следующей схеме:

1. Определяются с учетом множителя затухания гармоники фазных э. д. с.:

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_{ak} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{a\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta, \\ \dot{E}_{bk} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{b\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta, \\ \dot{E}_{ck} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{c\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta. \end{aligned} \right\} (11)$$

2. Определяются симметричные составляющие гармоник э. д. с.

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}_{a1k} &= \left\{ \dot{E}_{ak} + a\dot{E}_{bk} + a^2\dot{E}_{ck} \right\} \frac{1}{3}, \\ \dot{E}_{a2k} &= \left\{ \dot{E}_{ak} + a^2\dot{E}_{bk} + a\dot{E}_{ck} \right\} \frac{1}{3}, \\ \dot{E}_{a0k} &= \left\{ \dot{E}_{ak} + \dot{E}_{bk} + \dot{E}_{ck} \right\} \frac{1}{3}. \end{aligned} \right\} (12)$$

3. Определяются симметричные составляющие гармоники токов:

$$\left. \begin{aligned} i_{a1k} &= \frac{\dot{E}_{a1k}}{Z_{1k}}, \\ i_{a2k} &= \frac{\dot{E}_{a2k}}{Z_{2k}}, \\ i_{a0k} &= \frac{E'_{0k}}{Z_{0k}}. \end{aligned} \right\} (13)$$

4. Определяются гармоники фазных токов:

$$i_{ak} = i_{a1k} + i_{a2k} + i_{a0k}. \quad (14)$$

Путем суммирования тригонометрического ряда и деления на множитель затухания переходим к мгновенным величинам.

Выше определены расчетные величины симметричных составляющих, относящиеся к фазе  $a$ . При аналогичном расчете для фаз  $b$  или  $c$  необходимо первую и вторую строчки (12) умножить соответственно на  $a^2$  и  $a$  (фаза  $b$ ) или на  $a$  и  $a^2$  (фаза  $c$ ).

При расчете по второму способу схема расчета изменяется следующим образом:

1. Определяются симметричные составляющие э. д. с.; операторные выражения для них представляются следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} E_{a1}(p) &= \left\{ E_a(p) + aE_b(p) + a^2E_c(p) \right\} \frac{1}{3}, \\ E_{a2}(p) &= \left\{ E_a(p) + a^2E_b(p) + aE_c(p) \right\} \frac{1}{3}, \\ E_{a0}(p) &= \left\{ E_a(p) + E_b(p) + E_c(p) \right\} \frac{1}{3}. \end{aligned} \right\} (11')$$

2. Определяются гармоники симметричных составляющих э. д. с.:

$$\left. \begin{aligned} \dot{E}'_{a1k} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{a1\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta, \\ \dot{E}'_{a2k} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{a2\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta, \\ \dot{E}'_{a0k} &= \frac{2j}{\pi} \int_0^{\theta_k} e_{a0\tau} \left( \frac{\theta}{\omega} \right) e^{-(jk+\lambda)\theta} d\theta. \end{aligned} \right\} (12')$$

Здесь  $e_{a1}(t)$ ,  $e_{a2}(t)$  и  $e_{a0}(t)$  — оригиналы левых частей в (11').



3. Определяются гармоники симметричных составляющих токов:

$$\left. \begin{aligned} i'_{a1k} &= \frac{E'_{a1k}}{Z_{1k}}, \\ i'_{a2k} &= \frac{E'_{a2k}}{Z_{2k}}, \\ i'_{a0k} &= \frac{E'_{a0k}}{Z_{0k}}. \end{aligned} \right\} \quad (13')$$

4. Определяются гармоники фазных токов:

$$I_{ak} = i'_{a1k} + i'_{a2k} + i'_{a0k}. \quad (14')$$

При расчете симметричных составляющих величин, относящихся к фазе  $b$  или  $c$ , необходимо перемножить первую и вторую строчки (11') соответственно на  $a^2$  и  $a$  (фаза  $b$ ) или на  $a$  и  $a^2$  (фаза  $c$ ).

Сравнивая оба способа расчета, необходимо отметить, что первый из них больше приближается к обычной стандартной методике симметричных составляющих для установившегося режима. Однако даже в случае симметричной системы э. д. с.  $E_{a2k}$  и  $E_{a0k}$ , определяемые в соответствии с выражениями (12), отличны от нуля.

При втором способе расчета, при котором разложение в гармонический ряд производится на последней стадии, приходим к более наглядным

физическим представлениям, характеризующим влияние различных факторов на протекание установившегося процесса, в соответствии сложенным в предыдущих разделах. В случае симметричной системы э. д. с. об и нулевая составляющие, определенные по равны нулю.

Необходимо вместе с тем отметить, переход от величин, относящихся к фазе  $a$  личинам, относящимся к другим фазам, проводится более сложно по второму способу, чем по первому.

#### Литература

1. Г. И. Атабеков и Л. Г. Мамиконян. Изменение комплексных схем замещения для расчетных процессов. Электричество, № 4, 1949.

2. В. В. Андреев. К расчету переходных процессов при несимметричных коротких замыканиях в цепи следовательно включенной емкостью. Электричество, 1951.

3. Э. А. Меерович. Расчет переходных процессов в сложных электрических цепях. Известия Академии Наук СССР, ОТН, № 10, 1950.

4. Э. А. Меерович и В. А. Тафт. Расчет переходных электромагнитных режимов в сложных электрических системах с вращающимися машинами на четном столе переменного тока. ДАН СССР, № 6, 1951.

5. E. Gross and L. Rabins. Transient Analysis of Three-Phase Power Systems. Part I, Journal of the Institution of Electrical Engineers, March 1951.

[7. 12. 14]



## Электропривод угольного комбайна типа „Донбасс“

Кандидат техн. наук Н. А. КИКЛЕВИЧ

Донецкий научно-исследовательский угольный институт

В 1949—1951 гг. в угольную промышленность были широко внедрены комбайны «Донбасс».

Недостаточная изученность режимов работы электродвигателей этих

комбайнов и вместе с тем большое влияние, которое оказывают характеристики двигателей на производительность агрегатов, побудили ДОНУГИ предпринять в 1949—1950 гг. широкое экспериментальное исследование на эту тему. Результаты этого исследования изложены в статье.

**Характеристики двигателей комбайна.** Основные данные комбайна следующие [Л. 1]: кольцевой бар комбайна «Донбасс» имеет размеры: высота 0,71; 0,83; 1,0 м; длина — обычно 1,6 м, реже — 2,0 м. Расчетные скорости подачи: 0,27; 0,54; 0,81; 1,09 м/мин, тип подачи — храловичная. Скорость резания — 2,14 м/сек. Основные данные главного электродвигателя: тип — МАД-191/11,

Приводятся результаты экспериментальных исследований режимов работы главного электродвигателя угольных комбайнов типа «Донбасс». Излагается методика установления важнейших параметров главного электродвигателя на основе заданной производительности комбайна, его нагрузки и режима работы.

продолжительная мощность — 28,5 квт, вая — 65 квт, начальная пусковая ток — 5 550 а, расчетная и тические механические характеристики в

виях пуска от маломощной участковой сети, ставлены на рис. 1; маховой момент  $GD^2 = 4 \text{ кгм}^2$ .

Кольцевой грузчик комбайна «Донбасс» водится в движение электродвигателем МАР6-11/4, 13 квт. Оба двигателя включаются и работают одновременно.

Статические характеристики двигателей. грузки электродвигателей ограничены пределами указанными на рис. 2 и 3. Зависимость  $P_2$  от скорости подачи приблизительно линейно

$$P_2 \approx A + B v_n \text{ [квт]};$$

она действительна в пределах рабочих скоростей подачи от порядка 0,2 до 1,1 м/мин. Постоянная

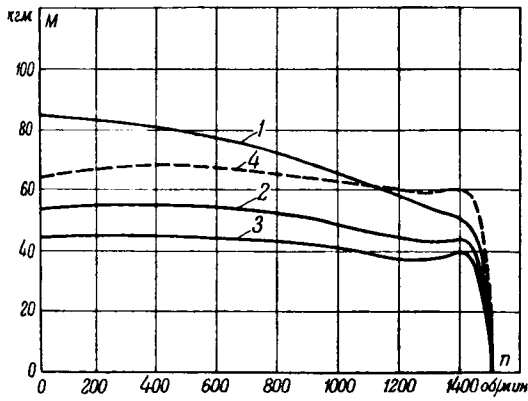


Рис. 1. Механические характеристики электродвигателя МАД-191/11.  
— расчетная (напряжение 380 в); 2 и 3 — фактические при различных параметрах участковой сети; 4 — фактическая для двух спаренных двигателей.

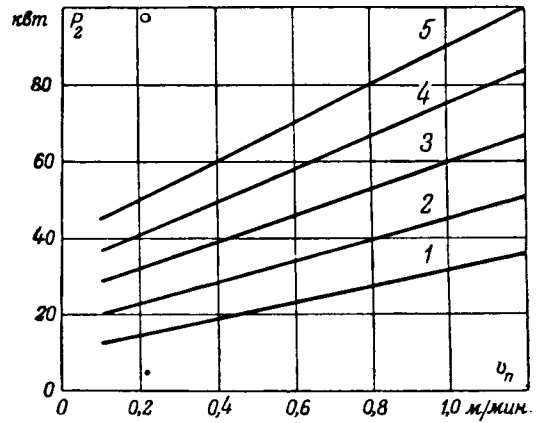


Рис. 2. Типичные нагрузки главного электродвигателя.  
1 —  $P_2 = 10 + 20 \cdot v_n$ ; 2 —  $P_2 = 17,5 + 27,5 \cdot v_n$ ; 3 —  $P_2 = 25 + 35 \cdot v_n$ ; 4 —  $P_2 = 32,5 + 42,5 \cdot v_n$ ; 5 —  $P_2 = 40 + 50 \cdot v_n$ .

коэффициенты  $A, B$  в (1) изменяются в следующих пределах: для главного двигателя

$$A = 10 \dots 40, \quad B = 20 \dots 50, \quad (2a)$$

для двигателя грузчика

$$A = 1,5 \dots 3, \quad B = 3 \dots 8. \quad (2б)$$

Обычно увеличение нагрузки двигателей характеризуется одновременным возрастанием оборотных коэффициентов (1). В отдельных лавах по мере их разработки нагрузка главного двигателя резко изменяется, но не выходит за указанные пределы.

Электродвигатель грузчика практически не лихует работу комбайна. В дальнейшем изложение ограничено главным двигателем.

Наряду с электроизмерениями на комбайнах одним двигателем МАД-191/11 были определены нагрузки комбайнов с двумя двигателями го типа. Комбайны с двумя двигателями работают на крепких углях. С целью выяснения влияния маховых масс на режим работы на комбайнах с двумя двигателями статорная обмотка одного из них отключалась от сети, а роторы привалились механически связанными между собой.

Основные данные, характеризующие режим работы двигателя МАД-191/11, представлены в табл. 1. Сравнение этих данных с фактическими нагрузками (рис. 2) показывает, что перегрузочная способность в ряде случаев недостаточна.

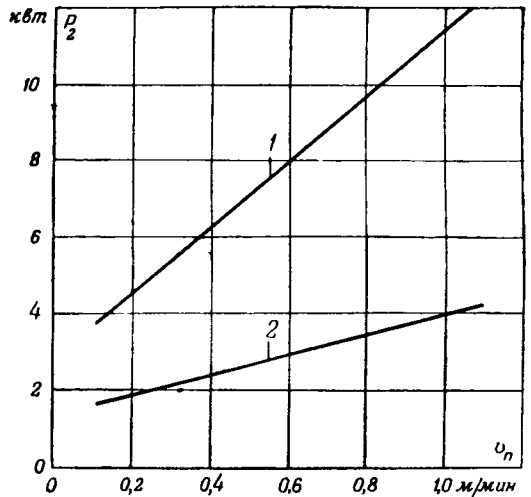


Рис. 3. Пределы нагрузки электродвигателя грузчика.

Повышение перегрузочной способности может быть достигнуто путем увеличения максимального фактического момента  $M_{мф}$  и механической постоянной времени  $T_m$ .

Средняя продолжительность включения лежит в пределах 15...55% при длительности рабочего периода 1...30 мин.

Эксперименты показали, что с увеличением длины бара до 2 м коэффициент  $A$  растет при-

Таблица 1  
Характеристики электродвигателей МАД-191/11 по предельной устойчивой нагрузке и перегрузочной способности

Число двигателей комбайне	Число двигателей, присоединенных к сети	Общий маховой момент роторов $GD^2$ , кгм <sup>2</sup>	Фактический максимальный момент $M_{мф}$ , кгм	Средняя нагрузка $P_2$ , при которой возможна устойчивая работа при напряжении на зажимах двигателя (в процентах от номинального напряжения):		Вращающий момент, соответствующий средней устойчивой нагрузке $M_{ср}$ , кгм	Наименьшая допустимая перегрузочная способность, $\frac{M_{мф}}{M_{ср}}$	Механическая постоянная времени $T_m$ , сек
				95...100	105...115			
1	1	4	40	40	45...47	26	1,55	0,01
2	2	8	60	70...75	—	46...49	1,25...1,3	0,02
2	1	8	40	45...50	До 55	32...36	1,25...1,3	0,02

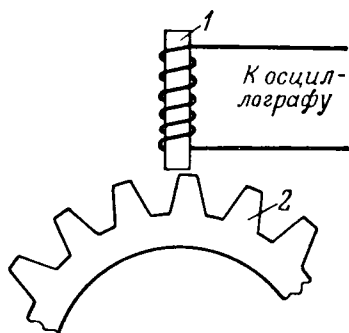


Рис. 4. Датчик для записи скорости вращения ротора. 1 — постоянный магнит; 2 — роторная шестерня.

близительно пропорционально длине бара, коэффициент  $B$  изменяется незначительно.

**Механические переходные режимы.** Механические переходные режимы: пуск в ход, включение для смены зубков, опрокидывание — оказывают существенное влияние на нагревание двигателя. В табл. 2 приведены средние данные о числе включений на 100 м забоя<sup>1</sup>. Данные о потерях энергии в обмотках подсчитаны по формуле

$$\Sigma P_2 = \frac{3 \cdot 10^{-3}}{3600} \int_0^{t_n} i^2 r dt \quad [\text{квт}], \quad (3)$$

где  $t_n$  — продолжительность переходного процесса, сек;

$i = f(n)$  — эффективное значение тока статорной обмотки, а;

$r = f(n)$  — приведенное к статорной обмотке сопротивление двигателя, ом;

$n$  — скорость вращения ротора, об/мин. Величины  $i$  и  $n$  записывались осциллографом.

Для записи скорости вращения был использован изображенный на рис. 4 датчик, состоящий из постоянного магнита с обмоткой, в которой индуцируется э. д. с. с частотой, пропорциональной скорости вращения ротора.

<sup>1</sup> Уголь средней крепости.

Было установлено, что коэффициент полезной теплотдачи при остановке двигателя  $\alpha = 0,5$ ; допускаемые электрические потери в обычном режиме работы  $P_2 = 40 \text{ квт}$ , ПВ —  $\Sigma P_2 = 2,25 \text{ квт}$ ; среднее время прохождения забоя — 12 час. Отсюда находим, что при пусках в переходных режимах согласно табл. 2 двигатель следует останавливать для охлаждения на  $\frac{1,81}{0,5 \cdot 2,25} = 1,6 \text{ час}$  в период 100-м забоя в 12 час, что дает коэффициент использования  $k = 0,87$ . Улучшением механической характеристики можно устранить потери на несостоявшийся пуск и на опрокидывание (табл. 2) и довести коэффициент  $k$  до 0,95, что практически позволяет увеличить производительность на 8%.

Большое число опрокидываний и несостоявшихся пусков объясняется некоторым несоответствием действительной механической характеристики условиям пуска машины, что является результатом отсутствия данных о величине момента статического сопротивления машины в процессе ее пуска в ход. Была предпринята попытка экспериментально определить<sup>2</sup>  $M_{ст}$ .

Момент статического сопротивления определялся в процессе разбега, при работе коммутатора сверху вниз и сверху вниз, по известной формуле

$$M_{ст} = M_{\phi} - M_{\partial} = M_{\phi} - \frac{GD^2}{375} \cdot \frac{dn}{dt}$$

Фактический момент  $M_{\phi}$  подсчитывался по электромагнитной мощности, определяемой на осциллограмме записи тока и напряжения с помощью осциллографа, а  $\frac{dn}{dt}$  — по кривой  $n = f(t)$ , полученной с помощью устройства по рис. 4. Экспериментальные кривые  $n = f(t)$  и  $M_{\phi} = f(n)$  даны на рис. 5, 6.

С достаточной точностью  $M_{ст}$  может быть принят постоянным в зоне от  $n = 0$  до  $n_n$  и равным в среднем 30 кгм; во время работы коммутатора сверху вниз он достигает 40 кгм (при длине бара 1,6 м).

<sup>2</sup> Расчеты и эксперименты по этой части работы выполнены инж. Е. Г. Колесниковым

Потери энергии в двигателе МАД-191/11 в переходных режимах

Таблица

Характеристика переходного режима	Потери энергии в обмотках				
	Режим	Продолжительность, сек	Число включений на 100 пог. м забоя	квтч	
на 1 включение				на 100 пог. м забоя (в среднем)	
Пуск на холостом ходу . . . . .	0,5 . . . 1,3	20	0,01 . . . 0,0125	0,23	13
Пуск под нагрузкой . . . . .	1,3 . . . 2,6	20	0,0125 . . 0,025	0,38	21
Пуск с зажатым баром (несостоявшийся пуск) . . . . .	1 . . . 2	До 15	0,03	0,45	25
Подача при смене зубков . . . . .	0,05 . . . 0,03	50	0,003	0,15	8
Опрокидывание . . . . .	1 . . . 5	20	0,02 . . . 0,04	0,60	33
Всего . . . . .	—	220	—	1,81	100

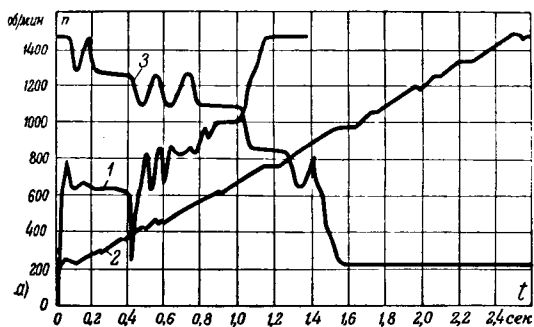


Рис. 5а. Экспериментальные кривые  $n = f(t)$  для периода разбега и при опрокидывании двигателя МАД-191/11 во время работы комбайна „Донбасс“.

1 — разбег при сдном двигателе; 2 — при двух; 3 — опрскидывание (один двигатель).

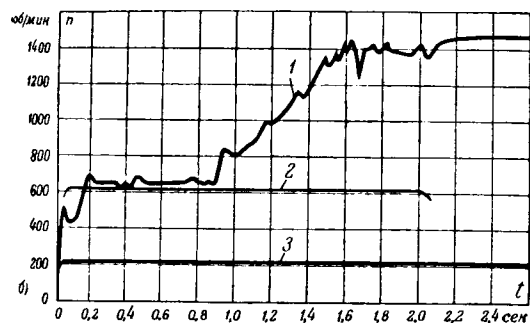


Рис. 5б. Те же экспериментальные кривые  $n = f(t)$  при одном двигателе МАД-191/11 и большом  $M_{ст}$ .

1 — затяжной пуск; 2 и 3 — несостоявшийся пуск с застреванием на промежуточной скорости вращения.

Зубчатая форма кривой  $n = f(t)$  типична для ка. Кратковременные и незначительные снижения скорости вращения в области от  $s=1$  до  $s_0$  можно объяснить главным образом неоднородностью структуры угля; более продолжительные, имеющие место при  $n = 215$  и порядка  $100 \text{ об/мин}$ , — главным образом теми провалами, которые были зафиксированы в полученных экспериментальным путем кривых  $M_{\phi} = f(n)$ . Провалы при  $n = 215 \text{ об/мин}$  объясняются влиянием седьмой гармоники, так как  $215 \text{ об/мин}$  — синхронная частота вращения седьмой гармоники н. с. при  $s=0,3$ . Происхождение провалов при  $n \approx 650 \text{ об/мин}$  требует дополнительных исследований.

Застывание двигателей на скоростях вращения  $n=215$  и  $600 \dots 650 \text{ об/мин}$  наблюдалось и его опрокидывании (рис. 5а, кривая 3).

Зубчатая форма экспериментальной кривой  $M_{\phi}$  в области  $s=0,3 \dots 0,05$  объясняется наличием высших моментов гармоник, возникающих на неравномерном воздушном зазоре (приложение 1). Наличие провалов в указанной области моментов создает возможность устойчивой работы двигателя при скольжении порядка  $s=0,3$ . Подобное явление было зафиксировано с помощью осциллографа.

Основная трудность получения высоких пусковых перегрузочных вращающих моментов в двигателях питания от маломощной сети и высокий вес гармоник н. с. и воздушного зазо-

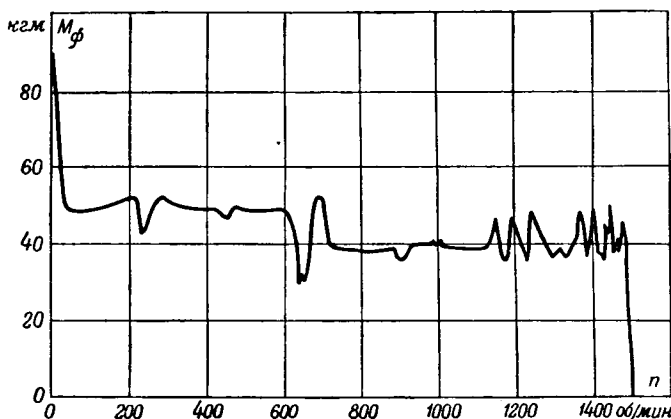


Рис. 6. Экспериментальная кривая  $M_{\phi} = f(n)$  двигателя МАД-191/11 при пуске участка сети.

ра, следует принимать все возможные меры для ослабления влияния гармоник. Для двигателей комбайнов, не работающих в режиме противовключения, нежелательны только гармоники н. с. прямого вращения, главным образом седьмая. Гармоники прямого вращения более высоких порядков менее опасны, так как они лежат в области, в которой двигатель разворачивается вхолостую. При употребительных числах пазов невозможно добиться практически полного уничтожения седьмой гармоники н. с. укорочением шага, и для этой цели следует рекомендовать также скос пазов ротора. Влияние гармоник воздушного зазора может быть сведено к минимуму соблюдением эксцентриситета в пределах, установленных ПТЭ, для чего необходимо улучшить технологию изготовления двигателей. В настоящее время у новых двигателей эксцентриситет достигает 50%, у находящихся в эксплуатации — 70...80% одностороннего зазора.

Наибольшая достигнутая продолжительность пуска во всех опытах не превышала 2,5...3 сек. Попытки создать более высокие моменты статического сопротивления путем пуска машины, остановленной на полном ходу при работе с высокой скоростью подачи (1,0 м/мин) или в процессе работы сверху вниз, приводили к застреванию двигателя при  $n = 215 \text{ об/мин}$ . Это свидетельствует о том, что вследствие неоднородности структуры угля двигатель комбайна нельзя рассчитывать на затяжной пуск. С целью сокращения потерь во время пуска желательна плавная форма кривой  $n = f(t)$ . Опыты показали, что этого можно достичь, если вращающий момент двигателя в процессе запуска превосходит момент статического сопротивления не менее чем на 40...50%.

**Двигатели МАД-191/11 и производительность комбайнов.** Возможная производительность комбайнов, выраженная в погонных метрах выемки за восьмичасовую смену:

$$L = k4,8v_n ПВ [м], \quad (5)$$

где  $v_n, ПВ$  — средние за смену величины скорости подачи и продолжительности включения.

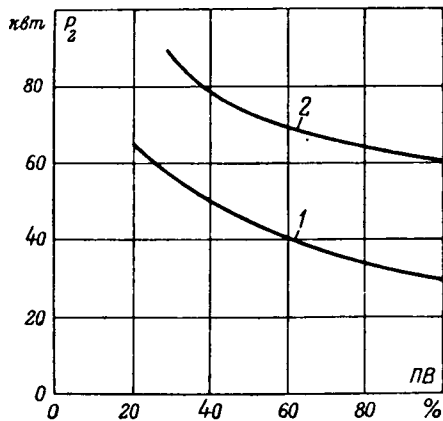


Рис. 7.  $P_2 = f(PB)$  для электродвигателя комбайна.

1 — двигатель МАД-191/11; 2 — проектный двигатель комбайна для работы на крепких углях (пример 1).

Уравнение связано с (1) и с зависимостью  $P_2 = f(PB)$  по рис. 7, кривая 1. Совместное их решение для различных условий, определяемых (1), дает семейство кривых  $L = f(v_n)$ , представленных на рис. 8 вместе с соответствующими им зависимостями  $PB = f(v_n)$ . Сплошная часть кривых  $L = f(v_n)$  соответствует области устойчивой работы двигателя ( $P_2 < 45$  кВт), пунктирная — области его неустойчивой работы ( $P_2 > 45$  кВт).

Прямые линии, выходящие из начала координат, представляют собой линии одинаковых мощностей в диапазоне от длительной мощности 28,5 кВт до часовой 65 кВт.

Рассмотрение зависимостей  $L = f(v_n)$  рис. 8 позволяет сделать следующие выводы:

1. Для большинства зависимостей  $P_2 = f(v_n)$  существует оптимальный режим работы комбайна, обеспечивающий получение наивысшей его производительности при данном двигателе и в заданных условиях, определяемых (1).

2. Электродвигатели МАД-191/11 обеспечивают возможность получения высокой производительности и работы в оптимальном режиме только на мягких углях и на части углей средней крепости.

3. Повышением перегрузочной способности машины можно добиться значительного относительного увеличения производительности комбайна «Донбасс». Опыты, произведенные на комбайнах и врубовых машинах, показали, что путем увеличения махового момента ротора в два раза можно получить устойчивую работу двигателя в левой части всех кривых  $L = f(v_n)$  рис. 8, вплоть до точки, соответствующей оптимальному режиму.

Использование формулой (5) и кривыми рис. 8 возможно без поправок только при равномерном графике нагрузки. В обычных условиях, как показали опыты, следует в (5) принимать  $k = 0,6 \dots 0,8$  в зависимости от степени неравномерности графика нагрузки, условий охлаждения и числа включений двигателя.

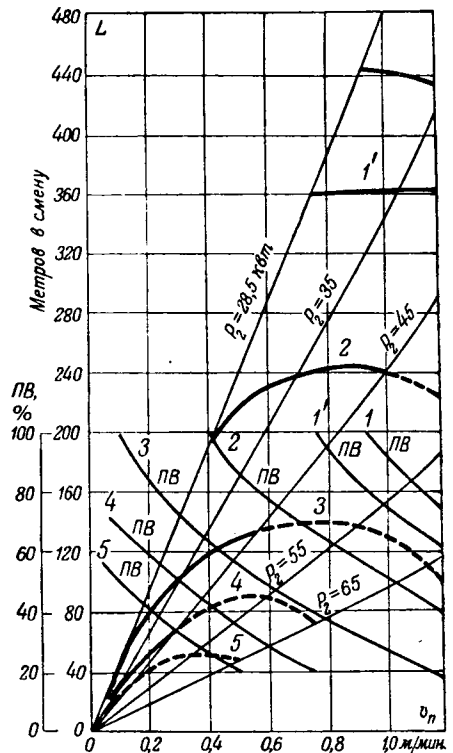


Рис. 8.  $L = f(v_n)$  и  $PB = f(v_n)$  комбайнов «Донбасс».

1 —  $P_2 = 16 + 20 \cdot v_n$ ; 1' —  $P_2 = 12 + 22 \cdot v_n$ ;  
2 —  $P_2 = 17,5 + 27,5 \cdot v_n$ ; 3 —  $P_2 = 25 + 35 \cdot v_n$ ;  
4 —  $P_2 = 32,5 + 42,5 \cdot v_n$ ; 5 —  $P_2 = 40 + 50 \cdot v_n$ .

Возможность пользования формулой (5) практически равномерном графике нагрузки способствует о том, что факторы, способствующие увеличению (неизбежное засорение двигателя) и уменьшению (движение воздуха в лаве, отвод тепла ведущей и режущей частями машины) нагрузке, взаимно компенсируются.

Если принять  $k < 1$ , действительная производительность включения (или машинного времени) определяется как произведение  $kPB$ , в котором  $PB$  находится по кривой 1, рис. 7, в соответствии с нагрузкой двигателя  $P_2$ .

Более подробный анализ характера зависимости  $L = f(v_n)$  показывает следующее:

1. Максимально возможная производительность комбайна для заданных условий, определяемых (1), получается при выполнении соотношения

$$\frac{d(PB(P_2))}{PB} = \left| - \frac{d(v_n(P_2))}{v_n} \right|. \quad (5)$$

2. Для получения зависимости  $L = \text{const}$  при значительном изменении скорости подачи необходимо, чтобы на всем этом участке было выполнено соотношение (5').

**Методика определения основных параметров главного двигателя.** Сейчас необходимо создать комбайн для работы на крепких углях для которого потребуются двигатель примерно вдвое большей мощности, чем МАД-191/11 [Л. 3]. Создание забойных двигателей, ограниченных

ариту и предназначенных для работы в мало-  
мощных сетях, представляет значительные труд-  
ности. Для того чтобы обеспечить в этих усло-  
виях полное использование главного двигателя  
комбайна „Донбасс“, необходимо установить  
оптимальные параметры: зависимость  $P_2=f(PB)$ ,  
максимальный момент  $GD^2$ , характеристику  $M=f(n)$ .  
Исходными параметрами являются номиналь-  
ная мощность двигателя и режим его работы  
при номинальной мощности (продолжительный,  
непрерывный или повторно-кратковременный).  
Сейчас еще не представляется возможным  
изменить двигатель для комбайна, имеющий при  
указанных размерах продолжительную мощ-  
ность, близкую к наиболее высоким нагрузкам,  
предельным в эксплуатации. Поэтому глав-  
ным электродвигателем, имея, по возможности,  
максимальную продолжительную мощность (при  $PB =$   
 $100\%$ ), должен также быть в состоянии нести  
перегрузки и более высокие нагрузки.

Режим работы комбайнов „Донбасс“ наиболее  
подходит к повторно-кратковременному. Несоответ-  
ствие средней продолжительности цикла (работа  
в установившемся режиме), достигающего иногда  $30 \dots 50$  мин,  
к продолжительности цикла (не более  $10$  мин) под-  
лежит учету, а ошибка, обусловленная неравно-  
мерностью графика нагрузки, может быть учтена  
с помощью опытных коэффициентов. Исходя из  
этого, следует определять мощность главного  
электродвигателя в виде зависимости  $P_2=f(PB)$ .  
Зависимость  $L=f(v_n)$  должна быть опреде-  
лена таким образом, чтобы обеспечить циклическую  
работу лавы по графику „один цикл в сутки“,  
предусматривающему выемку угля и его выгрузку  
на заданную длину лавы в течение одной или двух рабо-  
чих смен [Л. 4]. Таким образом, продолжитель-  
ность выемки угля близка к 3—4 постоянным вре-  
менам нагрева двигателя.

Остальные параметры [ $GD^2$ , характеристика  
 $M=f(n)$ ] должны быть выбраны таким образом,  
чтобы обеспечить устойчивую работу двигателя  
в области, определяемой расчетной зависимостью  
 $M=f(PB)$ .

Опыты подтвердили высказанные ранее [Л. 5]  
соображения о целесообразности увеличения меха-  
нической постоянной времени  $T_m$  двигателей вру-  
бовых машин и горных комбайнов. Увеличение  $T_m$   
можно идти за счет повышения  $GD^2$  (примерно  
два раза). Номинальное скольжение должно  
быть, по возможности, небольшим с целью полу-  
чения высокого номинального к. п. д., что очень  
важно для закрытых двигателей. Получение же-  
лаемой мягкой характеристики электропривода  
в целом следует осуществлять путем примене-  
ния полуавтоматического или автоматического  
регулирования скорости подачи в зависимости от  
нагрузки двигателя или от силы тяги каната.  
Опыты показали, что врубовые машины  
типа КМП-1 с пульсирующей подачей, обеспе-  
чивают возможность полуавтоматического ре-  
гулирования скорости подачи по силе тяги каната,  
работают вполне устойчиво при  $\frac{M_{мф}}{M_{ср}} \geq 1,25 \dots 1,3$ ,  
а врубовые машины МВ-60 с храповичной пода-

чей — при  $\frac{M_{мф}}{M_{ср}} \geq 1,5 \dots 1,6$ . Поэтому для повы-  
шения производительности новых комбайнов типа  
„Донбасс“ следует прежде всего использовать  
те возможности, которые представляет в этом  
отношении автоматическое и полуавтоматическое  
регулирование скорости подачи. Увеличение махо-  
вого момента ротора, неизбежное при повышении  
мощности двигателя, также должно быть исполь-  
зовано для этой цели.

Фактическая механическая характеристика  
 $M_{\phi}=f(n)$  должна иметь такую форму, которая  
обеспечивает достаточно быстрый разбег без  
застревания на промежуточных скоростях вра-  
щения, а также устойчивую работу при наивыс-  
шей расчетной мощности. В области от  $s=1$   
до  $s=s_m$  величина  $M_{\phi}$  определяется из соотно-  
шения

$$M_{\phi} \geq 1,5 M_{ср}, \quad (6)$$

где  $M_{ср} = 30 \dots 40$  кгм (при длине бара  $1,6$  м).

Фактический максимальный момент опреде-  
ляется по наивысшей расчетной нагрузке электро-  
двигателя с учетом допускаемого коэффициента  
перегрузки

$$M_{мф} \geq 975 \cdot \frac{P_{2м}}{n} \cdot \frac{M_{мф}}{M_{ср}} \text{ [кгм]}. \quad (7)$$

Никаких дополнительных требований, кроме  
определяемых (6) и (7), к фактической меха-  
нической характеристике двигателя  $M_{\phi}=f(n)$   
предъявлять не следует. В частности, желание  
придать кривой  $M_{\phi}=f(n)$  серийный характер  
с целью автоматического регулирования ско-  
рости вращения во время перегрузки в приводах  
с асинхронным двигателем не может быть оправ-  
дано по следующим причинам: 1) в коротко-  
замкнутых двигателях регулирование скорости  
вращения в области  $s > s_m$  снижает произво-  
димость машины вследствие увеличения элек-  
трических потерь; 2) возможно длительное застре-  
вание в одном из провалов кривой  $M_{\phi}=f(n)$ ;  
3) автоматическое регулирование скоростей по-  
дачи и резания может быть осуществлено более  
экономично путем применения специальных ус-  
тройств.

Электродвигатели врубовых машин и горных  
комбайнов специально предназначаются для  
работы в маломощных сетях. Поэтому целесо-  
образно вести расчеты кривой  $M=f(n)$  по экви-  
валентной схеме замещения для сети и электро-  
двигателя, объединив сопротивление сети и ста-  
торной обмотки двигателя и полагая напряжение  
на зажимах схемы равным напряжению холостого  
хода трансформатора.

Большое влияние на форму действительной  
механической характеристики оказывает крат-  
ность начального пускового тока  $\frac{I_n}{I_n}$  при номи-  
нальном напряжении сети. Эта величина не должна  
быть ни слишком высокой во избежание больших  
потерь напряжения при пуске, ведущих к резкому  
снижению фактической характеристики  $M_{\phi}=f(n)$ ,  
ни слишком малой, так как в этом случае невоз-

можно получить достаточно большую электромеханическую мощность при пуске и во время перегрузок [Л.6, § 8-3]. Требование обеспечения высокого перегрузочного момента в условиях питания от маломощной сети, обладающей относительно высоким реактивным сопротивлением, вызывает необходимость снижения реактивного сопротивления статорной и роторной обмоток двигателя. Это ведет к увеличению кратности  $\frac{I_n}{I_n}$ . С другой стороны, для получения высокого фактического начального пускового момента  $M_{нф}$  следует, по возможности, увеличить активное сопротивление роторной обмотки в начальный период пуска ( $s \approx 1,0$ ). Это вытекает также из известного условия для получения наивысшего пускового момента

$$r'_2 = \sqrt{r + (x + x'_2)^2}, \quad (8)$$

где  $r'_2$  — активное сопротивление роторной обмотки;

$r, x$  — сумма активных и реактивных сопротивлений статорной обмотки и сети;

$x'_2$  — реактивное сопротивление роторной обмотки; все величины в (8) приведены к номинальному напряжению двигателя.

Величина  $r'_2$  для двигателей комбайнов в условиях питания от участковой сети всегда оказывается значительно меньше по сравнению с правой частью уравнения (8). Поэтому некоторое увеличение  $r'_2$  (в пределах, допускаемых конструкцией) всегда ведет к заметному возрастанию  $M_{нф}$  (ниже пример 2). При таком методе расчета рациональное отношение  $\frac{I_n}{I_n}$  определяется лишь в процессе проектирования двигателя. Рассматриваемый параметр  $\frac{I_n}{I_n}$  важен и с точки зрения устойчивости остальных двигателей участка при пуске главного двигателя комбайна. Опыт показал, что решающее значение здесь имеет не величина  $I_n$ , а параметры сети. В тех случаях, когда (в сетях 380 в) суммарная потеря напряжения в сети не превосходила 0,1  $U_n$  (согласно ПТЭ угольных шахт), а напряжение на первичных зажимах силового трансформатора поддерживалось на уровне около  $U_n + 5\%$ , все остальные параметры участка при пуске комбайна работали вполне устойчиво, даже в тех лавах, где на комбайнах „Донбасс“ были установлены два главных двигателя МАД-191/11, питаемых от общего распределительного пункта на штреке.

**Пример 1.** Требуется определить параметры главного двигателя для следующих условий работы: 1) длина лавы — 200 м; 2) выемка угля — за две смены, по 100 м в смену; 3) нагрузка главного двигателя при длине бара 2 м определяется уравнением  $P_2 = 50 + 50v_n$ ; 4) при изменении скоростей подачи в пределах 0,27...1,0 м/мин возможная производительность комбайна должна оставаться неизменной при практически равномерном графике нагрузки ( $k = 0,95$ ). Последнее условие определяет уравнение производительности  $L = f(v_n)$  следующим образом:  $L = 100$ . Зависимость  $P_2 = f(PB)$  определяется из табл. 3 и представлена кривой 2, рис. 7.

$v_n, \text{ м/мин}$	$PB = \frac{100 \cdot L}{k \cdot 480 \cdot v_n}, \%$	$P_2 = 50 + 50 \cdot$
0,225	100	61
0,3	75	65
0,4	56	70
0,5	45	75
0,6	37,5	80
0,7	32	85
0,8	28	90
1,0	22,5	100

Полученная по табл. 3 зависимость  $P_2 = f(PB)$  новлена для продолжительности рабочего периода  $\approx 30$  мин и при проектировании электродвигателя для быть пересчитана на нормальный цикл 10 мин.

Статический момент в процессе пуска при длине 2 м  $M_{ст} = 48$  кгм. Отсюда находим требуемую величину вращающего момента двигателя в области  $s = 0$  до  $s_m$ :

$$M_{ф} = 1,5 \cdot 48 = 72 \text{ кгм.}$$

Электродвигатель с характеристикой  $P_2 = f(PB)$  табл. 3 может работать в сетях 660 в при сечении жилы кабеля 35 мм<sup>2</sup>, с нагрузкой не более 90 кВт (с учетом наличия электродвигателя грузчика). Полагая продолжительной мощности  $P_2 = 60$  кВт,  $GD^2 \geq 8$  определяем фактический максимальный вращающий момент двигателя:

$$M_{мф} = 90 \cdot \frac{975}{1475} \cdot 1,3 = 77 \text{ кгм.}$$

Расчетная механическая характеристика  $M = f(\omega)$  должна быть определена таким образом, чтобы обеспечить получение заданных значений  $M_{нф}$ ,  $M_{мф}$  в реальных участковых сетях (методика проверки, напри- [Л. 7]).

**Пример 2.** В табл. 4 приведены цифровые данные иллюстрирующие влияние увеличения активного сопротивления роторной обмотки  $r'_2$  при  $s = 1,0$  на фактическое значение начального пускового момента  $M_{нф}$ . Сравнение произведено для двух реальных вариантов двигателя МАД-191, 11. В варианте I фактический пусковой момент равен 59%, а в варианте II — 45,6% расчетного пускового момента.

**Приложение I. Синхронные моменты, создаваемые гармониками воздушного зазора.** Порядок всех гармоник магнитного поля независимо от их происхождения принимается равным отношению чисел полюсов гармонического поля и статорной обмотки двигателя. Это условие позволяет использовать для гармоник воздушного зазора формулы, относящиеся к гармоникам н. с.

При наличии значительной неравномерности воздушного зазора в области, близкой к скольжению, при максимальном вращающем моменте создаются значительные по величине паразитные асинхронные моменты [Л. 1] также синхронные моменты при скорости вращения [

$$n = \frac{6000}{k_2 \cdot z_2} [\text{об/мин}],$$

где  $z_2$  — число пазов ротора;

$k_2$  — коэффициент, входящий в уравнение

$$\mu_a = k_2 m_2 + \nu_a,$$

определяющее порядок роторных гармоник, создаваемых статорной гармоникой порядка  $\nu_a$ .

Порядок статорных гармоник воздушного зазора

$$\nu_{a\delta} = \frac{p + a_1}{p} = \frac{p_\delta}{p}.$$

з По техническим причинам обозначения  $\nu_1$  и [Л. 8] заменены обозначениями  $a_1$  и  $a_2$ .

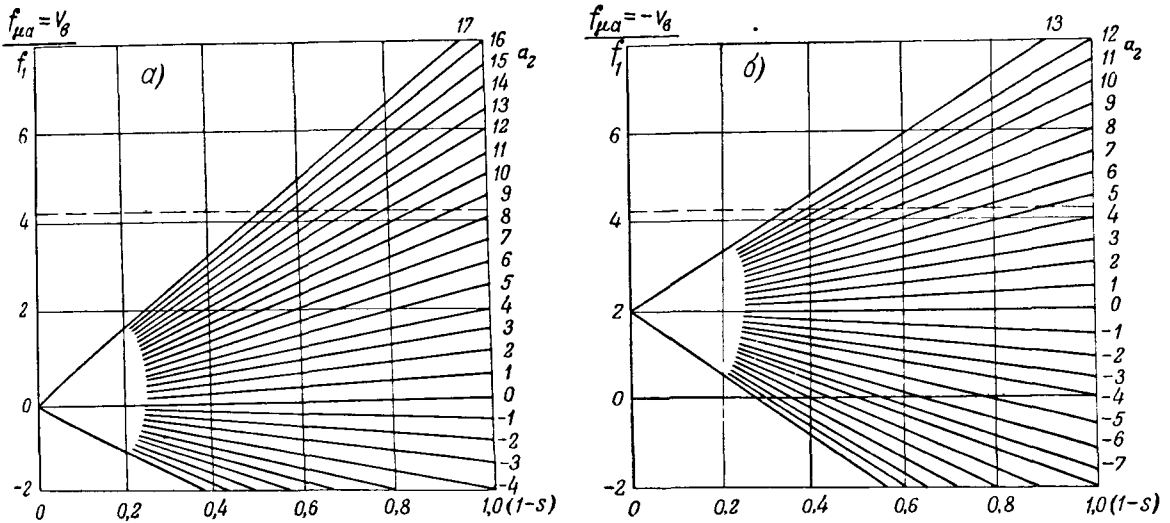


Рис. 9.  $f = F(s, a_2)$ .  
 а — уравнение (1,7); б — уравнение (1,8).

Таблица 4

Сеть			Линейное напряжение, в	Сопротивление фазы (ом) при $s = 1,0$						Параметры двигателя при $s = 1,0$			
Сопротивление фазы, ом				Статор		Ротор		Полное сопротивление, ом	$\sqrt{r^2 + (x+x_2)'^2}$	Ток, а		$M_n$ , кгм	
$x_c$	$r_c$	$z_c$		$x_1$	$r_1$	$x_2'$	$r_2'$			Расчетный	Фактический	Расчетный	Фактический
0,114	0,213	0,24	400	0,149	0,046	0,251	0,254	0,5	0,576	440	315	84	50
						0,191	0,173	0,405	0,523	545	365	100	45,6

Примечание.  $r = r_c + r_1$ ;  $x = x_c + x_1$ .

Доля роторных гармоник воздушного зазора

$$\nu_{a2} = \frac{(p+a_1)+a_2}{p} = \frac{p+a_1}{p} + \frac{a_2}{p} = \nu_{a1} + \frac{a_2}{p} \quad (1,4)$$

аналогично (1,2) и (1,4), получаем для гармоник воздушного зазора

$$k_2 = \frac{a_2}{m_2 p} \quad (1,5)$$

Здесь находим путем подстановки  $k_2$  по (1,5) в (1,1) коэффициент синхронного вращения гармоник воздушного зазора при  $f_1 = 50$ )

$$n' = -\frac{6000}{a_2} \quad (1,6)$$

Значения  $a_2 = -1, -2, -3, -4, -5, -6$  и т. д. дают при  $n' = 6000, 3000, 1500, 1200, 1000$  и т. д. об/мин. значения коэффициента  $k_2$ , которые определяют частоту гармоник воздушного зазора, когда ускорение не равно нулю, значения  $n'$  относятся от определяемых (1,6) [Л. 10, стр. 210].

Искажение кривой моментов может иметь место и в том случае, когда частоты собственных механических колебаний ротора с частотой синхронных моментов, определяемых по уравнениям [Л. 10, стр. 211], которые с учетом (1,6) приобретают вид:

$$f_{\mu a} = \nu_b = \frac{a_2}{p} (1-s) f_1 \quad (1,7)$$

$$f_{\mu a} = -\nu_b = \left[ 2 + \frac{a_2}{p} (1-s) \right] f_1 \quad (1,8)$$

Как коэффициент  $a_2$  для гармоник воздушного зазора может быть мал, то резонанс возможен при значениях  $a_2$ , близких к нулю.

Изложенного следует, что при большой неравномерности воздушного зазора могут возникать значитель-

ные искажения кривой моментов в области небольших скольжений. Например, для  $f_1 = 50$  и частоты собственных механических колебаний ротора 210 пер/сек резонанс наступает в точках пересечения прямой  $f = 210$  наклонными прямыми, построенными по (1,7) и (1,8) на рис. 9.

Более подробное рассмотрение вопроса об искажениях кривой  $M = f(n)$  выходит за рамки этой статьи.

### Литература

- В. Н. Хорин и А. Д. Сукач. Угольный комбайн "Донбасс". Углетехиздат, 1950.
- Н. А. Сазонов. Переходные явления при пуске короткозамкнутых электродвигателей. Электричество, № 12, 1949.
- И. И. Лившиц. Некоторые итоги технического перевооружения угольных шахт. Уголь, № 6, 1951.
- А. Ф. Засядько. Обеспечить перестройку организации работ на шахтах по графику один цикл в сутки. Уголь, № 8, 1950.
- М. Ю. Шухатович. Задачи развития электрического привода врубных машин и конвейеров. Электричество, № 4, 1946.
- И. А. Сыромятников. Режимы работы асинхронных двигателей. Госэнергоиздат, 1950.
- Н. А. Киклевич. Упрощенные подсчеты пусковых и максимальных моментов короткозамкнутых электродвигателей, питаемых от маломощной сети. Электричество, № 8, 1951.
- Н. А. Киклевич. Влияние неравномерного воздушного зазора на характеристики и эксплуатационную надежность асинхронных двигателей. Электричество, № 12, 1949.
- М. П. Костенко. Электрические машины. Специальная часть, Госэнергоиздат, 1949.
- Р. Рихтер. Электрические машины, т. IV, ГНТИ, 1939.





# Квадратичная система с применением электромашинного усилителя

Кандидат техн. наук, доц. В. П. БЫЧКОВ

Москва

Для ряда электроприводов большой мощности, требующих относительно широкого диапазона регулирования скорости вращения двигателя, целесообразно использовать квадратичную систему генератор—двигатель. Однако система генератор—двигатель без применения специальных регулирующих устройств не в состоянии обеспечить широкого диапазона регулирования. Причина этого—недостаточно высокая степень жесткости механической характеристики двигателя, питаемого от отдельного генератора, и вытекающая отсюда статически неустойчивая работа в области малых регулировочных скоростей. Поэтому для получения схемы широкого диапазона регулирования скорости необходимо ввести в схему дополнительные элементы, повышающие жесткость характеристики двигателя. С указанной целью в системе генератор—двигатель применяют электромашинный усилитель, с помощью которого осуществляется поддержание постоянства скорости вращения двигателя. Соответствующим выбором параметров цепей обратных связей достигаются требуемые условия работы системы как в статическом, так и динамическом режимах работы схемы.

В статье проводится анализ<sup>1</sup> влияния параметров электромашинного усилителя с критическим самовозбуждением в квадратичной системе генератор—двигатель на степень жесткости механической характеристики и на степень устойчивости и предлагается метод расчета схемы.

**Статические режимы схемы.** На рис. 1 представлена квадратичная система генератор—двигатель с электромашинным усилителем.

Электромашинный усилитель имеет три обмотки возбуждения: параллельную ( $1ш—2ш$ ), последовательную ( $1с—2с$ ) и обмотку сравнения ( $1у—4у$ ). Параллельная и последовательная обмотки—регулирующие. Они создают обратные связи, с помощью которых в схеме обеспечивается требуемое поддержание постоянства скорости вращения двигателя. Обмотка  $1ш—2ш$  создает отрицательную обратную связь по э. д. с. генератора и по-

*Проводится анализ влияния параметров электромашинного усилителя с критическим самовозбуждением в квадратичной системе генератор—двигатель на степень жесткости механической характеристики двигателя и на степень устойчивости. Предлагается метод расчета параметров цепей возбуждения электромашинного возбудителя.*

ложительную обратную связь по току двигателя. Обмотка  $1с—2с$ —положительную обратную связь по току двигателя. Обмотка  $1у—4у$  раз-

делена на две равные части  $2у$  и  $3у—4у$ , которые включены последовательно с половинками обмотки возбуждения возбудителя  $1в—2в$  и  $3в—4в$  в противоположные стороны мостика.

Ампервитки обмотки  $1у—4у$ —намагничивающие; обычно они равны и направлены встречно ампервиткам отрицательной обратной связи э. д. с. генератора, создаваемой обмоткой  $1ш$ . Поэтому  $1у—4у$  можно назвать обмоткой сравнения.

Мостиковая схема в рассматриваемом случае обеспечивает отдельное и независимое питание обмоток усилителя и возбудителя от двух источников напряжения: цепи управления и усилителя. С применением мостиковой схемы сокращается число обмоток у возбудителя от двух до одной и у усилителя—от четырех до трех.

Исследование статических режимов системы удобно начать с рассмотрения режима идеального холостого хода системы.

Обозначив через  $E_{в0}$ ,  $I_{в0}$ —э. д. с. и ток возбуждения возбудителя в режиме идеального холостого хода;  $\beta_в = \frac{e_в}{I_{в0}\omega_в}$ —отношение, соответствующее прямолинейной части характеристики намагничивания возбудителя;  $\omega_в$ —число витков обмотки  $1в—4в$ , напишем, что

$$E_{в0} = \beta_в I_{в0} \omega_в. \quad (1)$$

Если принять, что э. д. с. усилителя при идеальном холостом ходе равна нулю, из уравнения обычно и исходят при расчете подобных схем, то согласно схеме рис. 1

$$I_{в0} = \frac{U_1}{2(r + R_1)}, \quad (2)$$

где  $U_1$ —напряжение цепи управления;

$r = \frac{r_в + r_у}{2}$ —сопротивление плеча моста;

$r_в$ —сопротивление обмотки возбуждения  $1в—4в$ ;

<sup>1</sup> При допущении 1) линейности магнитных характеристик машин; 2) постоянства потока двигателя; 3) неизменности сопротивления цепей и 4) отсутствия рассеяния в обмотках возбуждения.

<sup>2</sup> В последующем изложении величины, относящиеся к обмоткам последовательного и параллельного возбуждения и к обмотке сравнения, будут иметь соответствующие индексы ш, с, у.

$r_y$  — сопротивление обмотки сравнения  
 $l_y = 4y$ ;  
 $R_1$  — регулировочное сопротивление в цепи мостика.

Поэтому можно написать, что

$$E_{\theta 0} = k_{\theta 1} U_1, \quad (3)$$

$k_{\theta 1} = \frac{\beta_{\theta} \omega_{\theta}}{2(R_1 + r)}$  — коэффициент усиления по напряжению при питании обмотки  $1\theta - 4\theta$  напряжением цепи управления.

Для э. д. с. идеального холостого хода генератора действительно равенство

$$E_{z 0} = k_z E_{\theta 0}, \quad (4)$$

$k_z = \frac{\beta_z \omega_z}{R_{\theta z}}$  — коэффициент усиления генератора;

$\beta_z = \frac{e_z}{I_{\theta 0} \omega_z}$  — отношение, характеризующее крутизну кривой намагничивания генератора;

$\omega_z$ ;  $R_{\theta z}$  — число витков и сопротивление цепи обмотки возбуждения генератора.

При идеальном холостом ходе и при э. д. с. дателя, равной нулю, ампервитки обмотки  $-2\psi$  равны и встречно направлены ампервитки обмотки  $1y - 4y$ :

$$I_{\psi 0} \omega_{\psi} = I_{\theta 0} \omega_y. \quad (5)$$

Токи указанных обмоток при идеальном холостом ходе равны:  $I_{\psi 0} = \frac{E_{z 0}}{R_{\psi}}$  и  $I_{\theta 0} = \frac{U_1}{2(R_1 + r)}$ . После

внесения (5) на  $\beta_{yc} = \frac{e_{yc}}{I \omega}$  — отношение, характеризующее крутизну кривой намагничивания усилителя, будем иметь:

$$E_{z 0} k_{\psi} = U_1 k_{y1}, \quad (6)$$

$k_{\psi} = \frac{\beta_{yc} \omega_{\psi}}{R_{\psi}}$  и  $k_{y1} = \frac{\beta_{yc} \omega_y}{2(R_1 + r)}$  — соответствующие коэффициенты усиления усилителя.

После соответствующих преобразований в (3), (6) получим:

$$k_{y1} = k_z k_{\theta 1} k_{\psi}, \quad (7)$$

аналогично

$$k_{y2} = k_z k_{\theta 2} k_{\psi}, \quad (8)$$

$k_{\theta 2} = \frac{\beta_{yc} \omega_y}{2(r + r_{yc})}$  и  $k_{\theta 2} = \frac{\beta_{\theta} \omega_{\theta}}{2(r + r_{yc})}$  — соответствующие коэффициенты усиления при питании обмоток  $1y - 4y$  и  $1\theta - 4\theta$  напряжением усилителя;  $r_{yc}$  — сопротивление цепи якоря усилителя между точками А и В;  $\omega_y$ ,  $\omega_{\theta}$  — числа витков обмоток  $-4y$  и  $1\theta - 4\theta$ . Равенства (7) и (8) представляют собой условие, при котором э. д. с. усилителя при идеальном холостом ходе равна нулю. При наличии нагрузки на валу двигателя э. д. с. усилителя благодаря действию обратных связей имеет то или иное значение, определяемое изменением параметров регулирующих обмоток обмотки сравнения. В этом случае э. д. с. усилителя

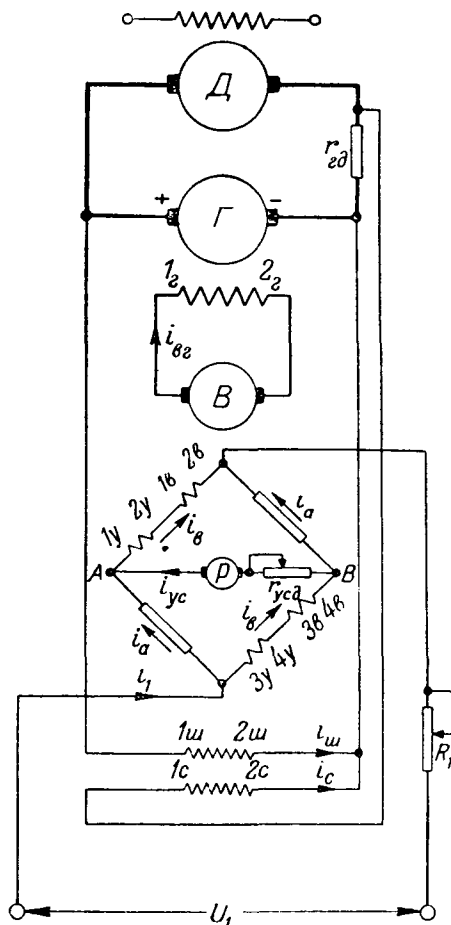


Рис. 1.

твля создает дополнительный ток в цепи обмотки  $1\theta - 4\theta$ , в результате чего увеличивается э. д. с. и возбuditеля и генератора. С увеличением э. д. с. генератора происходит частичная или полная компенсация падения напряжения в силовой цепи. Компенсация приводит к поддержанию постоянства скорости вращения двигателя с той или иной степенью точности.

В общем случае для э. д. с. усилителя действительно следующее равенство:

$$E_{yc} = U_1 k_{y1} - (E_z - \lambda I R_z) k_{\psi} + \sigma I R_z k_c + E_{yc} k_{y2}, \quad (9)$$

где  $\lambda = \frac{r_{az}}{R_z}$  — отношение части сопротивления силовой цепи между точками присоединения параллельной обмотки со стороны генератора  $r_{az}$  к полному сопротивлению силовой цепи;

$\sigma = \frac{r_{z\theta}}{R_z}$  — отношение сопротивления, к которому присоединяется последовательная обмотка  $r_{z\theta}$ , к полному сопротивлению силовой цепи;

$k_c = \frac{\beta_{yc} \omega_c}{R_c}$  — коэффициент усиления усилителя от обмотки  $1c - 2c$ .

При наличии тока статической нагрузки уравнение для э. д. с. генератора будет:

$$E_z = U_1 k_{\theta 1} k_z + E_{yc} k_{\theta 2} k_z, \quad (10)$$

где  $U_1 k_{\delta 1} k_2$  — составляющая э. д. с. генератора, обусловленная действием н. с. обмотки  $I\delta - 4\delta$ , в соответствии с условием (7), равная э. д. с. генератора идеального холостого хода;

$E_{yc} k_{\delta 2} k_2$  — составляющая э. д. с. генератора, обусловленная действием н. с. обмотки возбуждения  $I\delta - 4\delta$ , созданной только током усилителя, — регулирующая составляющая э. д. с. генератора.

Из уравнения (9) исключаем э. д. с. генератора  $E_2$ , пользуясь (10):

$$E_{yc} = U_1 k_{y1} - U_1 k_{\delta 1} k_2 k_u - E_{yc} k_{\delta 2} k_2 k_u + E_{yc} k_{y2} + (\lambda k_u + \sigma k_c) IR_2. \quad (11)$$

При соблюдении условий (7) и (8) составляющая э. д. с. усилителя от н. с. обмотки сравнения, созданной током усилителя  $E_{yc} k_{y2}$ , равняется составляющей э. д. с. усилителя от н. с. отрицательной обратной связи по регулирующей составляющей э. д. с. генератора  $E_{yc} k_{\delta 2} k_2 k_u$ . Эти составляющие направлены встречно друг другу и их действия взаимно компенсируются. Следовательно, эффект э. д. с. усилителя, связанный с тем, что обмотка сравнения приключена на якорь усилителя, полностью компенсируется отрицательной обратной связью по регулирующей составляющей э. д. с. генератора.

Таким образом, при любой статической нагрузке составляющая э. д. с. усилителя от н. с. обмотки сравнения  $U_1 k_{y1} + E_{yc} k_{y2}$  компенсируется составляющей э. д. с. усилителя от н. с. отрицательной обратной связи по э. д. с. генератора  $(U_1 k_{\delta 1} k_2 + E_{yc} k_{\delta 2} k_2) k_u$ . Поэтому э. д. с. усилителя будет определяться только н. с. положительной обратной связи по току двигателя и не будет зависеть от сопротивления цепи обмотки сравнения — равно оно или больше критического сопротивления:

$$E_{yc} = (\lambda k_u + \sigma k_c) IR_2. \quad (12)$$

Регулирующая составляющая э. д. с. генератора с учетом (12)

$$\Delta E_2 = E_{yc} \frac{k_{y2}}{k_u} = \frac{\lambda k_u + \sigma k_c}{k_u} k_{y2} IR_2. \quad (13)$$

Из уравнения (13) видно, что при одном и том же значении э. д. с. усилителя и при неизменных коэффициентах  $k_u$  и  $k_c$   $\Delta E_2$  растет вместе с коэффициентом  $k_{y2}$ .

Исключая далее из (10)  $E_2$ , пользуясь равенством  $E_2 = C_e n + IR_2$ , напишем уравнение относительно скорости вращения двигателя:

$$n = \frac{U_1 k_{\delta 1} k_2}{C_e} - \left[ 1 - \frac{\lambda k_u + \sigma k_c}{k_u} k_{y2} \right] \frac{IR_2}{C_e}, \quad (14)$$

где  $C_e$  — коэффициент э. д. с. двигателя.

Нами получено уравнение скоростной характеристики. Первый член правой части этого уравнения дает скорость вращения двигателя идельного холостого хода  $\frac{U_1 k_{\delta 1} k_2}{C_e} = n_0$ , а второй — перепад скорости вращения, обусловленный грузкой

$$\left[ 1 - \frac{\lambda k_u + \sigma k_c}{k_u} k_{y2} \right] \frac{IR_2}{C_e} = \Delta n.$$

Уравнение (14) показывает, что перепад скорости вращения двигателя в рассматриваемой схеме зависит от действия обратных связей: положительной обратной связи, создаваемой параллельной и последовательной обмотками и учитываемой в (14) суммой произведений  $(\lambda k_u + \sigma k_c) k_{y2}$  и отрицательной обратной связи по э. д. с. генератора, учитываемой коэффициентом  $k_u$  и положительной обратной связи, создаваемой обмоткой сравнения в результате ее присоединения к якору усилителя и учитываемой коэффициентом  $k_{y2}$ . Положительные обратные связи уменьшают перепад скорости, увеличивая жесткость скоростной (механической) характеристики, отрицательная обратная связь увеличивает перепад скорости, уменьшая жесткость характеристики.

В зависимости от соотношения параметров регулирующих обмоток усилителя возможны различные условия автоматического регулирования. Например, при  $(1 - \lambda) k_u = \sigma k_c$  результирующий ток ампервитки усилителя будут изменяться пропорционально скорости вращения двигателя. В этом случае имеет место регулирование по скорости. Если же приведенное равенство при расчете параметров не соблюдено, то регулирование будет протекать с положительной форсировкой по току при  $(1 - \lambda) k_u < \sigma k_c$  и с отрицательной при  $(1 - \lambda) k_u > \sigma k_c$ .

При расчете параметров схемы исходят обычно из условия регулирования по скорости вращения двигателя, при котором, как уже упомянуто

$$(1 - \lambda) k_u = \sigma k_c.$$

Если исходить из указанного условия и принять во внимание (7) и (8), то уравнение скоростной характеристики примет вид:

$$n = \frac{U_1 k_{\delta 1} k_2}{C_e} - [1 - k_{y2}] \frac{IR_2}{C_e}, \quad (15)$$

а уравнение для регулирующей составляющей э. д. с. генератора

$$\Delta E_2 = IR_2 k_{y2}. \quad (16)$$

Согласно (16) и (17) точность автоматического регулирования при принятых выше условиях зависит от коэффициента усиления обмотки сравнения при питании ее от напряжения усилителя  $k_{y2}$ .

При  $k_{y2} < 1$  — регулирование статическое, так как при этом всегда имеет место отклонение

гулируемой величины от заданной по причине полной компенсации падения напряжения в силовой цепи от тока нагрузки, что достаточно ясно видно из уравнений (16) и (17). При  $k_{y2} = 1$  регулирование астатическое, ибо при этом отклонение регулируемой величины от заданной отсутствует вследствие полной компенсации падения напряжения в силовой цепи от тока нагрузки. В указанном случае сопротивление цепи обмотки сравнения питания ее от усилителя  $2(r + r_{yc})$  равняется механическому сопротивлению.

Коэффициент  $k_{y2}$  может быть принят равным единице при условиях (7), (8) и (12) лишь в том случае, если усилитель обладает идеализированной безгистерезисной характеристикой намагничивания. Из-за наличия же э. д. с. остаточного магнетизма усилителя, величина которой к тому же не является постоянной в процессе работы, она не будет устойчивой при  $k_{y2} = 1$ .

Расчетным путем по заданной реальной характеристике намагничивания не представляется возможным точно определить то значение  $k_{y2}$ , при котором возможна устойчивая работа. Поэтому здесь следует предусмотреть некоторое дополнительное сопротивление в цепи якоря усилителя, чтобы в процессе эксплуатации экспериментально уточнить величину  $k_{y2}$ .

**Переходные процессы схемы.** Исследование переходных процессов схемы производится при следующих условиях: 1) магнитные характеристики электрических машин прямолинейны; 2) магнитный поток двигателя — постоянная величина; 3) сопротивления цепей неизменны по величине; 4) рассеяние в обмотках возбуждения электрических машин отсутствует.

Уравнение в приложении для переходного процесса уравнение (1,13) четвертого порядка. Представленное решение его весьма громоздко. Поэтому анализ влияния параметров схемы на характер переходного процесса целесообразно проводить косвенным путем. С этой целью воспользуемся методом частотных характеристик.

Известно, что наличие максимума в амплитудно-частотной характеристике указывает на колебательный характер переходного процесса. Степень затухания колебательной составляющей будет тем меньше, чем больше максимум частотной характеристики. При отсутствии максимума характеристики переходный процесс идет монотонно, и при больших значениях коэффициента усиления степень устойчивости системы падает. В то же время с увеличением максимума усиливается быстрдействие системы.

Исходя из указанного, следует выбирать параметры системы регулирования так, чтобы амплитудно-частотная характеристика не отличалась от некоторой заданной величины. При практических расчетах часто исходят из соотношения

$$\frac{A_{\max}}{A_{\text{нач}}} = 1,1 \dots 1,3, \text{ где } A_{\max} \text{ — максимальная амплитудная характеристика; } A_{\text{нач}} \text{ — амплитуда при } \omega = 0.$$

По виду вещественной частотной характеристики можно также судить о характере процесса. Если, например, вещественная частотная характеристика с увеличением частоты от нуля в области малых значений частоты является возрастающей функцией, то переходный процесс будет колебательным. Если же вещественная характеристика во всем диапазоне изменения частоты является убывающей функцией, то переходный процесс протекает монотонно.

При исследовании переходных процессов рассматриваемой системы взяты следующие значения параметров:  $T_{\text{сш}} = 0,1 \text{ сек}$ ;  $T_y = 0,1 \text{ сек}$ ;  $T_{\theta} = 0,5 \text{ сек}$ ;  $T_z = 1,5 \text{ сек}$ ;  $\theta = 0,1 \text{ сек}$ . Построение частотных характеристик производилось при различных значениях коэффициента усиления обмотки сравнения усилителя  $k_{y2}$  (1; 0,8; 0,6).

На рис. 2 представлены амплитудно-частотные характеристики, а на рис. 3 — вещественные частотные характеристики.

Характеристики 1 на рисунках соответствуют системе с критическим сопротивлением в цепи усиливающей обмотки (обмотки сравнения 1у — 4у) т. е. системе астатического регулирования, когда  $k_{y2} = 1$ . Из анализа приведенных характеристик видно, что при  $k_{y2} = 1$  в системе имеет место колебательный процесс со значительным перерегулированием, которое не является допустимым в современных электроприводах. Характеристики 2 рис. 2 и 3 показывают, что при  $k_{y2} = 0,8$  (статическое регулирование) переходный процесс тоже будет колебательным, но с меньшим перерегулированием, чем при  $k_{y2} = 1$ . Характеристики 3 указывают уже на почти аperiodический характер переходного процесса системы при  $k_{y2} = 0,6$ .

Из сравнения характеристик видно также, что большая скорость протекания переходного процесса системы соответствует высоким значениям коэффициента  $k_{y2}$ .

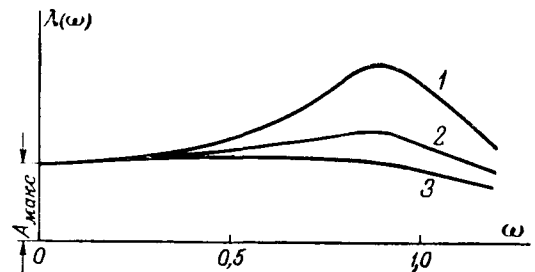


Рис. 2. Амплитудная частотная характеристика.

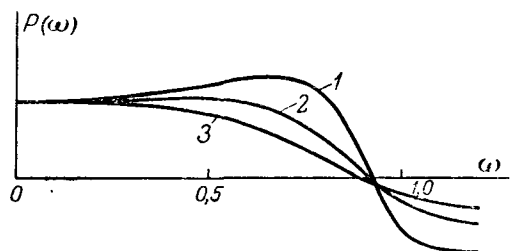


Рис. 3. Вещественная частотная характеристика.

Таким образом, с уменьшением коэффициента усиления усилителя  $k_{y2}$ , величина которого определяет точность регулирования, повышается степень устойчивости системы и уменьшается быстродействие.

Важным следствием анализа переходных процессов данной схемы с реально выбранными параметрами является то, что при условиях (7), (8) и (15) и при наличии безгистерезисной магнитной характеристики усилителя переходный процесс при  $k_{y2}=1$  протекает мало удовлетворительно. Поэтому в такой схеме по условиям динамических режимов возможно лишь статическое регулирование с коэффициентом  $k_{y2} = 0,6 \dots 0,8$ .

**Расчет параметров схемы.** Расчет параметров проводится по условиям статического режима. При расчете принято допущение, что электрическая машина, используемая для усилителя, обладает безгистерезисной магнитной характеристикой.

Расчетом устанавливается мощность усилителя и параметры цепей его обмоток регулятора: числа витков, сопротивления, сечения проводов обмоток.

Расчет проводится для системы со следующими данными:  $E_0 = 400$  в;  $I_n = 3\,300$  а;  $\beta_2 = 0,08$ ;  $w_2 = 300$ ;  $R_{\beta 2} = 13,3$  ом;  $\lambda = 0,65$ ;  $\tau = 0,2$ ;  $R_2 = 0,015$ ;  $\beta_\theta = 0,12$ ;  $w_\theta = 1\,250$ ;  $r_\theta = 50$  ом. Напряжение цепи управления  $U_1 = 220$  в.

Сопротивления приведены с учетом влияния нагрева обмоток.

Ток возбуждения возбудителя при номинальной нагрузке

$$I_{вн} = \frac{E_0 + I_n R_2}{\beta_\theta w_\theta k_2} = \frac{400 + 3\,300 \cdot 0,015}{0,12 \cdot 1\,250 \cdot 1,8} = 1,66 \text{ а.}$$

Здесь

$$k_2 = \frac{\beta_2 w_2}{R_{\beta 2}} = \frac{0,08 \cdot 300}{13,3} = 1,8.$$

Ток усилителя при номинальной нагрузке

$$I_{yn} = \frac{I_n R_2}{\beta_\theta w_\theta k_2} = \frac{3\,300 \cdot 0,015}{0,12 \cdot 1\,250 \cdot 1,8} = 0,183 \text{ а.}$$

Потребная мощность машины, используемой для усилителя:

$$P_{yc} = 2UI_{yn} = 2 \cdot 110 \cdot 0,183 = 40 \text{ вт,}$$

где  $U = 110$  в — номинальное напряжение. Однако в машине такой мощности нельзя разместить на полюсах обмотки с потребными для заданного примера ампервитками. Поэтому необходимо взять машину значительно большей мощности.

Остановимся при предварительном выборе на машине ПН-5:  $P_n = 0,45$  квт;  $I_n = 4,13$  а;  $l_{cp yc} = 0,385$  м;  $r_{yc} = 1,22$  ом;  $\beta_{yc} = 0,22$ ;  $F = 1\,100$  — суммарные ампервитки обмоток на полюсах.

Сечение провода обмотки сравнения  $l_y$

$$q_y = \frac{I_{вн}}{i_s} = \frac{1,66}{2,2} = 0,756 \text{ мм}^2.$$

Берем  $d_y = 1$  мм.

Число витков обмотки сравнения [Л. 1]

$$w_y = \frac{r_\theta + 2r_{yc}}{\beta_{yc} - \frac{l_{cp yc}}{57q_y}} = \frac{50 + 2 \cdot 1,22}{0,22 - \frac{0,385 \cdot 1,22}{57 \cdot 0,7854}} =$$

Сопротивление обмотки сравнения  $l_y$

$$r_y = \frac{l_{cp y} w_y}{57q_y} = 1,22 = \frac{0,385 \cdot 250 \cdot 1,22}{57 \cdot 0,7854} = 2,6 \text{ ом}$$

Сопротивление плеча мостика

$$r = \frac{r_\theta + r_y}{2} = \frac{50 + 2,6}{2} = 26,3 \text{ ом.}$$

Дополнительное сопротивление в цепи ялатора

$$r_{yc\theta} = \frac{\beta_{yc} w_y}{2 \cdot 0,7} - \frac{r_\theta + r_y}{2} - r_{yc} = \frac{0,22 \cdot 250}{2 \cdot 0,7} - 26,3 - 1,22 = 11,68 \text{ ом.}$$

Расчет дополнительного сопротивления в регулятора производится из условия необходимости получения коэффициента  $k_{y2}$ , равного примерно  $0,6 \dots 0,8$ .

Коэффициент усиления по напряжению

$$k_{un} = \frac{\beta_{yc} w_y}{\beta_\theta w_\theta k_2} = \frac{0,22 \cdot 250}{0,12 \cdot 1\,250 \cdot 1,8} = 0,203.$$

Число витков параллельной обмотки без дополнительного сопротивления в цепи этой обмотки [Л. 1]

$$w_{un} = E_0 \frac{1 + (1 - \lambda) S_n}{i_s l_{cp yc} 1,22} = 400 \frac{1 + (1 - 0,65) 0,1237}{2 \cdot 2 \cdot 0,385 \cdot 1,22} = 23\,000.$$

Здесь

$$S_n = \frac{I_n R_2}{E_0} = \frac{3\,300 \cdot 0,015}{400} = 0,1237.$$

Полученное число витков оказалось чрезмерно большим. Такое число витков является неудачным при намотке и нерациональным в эксплуатации из-за невысокой степени надежности вследствие весьма малого сечения провода. В данном случае целесообразно задаться числом витков параллельной обмотки и по ним, исходя из полученного ранее значения  $k_{un}$ , определить сопротивление цепи обмотки.

Задаемся  $w_{un} = 4\,000$ .

Сопротивление цепи обмотки

$$R_{un} = \frac{\beta_{yc} w_{un}}{k_{un}} = \frac{0,22 \cdot 4\,000}{0,203} = 4\,330.$$

Ток обмотки

$$I_{un} = E_0 \frac{1 + (1 - \lambda) S_n}{R_{un}} = 400 \frac{1 + (1 - 0,65) 0,1237}{4\,330} = 0,0965 \text{ а.}$$

Сечение провода

$$q_{ш} = \frac{I_{шн}}{i_s} = \frac{0,0965}{2,2} = 0,0438 \text{ мм}^2.$$

Берем  $d_{ш} = 0,25 \text{ мм}$ .

Сопротивление обмотки

$$r_{ш} = \frac{l_{ср.усл} \omega_{ш}}{57 q_{ш}} 1,22 = \frac{0,385 \cdot 4000 \cdot 1,22}{57 \cdot 0,04909} = 671 \text{ ом}.$$

Дополнительное сопротивление цепи обмотки

$$r_{ш\partial} = R_{ш} - r_{ш} = 4330 - 671 = 3659 \text{ ом}.$$

Коэффициент усиления по обмотке  $1с - 2с$

$$k_c = \frac{1 - \lambda}{c} k_{ш} = \frac{1 - 0,65}{0,2} 0,203 = 0,355.$$

Число витков последовательной обмотки

$$\omega_c = \frac{c I_n R_2}{l_{ср.усл} i_s 1,22} 57 = \frac{0,2 \cdot 3300 \cdot 0,015 \cdot 57}{0,385 \cdot 2,2 \cdot 1,22} = 547.$$

Берем  $\omega_c = 550$ .

Сечение провода

$$q_c = \frac{k_c l_{ср.усл}}{\beta_{усл} 57} 1,22 = \frac{0,355 \cdot 0,385 \cdot 1,22}{0,22 \cdot 57} = 0,0133 \text{ мм}^2.$$

Берем  $d_c = 0,2 \text{ мм}$ .

В связи с тем, что взятое по стандарту сечение провода значительно отличается от расчетного, для получения необходимого значения  $k_c = 0,355$  в цепь обмотки следует ввести дополнительное сопротивление.

Сопротивление цепи обмотки

$$R_c = \frac{\beta_{усл} \omega_c}{k_c} = \frac{0,22 \cdot 550}{0,355} = 341 \text{ ом}.$$

Сопротивление обмотки при  $d_c = 0,2 \text{ мм}$

$$r_c = \frac{l_{ср.усл} \omega_c}{57 q_c} 1,22 = \frac{0,385 \cdot 550 \cdot 1,22}{57 \cdot 0,03142} = 144,2 \text{ ом}.$$

Дополнительное сопротивление в цепи обмотки

$$r_{с\partial} = R_c - r_c = 341 - 144,2 \approx 197 \text{ ом}.$$

Суммарные н. с. обмоток

$$F_0 = i_s [q_y \omega_y + q_{ш} \omega_{ш} + q_c \omega_c] = 2 [0,7854 \cdot 250 + 0,04909 \cdot 4000 + 0,03142 \cdot 550] = 902 \text{ ав}.$$

Таким образом, рассчитанные витки обмоток равномерно размещаются на полюсах, так как меньше максимально возможных  $F_{0з} = 1100$ .

Электродвижущая сила усилителя при номинальном режиме

$$E = (\lambda k_{ш} + \sigma k_c) I_n R_2 = [0,65 \cdot 0,203 + 0,2 \cdot 0,355] \times 3300 \cdot 0,015 = 10,05 \text{ в}.$$

Сопротивление, включенное последовательно с обмоткой:

$$r = \frac{U_1 k_2 \beta_0 \omega_0}{2 E_0} - r = \frac{220 \cdot 1,8 \cdot 0,12 \cdot 1250}{2 \cdot 400} - 26,3 \approx 50 \text{ ом}.$$

**Приложение.** В этом случае для схемы рис. 1 действительны следующие уравнения переходного процесса:

$$U_1 = (i_a + i_b) R_1 + i_a r + i_b r + \frac{\omega_y}{2} p \Phi_{усл} + \frac{\omega_0}{2} p \Phi_0, \quad (I,1)$$

$$U_1 = (i_a + i_b) R_1 + 2i_a r + e_{усл} - i_{усл} r_{усл}, \quad (I,2)$$

$$i_b = i_a + i_{усл}, \quad (I,3)$$

$$e_2 - \lambda i R_2 = i_{ш} R_{ш} - \omega_{ш} p \Phi_{усл}, \quad (I,4)$$

$$\sigma i R_2 = i_c R_c + \omega_c p \Phi_{усл}, \quad (I,5)$$

$$e_0 = i_{a2} R_{a2} + \omega_2 p \Phi_c, \quad (I,6)$$

$$e_{усл} = \beta_{усл} i_a \omega_y + \beta_{усл} i_c \omega_c - \beta_{усл} i_{ш} \omega_{ш}, \quad (I,7)$$

$$e_2 = C_e n + i R_2, \quad (I,8)$$

$$i R_2 = \theta C_e n + I_{сш} R_2, \quad (I,9)$$

где  $\theta = \frac{C_e D^2 R_2}{375 C_m C_e}$  — электромеханическая постоянная привода;  
 $C_m$  — коэффициент момента двигателя.

Пользуясь (I,2) и (I,3), исключаем из (I,1) токи  $i_a$  и  $i_{усл}$ . Произведя затем ряд преобразований, находим:

$$U k_{a1} = e_0 - e_{усл} k_{a2} + \frac{k_{a1}}{k_{y1}} T_y p e_{усл} + T_0 p e_0, \quad (I,10)$$

Здесь

$$T_y = \frac{1}{2} \left[ \frac{L_y}{2(r + R_1)} + \frac{L_y}{2(r + r_{усл})} \right] = \frac{T_{y1} + T_{y2}}{2},$$

$T_{y1} = \frac{L_y}{2(r + R_1)}$  — постоянная времени цепи обмотки  $1у - 4у$  при питании ее напряжением цепи управления;

$T_{y2} = \frac{L_y}{2(r + r_{усл})}$  — то же, при питании ее от усилителя;

$$T_0 = \frac{1}{2} \left[ \frac{L_0}{2(r + R_1)} + \frac{L_0}{2(r + r_{усл})} \right] = \frac{T_{01} + T_{02}}{2},$$

$T_{01} = \frac{L_0}{2(r + R_1)}$  и  $T_{02} = \frac{L_0}{2(r + r_{усл})}$  — аналогичные постоянные времени цепи обмотки  $10 - 40$ .

Используя затем (I,5), (I,6) и (I,7), после некоторых преобразований находим:

$$(\sigma k_c + \lambda k_{ш}) i R_2 + k_{ш} T_2 p e_2 = (1 + T_{сш} p) e_{усл}, \quad (I,11)$$

где  $T_{сш} = T_c + T_{ш}$  — сумма постоянных времени цепей обмоток  $1с - 2с$  и  $1ш - 2ш$ .

Исключая из (I,8), (I,9) и (I,11)  $i R_2$  и  $C_e n$  и учитывая условие регулирования по скорости (I,5), после соответствующих преобразований получим следующее уравнение:

$$k_{ш} \{ \theta p + (1 + \theta p) T_2 p \} e_2 + k_{ш} I_{сш} R_2 = (1 + T_{сш} p) (1 + \theta p) e_{усл}. \quad (I,12)$$

Уравнение (I,6) позволяет исключить из (I,10)  $e_0$ . Затем можно из полученного уравнения и из (I,12) исключить  $e_{усл}$ .

После некоторых преобразований находим:

$$U_1 k_{a1} k_2 + I_{сш} R_2 k_{y2} = \{ (1 + T_{сш} p) (1 + T_0 p) (1 + T_2 p) (1 + \theta p) + (T_y p - k_{y2}) \{ \theta p + (1 + \theta p) T_2 p \} \} e_2. \quad (I,13)$$

#### Литература

1. В. П. Бычков. Теория и метод расчета системы генератор-двигатель с электромашинным регулятором. Электричество, № 2, 1950.

# Пуск асинхронных короткозамкнутых двигателей от синхронного генератора малой мощности

Кандидат техн. наук В. А. ГЛЕБОВ

Ростовский на Дону институт инженеров железнодорожного транспорта

Пуск асинхронных короткозамкнутых двигателей от генератора малой мощности сопровождается заметным изменением напряжения на зажимах генератора. Величина и длительность изменения напряжения зависят от ряда факторов — переходных электромагнитных процессов генератора, скорости формирования напряжения, переходных электро-механических процессов работающих двигателей и др. В связи с этим расчет процесса пуска связан с расчетом переходных процессов генератора и работающих двигателей. Это обстоятельство делает расчет пусковых процессов методом численного интегрирования (обычным в подобных случаях) громоздким и практически невыполнимым. Излагаемая ниже методика решения пусковых процессов позволяет установить параметры, характеризующие пусковой процесс.

**Переходные процессы генератора малой мощности**<sup>1</sup>. Основное влияние на понижение напряжения генератора в процессе пуска асинхронного двигателя оказывает размагничивающее действие реакции якоря, так как при этом коэффициент мощности всей сети, очевидно, не будет превосходить 0,6. Это дает возможность с достаточной степенью точности производить вычисление токов в контурах генератора на основе анализа переходных процессов по продольной оси машины. По вычисленным значениям токов и полным сопротивлениям нагрузки нетрудно найти и напряжение генератора.

На основании ряда работ [Л. 1,2] токи в контурах генератора могут быть определены следующей системой дифференциальных уравнений:

$$\left. \begin{aligned} X_d \frac{di_s}{dt} + X_{ad} \frac{di_r}{dt} &= 0, \\ X_{ad} \frac{di_s}{dt} + (r_r + X_r p) i_r &= u_r \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Индексы  $s$  и  $r$  относятся соответственно к статору и ротору; время выражено в электрических радианах;  $u_r$  — напряжение, приложенное к обмотке ротора;  $X_{ad}$  — сопротивление взаимной

<sup>1</sup> Генераторы небольшой мощности выполняются без успокоительных обмоток, что дает основание не рассматривать их сверхпереходные процессы.

Предлагаются расчетные соотношения переходных процессов генератора и асинхронных двигателей при пуске в системах малой мощности, позволяющие получить все необходимые величины, характеризующие пусковые процессы.

дукции по продольной оси машины;  $X_d$  — синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси (в  $X_d$  включено

и внешнее индуктивное сопротивление).

Уравнения записаны в относительной системе единиц, величины ротора приведены к статору. Скорость вращения машины принимается постоянной. Предполагается также, что взаимной индуктивности контуров статора и ротора изменяются по синусоидальному закону, магнитная проницаемость стали постоянна.

Как известно, активное и индуктивное сопротивления асинхронных двигателей в пределах  $s = 1 \dots 0,25$  изменяются весьма незначительно и в расчетах могут быть приняты постоянными. От  $s = 0,25$  до  $s = s_n$  сопротивления изменяются весьма сложному закону. Для выполнения расчетов в этом диапазоне изменения скольжения целесообразно действительную зависимость между сопротивлением асинхронного двигателя и скольжением заменить ступенчатой функцией. В этом случае для каждого из участков кривой  $X = f(s)$  является величиной постоянной, а это дает возможность при расчетах применять уравнения (1).

Применяя к системе (1) преобразование Лапласа, получаем:

$$\begin{aligned} X_d p i_s + X_{ad} p i_r &= X_d i_{s0} + X_{ad} i_{r0}, \\ X_{ad} p i_s + (r_r + X_r p) i_r &= L(u_r) + X_{ad} i_{s0} + X_r i_{r0} \end{aligned}$$

где  $i_{s0}$  и  $i_{r0}$  — начальные значения токов в контурах генератора в момент, предшествующий изменению внешнего сопротивления.

Пренебрегая апериодическими составляющими токов статора ввиду весьма малой длительности их существования, можно соотношения между токами статора и ротора определить уравнением

$$X_d i_s + X_{ad} i_r = 0. \quad (3)$$

Поэтому вместо (2) получим:

$$\left. \begin{aligned} X_d i_s + X_{ad} i_r &= 0, \\ X_{ad} p i_s + (r_r + X_r p) i_r &= L(u_r) + X_{ad} i_{s0} + X_r i_{r0} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Решение системы (4) относительно  $i_s$  дает:

$$i_s = - \frac{L(u_r) + (X_{ad}i_{s0} + X_r i_{r0}) \frac{X_{ad}}{X_r X'_d}}{p + a'} \quad (5)$$

$$a' = \frac{r_r X_d}{X_r X} = \frac{1}{T'}$$

Представим  $u_r$  в соответствии с рис. 1, выра-  
зим

$$u_r = u_{r0} + k(t - \tau), \quad (6)$$

$\tau$  — время запаздывания реле автоматического  
возбуждения;

$k$  — скорость нарастания напряжения.

Подставляя выражение (6) и (5), получим:

$$= - \frac{L[u_{r0} + k(t - \tau)] + (X_{ad}i_{s0} + X_r i_{r0}) \frac{X_{ad}}{X_r X'_d}}{p + a'} \quad (7)$$

Применив к (7) обратное преобразование Лап-  
ла, найдем изменение  $i_s$  во времени:

$$i_s = - \frac{u_{r0} X_{ad}}{X_r X'_d} \frac{1}{a'} - \frac{X_{ad}}{X_r X'_d} \times \\ \times \left[ \frac{u_{r0}}{a'} - (X_{ad}i_{s0} + X_r i_{r0}) \right] e^{-a't} + \\ + \frac{X_{ad}}{X_r X'_d} \left[ - \frac{k}{a'} (t - \tau) + \frac{k}{a'^2} (1 - e^{-a'(t-\tau)}) \right]. \quad (8)$$

Как видно из решения, ток  $i_s$  состоит из  
трех составляющих: первая составляющая — уста-  
новившееся значение тока после окончания пере-  
ходного процесса, вторая — переходное значение  
тока, третья — составляющая обусловлена дейст-  
вием форсирования напряжения.

Зная изменение тока по продольной оси ге-  
нератора, по общим правилам переходим к токам  
в фазах. Для определения напряжения доста-  
точно знать ток в одной из фаз. Пусть это бу-  
дет фаза первая. Тогда

$$i_1 = i_s \sin(t + \psi). \quad (9)$$

Фазное напряжение генератора

$$u = \left( r i_1 + X \frac{d i_1}{d t} \right), \quad (10)$$

$r$  и  $X$  — активное и индуктивное сопротив-  
ление внешней нагрузки.

Раскрывая выражение (10) и пренебрегая ве-  
щинами высокого порядка малости (появляю-  
щиеся вследствие изменения амплитуды фаз-  
ного тока, скорость изменения которой по срав-  
нению со скоростью изменения мгновенных зна-  
чений этого тока ничтожна), получим:

$$u = r i_s \sin(t + \psi) + X i_s \cos(t + \psi), \quad (11)$$

для амплитудных значений напряжения

$$U = i_s z, \quad (12)$$

$$z = \sqrt{r^2 + X^2}.$$

Таким образом, при известном характере из-  
менения внешних сопротивлений уравнения (3),  
(11) и (12) позволяют решить вопрос об опреде-  
лении напряжения на зажимах генератора.

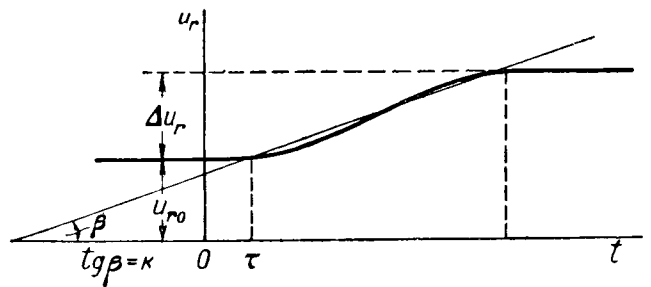


Рис. 1. Средняя скорость нарастания напряжения  
возбуждения при форсировании.

**Переходные процессы при изменяющемся  
напряжении.** При пусковых процессах в систе-  
мах малой мощности одновременно с изменением  
скольжения двигателей колеблется и напряжение  
питающей сети. Изменения скольжения и напря-  
жения сопровождаются появлением свободных  
токов в обмотках двигателей, и, вообще говоря,  
статическая механическая характеристика дви-  
гателя перестает быть справедливой. Однако  
ввиду относительно малой скорости изменения  
скольжения двигателей в системах малой мощ-  
ности значения дополнительных электромагнит-  
ных моментов двигателей весьма невелики, по-  
этому в основу анализа переходных процессов  
асинхронных двигателей в таких системах могут  
быть положены статические механические харак-  
теристики.

Механическую характеристику любого асин-  
хронного двигателя можно представить в гра-  
фической форме. С некоторым приближением  
кривую моментов можно заменить прямолиней-  
ными отрезками. Это можно сделать при помощи  
отрезков равных моментов и так, как это пока-  
зано на рис. 2. Приближение в данном случае  
зависит от числа отрезков, которыми представ-  
ляется механическая характеристика.

В общем случае для каждого отрезка момент  
двигателя может быть представлен уравнением

$$M_i = a_i + b_i s.$$

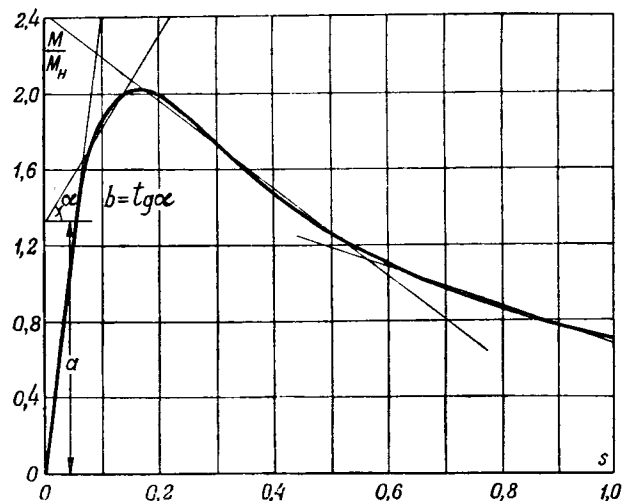


Рис. 2. Аппроксимация механической характеристики  
асинхронного короткозамкнутого двигателя 14 квт.



Если напряжение системы не остается постоянным, то изменяется также и механическая характеристика двигателя. Процесс изменения характеристики отображает следующая запись для  $M_i$ :

$$M_i = (a_i + b_i s) U^2,$$

где  $U = \frac{U}{U_n}$ ; величина  $a_i$  и  $b_i$  определяются только при номинальном напряжении.

Для каждого отрезка механической характеристики основное уравнение движения электропривода может быть представлено в виде:

$$(a_i + b_i s) U^2 = M - \frac{GD^2 n_0}{375} \frac{ds}{dt}.$$

Разделим это уравнение на  $\frac{GD^2 n_0}{375}$  и обозначим:

$$\frac{a_i}{\frac{GD^2 n_0}{375}} = A, \quad \frac{b_i}{\frac{GD^2 n_0}{375}} = B,$$

$$\frac{M}{\frac{GD^2 n_0}{375}} = m,$$

тогда получим:

$$(A + Bs) U^2 = m - \frac{ds}{dt}. \quad (13)$$

Для участков, где  $B=0$  (или для каждого участка в случае представления характеристики отрезками равных моментов), изменение скольжения может быть определено на основании (13):

$$s_n = s_{n-1} \int_{t_{n-1}}^{t_n} (m - AU^2) dt. \quad (14)$$

Для участков, где  $B \neq 0$ , решение (13) при  $m = \text{const}$  имеет вид:

$$s_n = e^{-B \int_{t_{n-1}}^{t_n} U^2 dt} \left[ s_{n-1} - \frac{A}{B} - m \int_{t_{n-1}}^{t_n} e^{B \int_{t_{n-1}}^t U^2 dt} dt \right] - \frac{A}{B}, \quad (15)$$

где  $n$  — номер отрезка по порядку;  
 $s_{n-1}$ ,  $s_n$  — скольжение, соответствующее началу и концу отрезка;  
 $t_{n-1}$ ,  $t_n$  — соответствующие им времена.

В виду некоторой сложности решения уравнения (15) в общем виде целесообразно кривую изменения напряжения во времени представить по частям, где в каждой напряжение неизменно. В этом случае (15) принимает более простой вид:

$$s_n = s_{n-1} e^{-BU^2(t_n - t_{n-1})} - \left( \frac{A}{B} - \frac{m}{BU^2} \right) (1 - e^{-BU^2(t_n - t_{n-1})}). \quad (16)$$

Полученные соотношения (14), (15) и (16) позволяют определить скольжение ахронных двигателей в переходном процессе одновременном изменении напряжения питающей сети.

Следует отметить, что при  $m = \text{const}$  можно пользоваться формулой (16) и аппроксимировать кривую моментов в соответствии с указанным, а при  $m = \varphi(s)$  — формулой (15) и заменять кривую моментов двигателя (и соответственно кривую статических моментов) отрезками равных моментов.

**Методика расчета переходных процессов**  
Наличие уравнений для переходных процессов синхронного генератора и асинхронных двигателей позволяет решать различные переходные процессы в системах малой мощности.

В случае пуска асинхронного короткозамкнутого двигателя от генератора, работающего в режиме холостого хода, решение целесообразно проводить в следующем порядке:

1) для асинхронного двигателя строятся кривые полных и индуктивных сопротивлений, функции скольжения, которые разбиваются на участки равного сопротивления;

2) записываются начальные токи и напряжения;

3) для начального периода пуска (в соответствии с сопротивлениями начального участка) уравнения для синхронного генератора определяются зависимости:  $i_s = f_1(t)$ ,  $u = f_2(t)$  и  $i_r = f_3(t)$ ;

4) зная закон изменения напряжения сети во времени, по уравнениям для асинхронного двигателя определяется кривая изменения скольжения двигателя во времени до значения скольжения, соответствующего переходу (согласно п. 1) на новую ступень сопротивления;

5) на новой ступени сопротивления расчет повторяется и проводится в последующем также тем же образом до полного завершения процесса пуска. При этом начальными значениями величин для каждого расчетного этапа являются конечные величины предыдущего этапа.

Подобным образом можно рассчитать и более сложные пусковые процессы, например процесс пуска асинхронного двигателя от генератора уже имеющего двигательную нагрузку, или процесс одновременного пуска нескольких двигателей и др. Объем вычислительной работы увеличивается, так как: 1) изменение скольжения придется определять для нескольких двигателей; 2) на каждом расчетном этапе потребуется вычислить эквивалентные сопротивления внешней нагрузки; 3) число расчетных этапов увеличится, так как эквивалентное сопротивление изменяется вместе с сопротивлением двигателей (а для разных двигателей переход на следующую ступень сопротивления происходит в разное время).

Общий порядок расчета усложненных процессов остается, естественно, тем же самым, что и рассмотренный выше, лишь несколько расширяются некоторые операции, а именно:

1. Кривые сопротивлений в функции скольжения с разбивкой на участки равного сопротивления

строятся для каждого асинхронного двигателя системы.

2. Токи и напряжения сети для состояния, являющегося местом до начала переходного процесса, определяются по эквивалентным сопротивлениям, полученным на основании кривых сопротивлений асинхронных двигателей и их начальных условий работы.

3. На расчетных этапах переходного процесса эквивалентные сопротивления вычисляются в соответствии со скольжением двигателей. Конец каждого расчетного этапа определяется первым по времени переходом одного из асинхронных двигателей (вследствие изменения скольжения) на следующую ступень равного сопротивления.

Пример. Для простоты вычислений рассмотрим в качестве примера решение процесса пуска одного асинхронного короткозамкнутого двигателя мощностью 14 квт генератора 17 квв ( $U_n = 240$  в), работающего до включения двигателя в режиме холостого хода.

Данные генератора в относительных величинах:  $X_{ad} = 0,825$ ;  $X'_{ad} = 0,765$ ;  $X'_d = 0,192$ ;  $X_r = 0,925$ ;  $r_r = 0,00227$ ;  $\tau = 0$ . Коэффициент форсировки равен 1,1. Данные величины: напряжения  $\sqrt{2} \cdot 127$  в, тока статора 0,8 а, тока ротора 1,24 а. Данные двигателя: статистико-механическая характеристика двигателя с соответствующими аппроксимирующими отрезками представлена на рис. 2. Зависимость сопротивлений двигателя от скольжения приведена на рис. 3. Необходимые величины сведены в табл. 1. Графы 1, 2 и 3 составлены на основании рис. 2, а графы 4 и 5 — на основании рис. 2.

Таблица 1

Скольжение	Сопротивление фазы (относительные величины)		a	b	M	No, об./мин	GD², кг·м²	Соединение
	X	z						
1-0,56	0,204	0,215	31,0	-18,6	0,50	750	1,5	Δ
0,56-0,30	0,204	0,215	44,1	-41,9				
0,30-0,15	0,204	0,270	44,1	-41,9				
0,15-0,067	0,270	0,430	24,1	89,0				
0,067-0,033	0,420	0,625	0	455,0				
0,033-0,015	0,700	0,900	0	455,0				
0,015-0,007	1,400	1,550	0	455,0				

В соответствии с вышесказанным производим определение интересующих нас величин и заносим полученные данные в табл. 2.

Таблица 2

Расчетный этап	Время, рад.	Ток генератора	Напряжение генератора	Ток возбуждения	Скольжение двигателя	Сопротивление нагрузки		
						X	z	
0	0	0	1,00	1,45	1,00	0,204	0,215	
Начало	0	2,8	0,60	3,80	1,00			
1	100	2,05	0,44	2,77	0,78	0,204	0,270	
	225	1,77	0,38	2,65	0,56			
	340	1,74	0,37	2,34	0,30			
Конец	370	1,77	0,48	2,38	0,15	0,270	0,430	
2	Начало	370	1,53	0,66	0,15			
	Конец	376	1,55	0,67	2,22	0,067		
3	Начало	376	1,16	0,725	1,88	0,067	0,420	0,625
	Конец	379	1,17	0,730	1,90	0,033		
4	Начало	379	0,82	0,730	1,64	0,033	0,700	0,900
	Конец	382	0,83	0,74	1,65	0,015		
5	Начало	382	0,47	0,73	1,43	0,015	1,400	1,550
	Конец¹	386	0,48	0,74	1,44	0,007		
		414	0,52	0,81	1,57	0,007	1,400	1,550
		464	0,59	0,91	1,80	0,007		
		504	0,65	1,00	2,00	0,007		

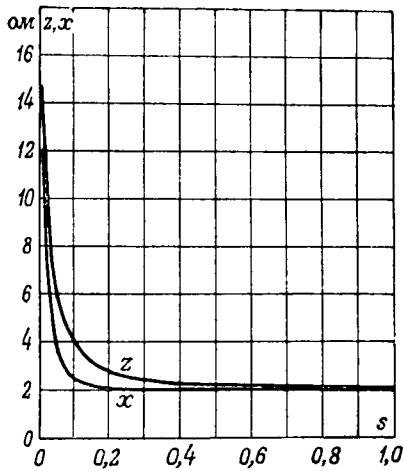
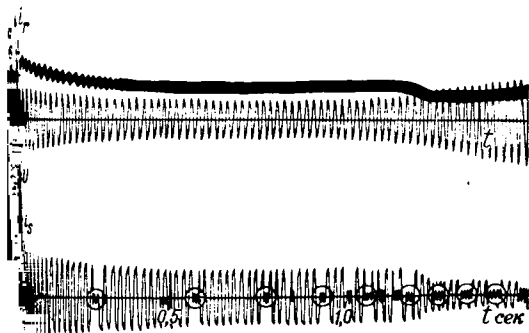


Рис. 3. Сопротивления двигателя 14 квт в зависимости от скольжения.

¹ Разгон двигателя заканчивается, затем идет процесс установления напряжения.



Оциллограмма величин  $i_r$ ,  $i_s$ ,  $u$  при включении двигателя 14 квт на генератор 17 квв.

На рис. 4 представлена осциллограмма рассмотренного выше пускового процесса. Верхняя запись отображает процесс изменения тока ротора  $i_r$ , а также напряжение генератора  $u$ ; нижняя запись отображает изменение тока генератора  $i_s$  в процессе разгона двигателя. Отметки на осциллограмме тока служат для определения скорости вращения двигателя, которая легко может быть найдена, так как расстояние между отметками равно времени одного оборота ротора двигателя.

Для большей наглядности данные расчета (табл. 2) и данные опыта (рис. 4) изображены совместно на рис. 5. Запись тока и напряжения представлена здесь огибающими сплошными линиями, а расчетные значения помечены точками.

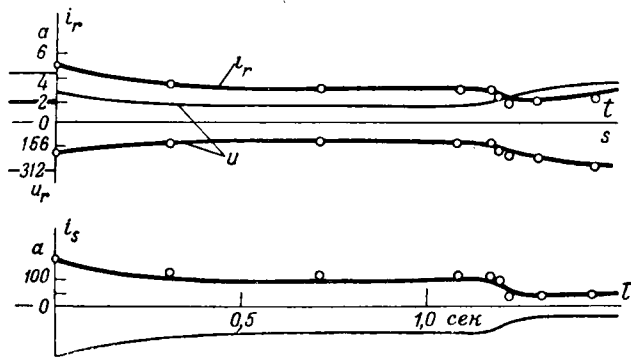


Рис. 5. Опытные и расчетные (точки на кривых) значения  $i_r$ ,  $i_s$ ,  $u$  в процессе пуска двигателя 14 кВт от генератора 17 кВ.

На рис. 6 показано изменение скольжения двигателя в процессе пуска. Сплошная кривая построена на основании рис. 4, точки — по табл. 2.

Удовлетворительное совпадение расчетных и опытных величин подтверждает правильность выведенных аналитических соотношений и допустимость принятых упрощающих положений.

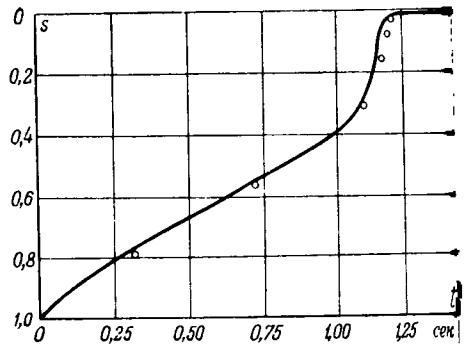


Рис. 6. Скольжение двигателя в процессе пуска.

#### Литература

1. Е. Я. Казовский. Обобщенное рассмотрение переходных режимов в асинхронных и синхронных машинах. Сборник "Электросила", № 2—3, 1945.
2. А. А. Горев. Явнополюсная синхронная машина с успокоительными обмотками в переходном режиме. Труды ЛПИ, № 2, 1947.

(13.1.)



## Погасание дуги возбуждения вентиляй выпрямительно-инверторной установки

Кандидат техн. наук И. А. КРИЧЕНОВА, кандидат техн. наук В. Е. ПОЛЯКОВ  
кандидат техн. наук, доц. В. М. СИНЬКОВ

#### Свердловск

Явления погасания дуги возбуждения довольно часто наблюдаются в установках с ртутными выпрямителями с непрерывным режимом работы системы возбуждения. Устойчивое горение дуги возбуждения является одним из факторов, обеспечивающих необходимое значение выпрямленного напряжения и передаваемой мощности линий постоянного тока. Устойчивость работы системы возбуждения выпрямителя в значительной степени зависит от параметров и режима работы самой выпрямительно-инверторной установки. Для изучения вопроса устойчивости горения дуги возникает необходимость, в частности, исследовать:

1) влияние индуктивностей и емкостей элементов выпрямительно-инверторной установки; как было указано М. М. Акодисом, одной из наиболее вероятных причин погасания дуги возбуждения является импульсный разряд емкостей установки с прохождением тока обратного направления через элементы схемы;

2) влияние индуктивностей и емкостей, являющихся внешними по отношению к собственно выпрямителю.

Произведенное экспериментальное исследование влияния внешних факторов с осциллографированием процессов гашения позволило выявить условия устойчивого горения дуги возбуждения.

*Излагаются результаты исследования влияния индуктивности и емкости схемы и соотношения углов регулирования вентиляй на устойчивость горения дуги возбуждения вентиляй выпрямительно-инверторной установки с выпрямленным напряжением 12 кВ*

Погасание дуги возбуждения в большинстве случаев приводит к падению выпрямленного напряжения до нуля без тока.

В отдельных случаях погасание возбуждения сопровождалось толчком постоянного и переменного токов. Установлено, что погасание возбуждения может происходить при следующих режимах работы установки:

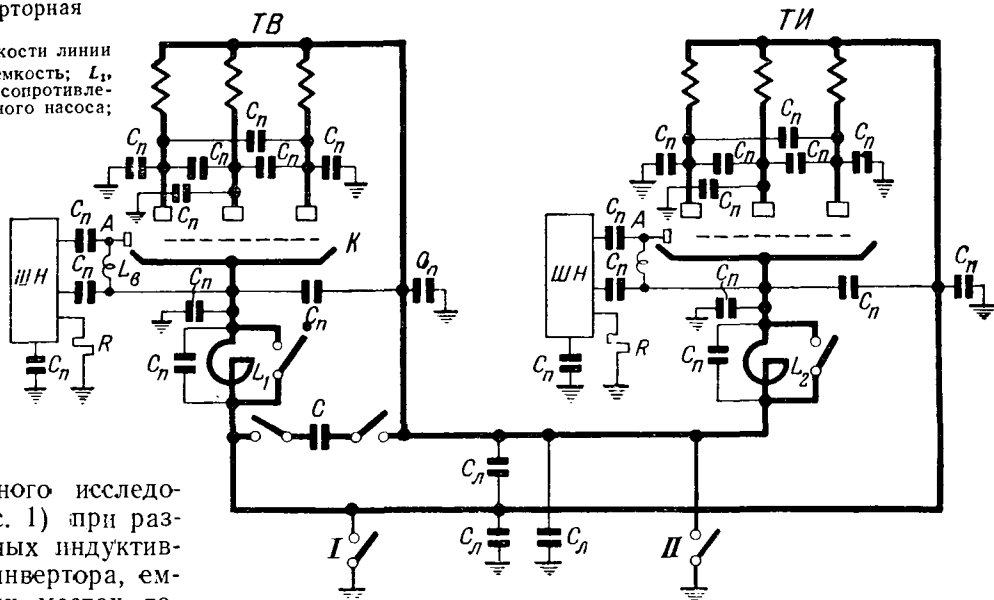
1. Включении масляным выключателем со стороны переменного тока выпрямителя на инверторную часть собранной схемы. Неустойчивый режим работы возбуждения имеет место при определенных соотношениях углов задержки выпрямителя  $\alpha$  и опережения инвертора.

2. Медленном подъеме напряжения выпрямителя (выпрямленного тока) и достаточном значении коэффициента трансформации инвертора. При этом погасание дуги возбуждения происходило при напряжении 3...4,0 кВ независимо от установки отводов силового трансформатора, питающего выпрямитель.

3. В момент возникновения инверторного режима (при появлении выпрямленного тока). Явление погасания наблюдается в тех случаях, когда и включение выключателя и подъем напряжения не приводили к погасанию возбуждения при обоих вариантах регулирования

Рис. 1. Выпрямительно-инверторная установка.

— паразитные емкости;  $C_n$  — емкости линии постоянного тока;  $C$  — добавочная емкость;  $L_1$  — катодная индуктивность;  $R$  — сопротивление водяных струй охлаждения ртутного насоса; — индуктивность цепи возбуждения;  $I, II$  — заземления;  $A$  — аноды возбуждения; ШН — шкаф управления и насосная установка;  $TB$  — трансформатор выпрямителя;  $TI$  — трансформатор инвертора;  $K$  — катод.



Жима: уменьшения угла зажигания а с целью увеличения э. д. с. выпрямителя и увеличения угла опережения целью уменьшения пиво-э. д. с. В результате экспериментального исследования полной схемы (рис. 1) при разных значениях катодных индуктивностей выпрямителя и инвертора, емкости линии и при разных местах токозаземления найдены зоны устойчивого горения дуги возбуждения.

Кривые зон устойчивого горения дуги возбуждения (рис. 2) построены по точкам, соответствующим соотношению углов регулирования а, при которых происходило погасание дуги возбуждения. Разброс в значениях углов был невелик. На том же рисунке приведены схемы установки, соответствующие кривым. Под кривых показывает, что основным определяющим фактором является угол опережения инвертора. Можно рекомендовать при наладке выпрямительно-инверторных установок проводить аналогичные построения, что позволяет уверенно выбирать наиболее благоприятные эксплуатационные режимы работы.

На основе анализа полученных осциллограмм можно сделать вывод, что непосредственной причиной погасания дуги возбуждения является кратковременное протекание тока обратного направления (мгновенный бросок тока).

В процессе эксплуатации выпрямительно-инверторной установки было обнаружено, что заземление с обеспечением устойчивой работы дуги возбуждения выпрямителя в сильной степени зависит от режима внешней части установки. Основное внимание в исследовании было уделено на выяснение влияния на устойчивость дуги возбуждения индуктивностей  $L_1$  и  $L_2$  и емкости  $C$  (рис. 2).

Это позволило исключить из рассмотрения индуктивности, влияние которых не связано с указанными выше факторами. Сюда относятся собственные индуктивности вентилялей, трансформаторов (междуфазные и на землю) и т. п. Увеличение промежуточного звена постоянного тока во всех обстоятельствах сказывается отрицательно на устойчивости работы дуги возбуждения (рис. 2). Так же действует введение в схему дополнительной индуктивности выпрямителя.

Устойчивой работы возбуждения при заземлении катода инвертора достичь не удалось. В отрывке описанных опытов в этом режиме в схе-

му вводятся все паразитные емкости, связанные с катодом выпрямителя. Основную роль играют здесь емкости шкафа управления и насосной установки на землю (100 ... 300 нФ) и сопротивление заземления ртутного насоса (сопротивление двух струй воды 0,5 ... 2 мОм). Появление между катодом и насосной установкой достаточной разности потенциалов влечет за собой пробой промежутков катод — корпус выпрямителя (внутри корпуса) и корпус выпрямителя — насос (внутри соединительной трубки). Импульс тока пробоя противоположен току дуги возбуждения и приводит к ее погасанию.

Заземление катода выпрямителя исключает явление гашения дуги возбуждения инвертора, так как импульсный ток разряда совпадает по направлению с током дуги возбуждения. Это подтверждает опыт эксплуатации выпрямительно-инверторной установки: погасания дуги возбуждения инвертора на этой установке, как правило, не наблюдалось. Единичные случаи погасания дуги возбуждения инвертора носили случайный характер (недостаточное напряжение сети питания собственных нужд инверторной подстанции и т. п.).

Наблюдение при многократных опытах явления погасания дуги возбуждения выпрямителя при заземлении его катода приводит к заключению, что основная роль в гашении дуги возбуждения принадлежит емкости цепи постоянного тока, а также катодной индуктивности выпрямителя.

Режим работы линии как конденсатора в значительной степени определяется характером изменения выпрямленного напряжения и формой противо-э. д. с. инвертора.

Гармоники, обусловленные коммутацией и толчком напряжения, определяют соотношениями углов и играют решающую роль в гашении дуги возбуждения выпрямителя при подъеме напряжения или увеличении нагрузок.

На осциллограмме а (рис. 3) хорошо виден характер изменения гармонических составляющих

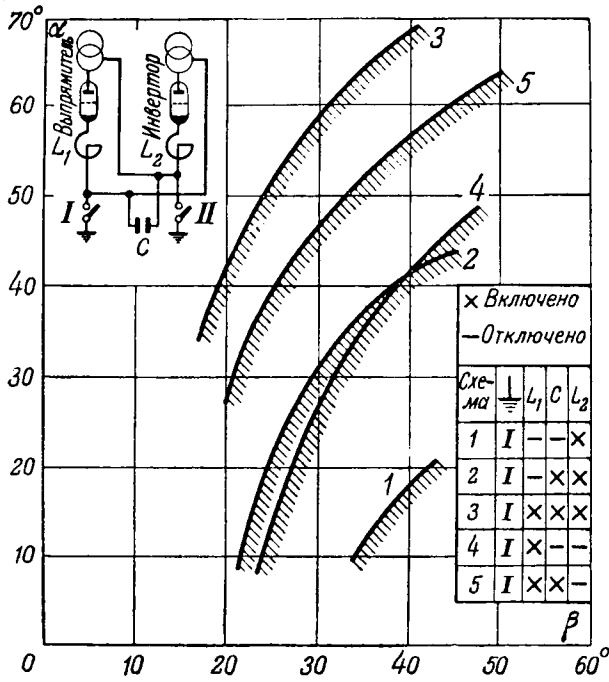


Рис. 2. Зоны погасания дуги возбуждения выпрямителя.

щих напряжения ( $U_d = 7,6$  кв,  $I_d = 5$  а). Частота преобладающих гармоник около 1700 гц. Осциллограмма б показывает возникновение высших гармонических составляющих в выпрямленном напряжении при больших углах регулирования выпрямителя а и отсутствии добавочной емкости цепи постоянного тока.

Все снятые осциллограммы свидетельствуют о колебательном характере процесса. Первый пик напряжения при включении выпрямителя на линию может быть больше выпрямленного напряжения, соответствующего данному значению угла регулирования. Увеличение емкости цепи постоянного тока приводит к росту пика напряжения и ухудшению работы.

Введение сглаживающего дросселя, который поддерживает зарядный ток, способствует появлению перенапряжений.

В некоторых случаях процесс заканчивается очень быстро. В результате протекания однократного импульса тока обратного направления дуга возбуждения гаснет и потенциал отрицательного провода (плюс — катод выпрямителя в опытах заземлен) аperiodически снижается.

На осциллограмме в видны толчки напряжения переходного режима, сопровождающиеся аperiodическим снижением потенциала в течение нескольких периодов после погасания дуги возбуждения. Длительность протекания тока весьма мала, и толчок обратного тока не развивается в междоузелье короткое замыкание трансформатора при зажигании очередного анода.

В других опытах процесс перенапряжения повторяется (осциллограмма г). Дуга возбужде-

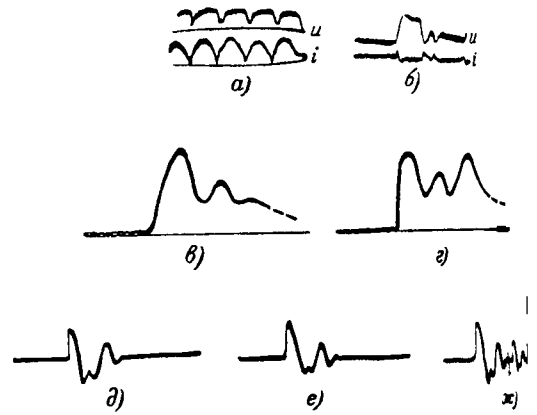


Рис. 3. Осциллограммы напряжения и тока.

ния погасает при первых толчках обратного тока. После зажигания очередного анода появляется дуга между анодами, длительность протекания тока в первичной цепи оказываются достаточными для срабатывания релейной защиты на переменном токе выпрямителя.

На осциллограммах д и е явно видна перенапряжения в направлении протекания тока. После первого толчка выпрямленного тока следуют толчки, гасящие дугу возбуждения.

На осциллограмме ж показан ряд толчков, общая длительность которых достаточна для возникновения устойчивого обратного зажигания и срабатывания защиты.

Экспериментальное исследование условий устойчивой работы дуги возбуждения выпрямителя и осциллографирование процессов гашения дуги возбуждения позволяют сделать следующие выводы:

1. Погасание дуги возбуждения есть следствием импульсного разряда с прохождением тока обратного направления через выпрямитель.

2. Существенное значение в обеспечении устойчивой работы системы возбуждения имеет соотношение углов регулирования выпрямителя и инвертора и эксплуатационный режим внеэлементов выпрямительной подстанции.

3. Наиболее устойчивая работа исследуемой экспериментальной выпрямительно-инверторной установки обеспечивалась при заземлении катода выпрямителя, отсутствии индуктивности в цепи выпрямителя и при минимальной величине емкости цепи постоянного тока.

Описанная методика анализа условий устойчивости работы дуги возбуждения выпрямителя позволяет построить удобные для эксплуатации кривые в координатах  $\beta, \gamma$ , определяющие условия устойчивой работы установки.

В исследованиях принимали участие А. В. Баев, В. Ю. Сродных, И. Я. Хлебников, С. В. Хлынов и др., а также авторы статьи.

# Некоторые вопросы дренажной защиты подземных сооружений от блуждающих токов

Кандидат техн. наук, доц. В. С. КАЛЬМАН

Азербайджанский индустриальный институт им. Азизбекова

В связи с огромным ростом подземного хозяйства наших городов и индустриализацией железных дорог вопросы защиты трубопроводов и кабелей от электролиза блуждающими токами становятся все более актуальными. Один из наиболее эффективных методов защиты подземных

На базе общих уравнений выводятся уравнения распределения электрических величин на рельсовом пути и подземном сооружении при дренажной защите его от коррозии. Выясняется связь между величинами измеряемыми и расчетными. Устанавливаются основные особенности распределения, обуславливающие степень эффективности защиты. Приводятся данные исследований действующих установок, иллюстрирующие основные положения работы. Устанавливается, что электрические дренажи являются общим методом использования электрической тяги для защиты подземных сооружений как от блуждающих токов, так и от почвенной коррозии.

здесь  $r_1$ ,  $g$  — продольное сопротивление и проводимость растекания рельсового пути;  $r_2$ ,  $k$  — то же подземного сооружения;  $h$  — проводимость между рельсовым путем и подземным сооружением [Л. 1, 2].

сооружений — электрический дренаж — получил в последнее время широкое распространение и с успехом применяется на многих подземных канализациях различного назначения в зонах рельсовых сетей трамвая и электрических железных

дорог. Теоретический анализ некоторых практических вопросов дренажной защиты, возникающих в процессе ее наладки, регулирования и эксплуатации, составляет содержание настоящей статьи. Выводятся распределение электрических величин вдоль рельсового сооружения. Разрушение подземного сооружения происходит в анодных зонах, т. е. в местах выхода тока из металла в землю. Если считать э. д. с., возникающих в месте соединения металла и электролита ввиду незначительности величины их по сравнению с полями, создаваемыми блуждающими токами электрической тяги, то можно принять, что подземное сооружение в зонах выхода тока имеют относительно высокий потенциал относительно ближайшей точки земли. На этом основано нахождение точек выхода и входа тока, т. е. опасных и неопасных мест при помощи измерения потенциала подземного сооружения относительно земли. Дальнейшим при исследовании распределения электрических величин будем исходить из следующих дифференциальных уравнений:

$$\frac{du_1}{dx} = -r_1 i_1, \quad (1)$$

$$\frac{di_1}{dx} = -gU_1 - h(u_1 - u_2), \quad (2)$$

$$\frac{du_2}{dx} = -r_2 i_2, \quad (3)$$

$$\frac{di_2}{dx} = -h(u_2 - u_1) - k u_2; \quad (4)$$

где  $U_1$  — потенциал представленной на рис. 1 эквивалентной системы рельсы — подземное сооружение — земля, величина  $u_2$  (потенциал подземного сооружения относительно земли) отлична от той, которая получается при измерениях потенциала на подземном сооружении. Объясняется это тем, что основной целью исследования является установление зон выхода тока из подземного сооружения, поэтому измерение потенциалов производится относительно слоев земли, непосредственно прилегающих к подземному сооружению. Потенциалы же, вычисленные по приведенным выше уравнениям, относятся к точке, находящейся вне зоны блуждающих токов (точка нулевого потенциала) [Л. 3].

Величина, получаемая при измерении потенциала подземного сооружения относительно прилегающих к нему слоев земли, должна быть пропорциональна плотности тока утечки из него. Поэтому закон ее распределения может быть представлен уравнением (4), т. е.

$$j_2 = \frac{di_2}{dx}.$$

Как видно из уравнения (4), плотность тока утечки из подземного сооружения зависит не только от  $u_2$ , но и от  $u_1$ .

Найдем уравнение распределения для системы рельсы — подземное сооружение — земля при равномерно распределенной нагрузке пути и при наличии дренажа на подземном сооружении.

Для решения этой задачи воспользуемся уравнениями распределения для общего случая, когда нагрузка приложена и к рельсам, и к под-

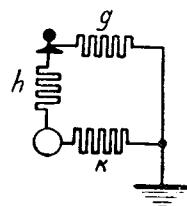


Рис. 1. Эквивалентная схема системы рельсы — земля — подземное сооружение.

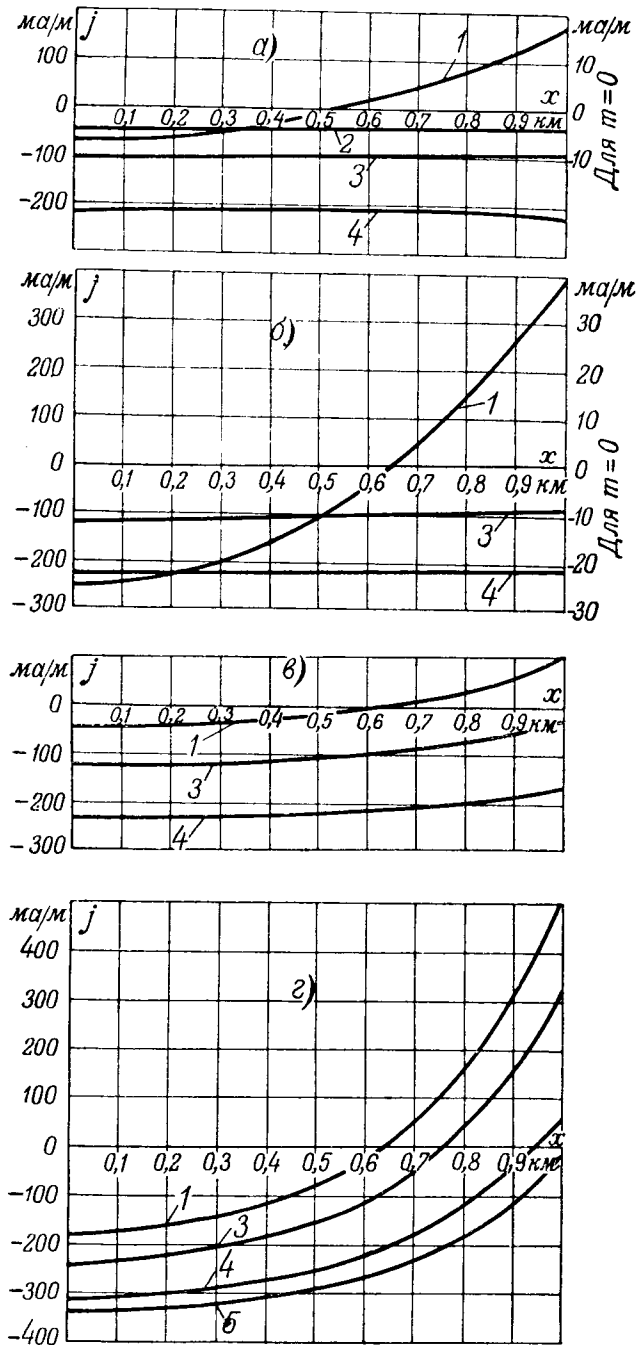


Рис. 2. Распределение плотности тока утечки вдоль подземного сооружения.

а) при  $r_1 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $g = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $r_2 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $k = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $h = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ; б)  $r_1 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $g = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $r_2 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $k = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $h = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ; в)  $r_1 = 0,1 \text{ ом/км}$ ,  $g = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $r_2 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $k = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $h = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ; г)  $r_1 = 0,1 \text{ ом/км}$ ,  $g = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $r_2 = 0,01 \text{ ом/км}$ ,  $k = 10 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $h = 50 \frac{1}{\text{ом} \cdot \text{км}}$ ,  $I - m = 0$ ;  $2 - m = 0,10$ ;  $3 - m = 0,25$ ;  $4 - m = 0,75$ ;  $5 - m = 1$ .

земному сооружению [Л. 1]. Подставив в эти уравнения значение  $j_2=0$  и обозначив плотность нагрузки рельсового пути через  $j$ , получим уравнения дренажной защиты в общем виде, которые

после подстановки граничных условий (вместо условия  $j_2=0$  получат следующий вид:

$$i_1 = \frac{jI}{(\beta - \alpha)(1 + m)} \times \left[ (\beta - m) \frac{\text{sh } ax}{\text{sh } al} - (\alpha - m) \frac{\text{sh } bx}{\text{sh } bl} \right]$$

$$i_2 = \frac{jI}{(\beta - \alpha)(1 + m)} \times \left[ \alpha(\beta - m) \frac{\text{sh } ax}{\text{sh } al} - \beta(\alpha - m) \frac{\text{sh } bx}{\text{sh } bl} \right],$$

$$- \frac{u_1}{r_1} = \frac{jI}{\beta - \alpha} \left[ \left( \frac{\beta - m}{1 + m} \text{ch } ax - \beta \frac{\text{sh } al}{al} \right) \frac{1}{a \text{sh } bl} - \left( \frac{\alpha - m}{1 + m} \text{ch } bx - \alpha \frac{\text{sh } bl}{bl} \right) \frac{1}{b \text{sh } bl} \right],$$

$$- \frac{u_2}{r_2} = \frac{\alpha \beta}{\beta - \alpha} jI \times \left[ \frac{1}{a} \left( \frac{\beta - m}{\beta(1 + m)} \frac{\text{ch } ax}{\text{sh } al} - \frac{1}{cl} \right) - \frac{1}{b} \left( \frac{\alpha - m}{\alpha(1 - m)} \frac{\text{ch } bx}{\text{sh } bl} - \frac{1}{bl} \right) \right].$$

Из уравнения (8) путем дифференцирования получим:

$$j_2 = \frac{di_2}{dx} = \frac{jI}{(\beta - \alpha)(1 + m)} \times \left[ \alpha \alpha(\beta - m) \frac{\text{ch } ax}{\text{sh } al} - b \beta(\alpha - m) \frac{\text{ch } bx}{\text{sh } bl} \right]$$

Уравнение (9) позволяет исследовать распределение плотности тока утечки из дренажного подземного сооружения. Знак при  $j_2$  указывает на наличие или отсутствие электролитической коррозии, а числовое значение  $j_2$  характеризует интенсивность. Кривая распределения  $j_2$ , как зывалось выше, должна предопределять результаты исследования подземного сооружения помощи измерения его потенциала.

На рис. 2, а, б, в, г даны кривые распределения плотности тока утечки из подземного сооружения для различных параметров линий и различных коэффициентов дренирования  $m$ . Кривые построены на основании уравнения (9) для системы, состоящей из замощенного двурельсового трамвайного рельсового пути с рельса типа ПА и стального сварного трубопровода диаметром 350 мм. Переходная проводимость рельсового пути  $g$  является средней величиной, получена в результате большого количества измерений, она не изменяется. Переходная проводимость  $k$  взята для трубопровода, имеющего темное изолирующее (защитное) покрытие с него качества, и также не изменяется. Изменяется сопротивление рельсового пути  $r_1$  и взаимная проводимость  $h$ .

Рис. 2, в и г ( $r_1 = 0,1 \text{ ом/км}$ ) соответствуют случаям, для которых характерно резкое во-зрастание сопротивления рельсового пути вследствие наличия на нем лопнувших стыков. Случаи, которым соответствуют рис. 2, б и г ( $h = 50 \frac{1}{\text{ом}}$ ).

характеризуются значительным увеличением взаимного влияния рельсового пути и подземного сооружения, обусловленным большим их сближением. Нагрузка рельсового пути  $j$  принята равной 500 а/км.

Кривые рис. 2, а б, в, г позволяют сделать заключения общего характера о режиме дренажной защиты.

При хорошем состоянии рельсового пути эффект дренажной защиты весьма высок, полная защита на всем протяжении подземного сооружения достигается при сравнительно небольшом коэффициенте дренирования (рис. 2, а, б). При сближении между подземным сооружением и рельсовым путем, характеризуемое величиной  $h$ , значительно мало влияет на эффект дренирования. Это можно видеть из сопоставления рис. 2, а и б. Кривая распределения плотности тока утечки имеет весьма благоприятный вид, на всем протяжении подземного сооружения плотность тока почти не меняется. Плотность тока утечки примерно пропорциональна току.

Соотношение между токами дренажа через коэффициенты дренирования выражается следующим образом:

$$i_2' = m' \frac{jI}{m'+1}, \quad i_2'' = m'' \frac{jI}{m''+1},$$

где

$$d = \frac{i_2'}{i_2''} = \frac{m'm'' + m'}{m'm'' + m''}.$$

Подставив полученные по этой формуле величины  $d$  с соотношениями плотностей токов на графиках рис. 2, а и б, получим весьма близкое совпадение.

При ухудшенном состоянии рельсового пути (растание  $r_1$ ) для защиты подземного сооружения требуется значительное увеличение дренажного тока (рис. 2, в и г), на который резкое влияние оказывает взаимное расположение подземного сооружения и рельсового пути (величина  $h$ ). При сближении, соответствующем  $h = \frac{1}{0,4 \text{ км}}$ , для получения безопасных условий и создания на всем протяжении подземного сооружения входа тока необходимо довести значение  $m$  до единицы, т. е. довести дренажный ток до величины тока, отсасываемого непосредственно из рельсового пути (рис. 2, г).

Распределение плотности тока вдоль подземного сооружения неравномерно, и эта неравномерность тем больше, чем больше  $h$ .

На кривой распределения  $j$  и близкой к ней кривой измеренных потенциалов таков, что потенциал дренажного пункта меньше потенциалов линии. Ввиду этого увеличивается длина защищаемой зоны.

Весьма иной вид имеет кривая потенциалов подземного сооружения, расположенного вне блуждающих токов при установке на нем электрической защиты, питаемой от специального источника тока (катодная защита). В этом случае максимальный отрицательный потенциал создается в дренажной точке (рис. 3). Необходи-

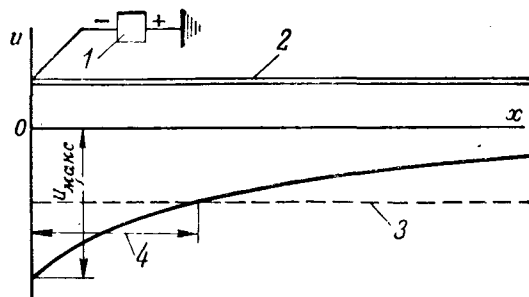


Рис. 3. Распределение потенциалов на подземном сооружении при катодной защите.  
1 — источник тока; 2 — подземное сооружение; 3 — уровень защитного потенциала; 4 — защищаемая зона.

мость ограничения максимального отрицательного потенциала, допускаемого на подземном сооружении, имеющем изолирующее покрытие, приводит к ограничению длины защищаемой зоны<sup>1</sup>.

В случае дренажной защиты длина защищаемого участка подземного сооружения ограничена нейтральными точками рельсовой сети. Защищаемый участок приблизительно совпадает с отрицательной зоной рельсового пути, длина которой сравнительно невелика. Поэтому нет необходимости создавать большой потенциал в дренажной точке.

Вид кривой распределения при дренажной защите показывает, что на всем протяжении подземного сооружения создается отрицательный потенциал относительно земли. Следовательно, при помощи электрических дренажей может быть осуществлена защита всего подземного сооружения от почвенной коррозии.

Таким образом, дренажная защита должна рассматриваться не только как мероприятие по борьбе с блуждающими токами, но и как метод использования электрической тяги для защиты трубопроводов и кабелей от почвенной коррозии. Рассматриваемая с этой точки зрения дренажная защита представляет собой важнейший метод борьбы с аварийностью подземных сооружений, обеспечивающий сохранность громадных ценностей, заложенных в подземном хозяйстве.

Кривые распределения плотности тока на подземном сооружении по своему виду весьма близки к кривым распределения потенциалов на подземном сооружении, измеренных относительно ближайших точек земли.

На рис. 4 показано найденное измерениями распределение потенциалов на газопроводе, проложенном параллельно двухколейному рельсовому пути трамвая на весьма близком от него расстоянии. В зоне рельсовых путей наблюдаются интенсивные блуждающие токи. Газопровод защищается дренажами, включенными к отсасывающим пунктам трамвая. Кривая имеет характерный минимум у отсасывающих пунктов и максимум в конце участка отсасывания. Отрицатель-

<sup>1</sup> При больших отрицательных потенциалах на подземном сооружении интенсивные электролитические процессы приводят к разрушению защитного покрытия вследствие нарушения сцепления его с металлом и отслаивания [Л. 4].



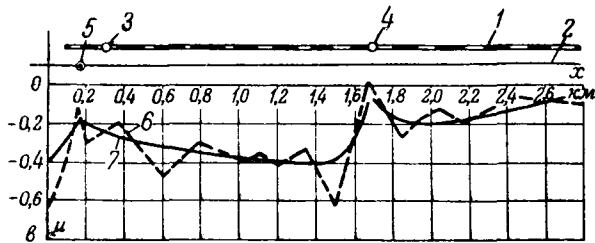


Рис. 4. Кривая распределения потенциала подземного сооружения по измерениям относительно ближайших точек земли.

1 — рельсовый путь; 2 — газопровод; 3 — отсасывающий пункт № 1; 4 — отсасывающий пункт № 2; 5 — дренажный пункт; 6 — измеренные потенциалы; 7 — средняя кривая потенциалов.

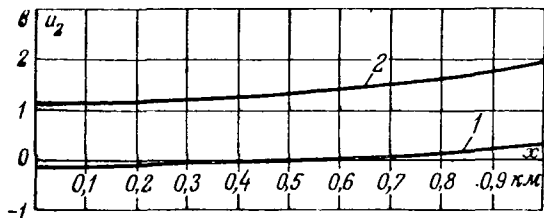


Рис. 5. Кривая распределения потенциала подземного сооружения относительно удаленной точки земли, построенная по формуле (10).  
1 —  $m = 0$ ; 2 —  $m = 0,25$ .

ный потенциал на газопроводе в районе отсасывающего пункта № 2 обуславливается действием дренажа.

Сравнивая кривую, найденную путем измерений, с кривой распределения потенциала  $u_2$  (рис. 5), видим, что последняя резко от нее отличается.

Таким образом, подтверждаются высказанные выше предположения о природе величин, получаемых при измерениях на подземных сооружениях.

**Дренажи, включенные к отсасывающим пунктам.** При включении дренажей к отсасывающим пунктам трамвая наблюдается их взаимное влияние друг на друга, затрудняющее в некоторых случаях регулирование. Рассмотрим условия регулирования дренажа, присоединенного к отсасывающему пункту.

Необходимым условием для работы дренажа является наличие на отсасывающем пункте потенциала более низкого, чем потенциал подземного сооружения. При включении дренажа абсолютное значение потенциала подземного сооружения увеличивается, а отсасывающего пункта уменьшается. Но так как и тот и другой являются отрицательными, то при некотором режиме разность потенциалов между рассматриваемыми точками, очевидно, делается равной нулю. Для исследования этого явления воспользуемся формулами (5) и (6), подставив в них  $l$  вместо  $x$ .

На рис. 6 приведены кривые изменения потенциалов отсасывающего пункта ( $u_1$ ) и подземного сооружения ( $u_2$ ) в одной и той же точке в зависимости от коэффициента дренирования. Кривые построены для двухколейного трамвайного пути с плохим состоянием стыков и стального сварно-

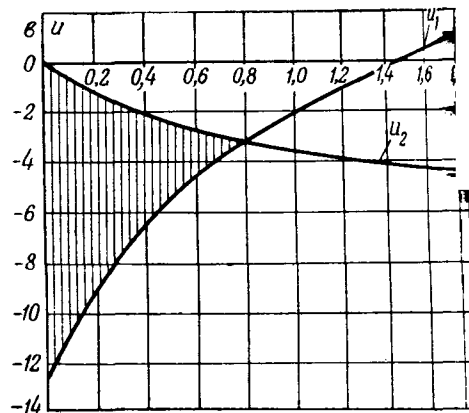


Рис. 6. Кривые зависимости потенциалов отсасывающего пункта ( $u_1$ ) и подземного сооружения ( $u_2$ ) от коэффициента дренирования.

го трубопровода диаметром 350 мм с плохим состоянием стыков и стального сварного покрытия.

Характерно, что подземное сооружение имеет у отсасывающего пункта значительный положительный потенциал относительно земли, как это обычно наблюдается при измерениях. Объясняется это тем, что  $u_2$  представляет потенциал относительно удаленной точки, тогда как при измерениях делится потенциал относительно ближайшей точки земли.

Диаграмма, представленная на рис. 6, позволяет установить предел регулирования дренажа, который определяется точкой пересечения кривых  $u_1$  и  $u_2$ , в которой  $u_2 - u_1 = 0$ . Из диаграммы (рис. 6) значение  $m$  для этой точки (в данном случае  $m = 0,8$ ), можно найти по формуле (9) кривую распределения плотности тока утечки из подземного сооружения. Эта кривая, очевидно, будет давать максимальные значения плотностей токов, которые и будут получены от рассматриваемого дренажа.

При помощи этой же диаграммы легко считать и сопротивление регулировочного резистора, включаемого между отсасывающим пунктом и подземным сооружением. Очевидно, это сопротивление

$$R_p = \frac{u_2 - u_1}{i_2} = \frac{(u_2 - u_1)(1 + m)}{mjl}$$

Крайние значения  $R_p$  при включенном дренаже ( $m = 0$ ) и при прямом присоединении подземного сооружения к отсасывающему пункту ( $m = 1$ ) соответственно  $R_p = \infty$  и  $R_p = 0$ .

В табл. 1 даны сопротивления и нагрев реостата для промежуточных ступеней, определенные по формуле (10) или по диаграмме (рис. 5).

Табл. 1

Ступень	$m$	$i_2 = i_{0, a}$	$R_p, \text{ohm}$
1	0,2	83	0,096
2	0,4	142	0,031
3	0,6	187	0,011

Если задача ограничивается выяснением условия регулирования дренажной защиты, величина  $u_2 - u_1$  может быть определена непосредственно из формулы, которая, в свою очередь, может быть получена из формул (7) и (8) путем замены  $l$  вместо  $x$ :

$$\begin{aligned} \delta u = & \frac{jI}{\beta - \alpha} \left[ \left( \frac{\beta - m}{1 + m} \operatorname{cth} al - \frac{\beta}{al} \right) \times \right. \\ & \times (r_1 - r_2 \alpha) \frac{1}{a} - \left( \frac{\alpha - m}{1 + m} \operatorname{cth} bl - \frac{\alpha}{bl} \right) \times \\ & \left. \times (r_1 - r_2 \beta) \frac{1}{b} \right]. \end{aligned} \quad (11)$$

Приравняв  $\delta u$  нулю, получим предельное максимальное значение коэффициента дренирования для данной системы:

$$k_{\text{окс}} = \frac{\left( \operatorname{cth} al - \frac{1}{al} \right) (r_1 - r_2 \alpha) \frac{\beta}{a} - \left( \operatorname{cth} bl - \frac{1}{bl} \right) (r_1 - r_2 \beta) \frac{\alpha}{b}}{\left( \operatorname{cth} al - \frac{1}{al} \right) (r_1 - r_2 \alpha) \frac{1}{a} + \left( \operatorname{cth} bl + \frac{\alpha}{bl} \right) (r_1 - r_2 \beta) \frac{1}{b}}. \quad (12)$$

Как видно из кривой  $u_1$  (рис. 6), при увеличении дренажного тока отрицательный потенциал отсасывающего пункта уменьшается, и если дренажный ток превзойдет некоторое определенное значение, потенциал отсасывающего пункта может сделаться положительным. Это явление наблюдалось нами на одной из действующих установок. В табл. 2 приведены некоторые наиболее характерные данные о влиянии дренажей на потенциалы отсасывающих пунктов, совпадающие с теоретической.

Таблица 2

Потенциалы отсасывающих пунктов относительно земли, в			Коэффициент дренирования (все дренажи включены)
все дренажи выключены	часть дренажей включена	все дренажи включены	
-0,40	—	+0,50	0,1
-0,45	—	+2,80	0,2
-0,62	-0,31	-0,11	0,4
-1,35	-0,14	+0,05	0,4
-0,26	—	-0,01	0,6

Во всех случаях отчетливо проявляется повышение потенциала отсасывающего пункта по мере включения дренажа. Потенциал отрицательной шины подстанции с увеличением дренажей также уменьшается, как вытекает из приведенной выше теории. На одной из подстанций потенциал отрицательных шин под действием 10 дренажей, установленных на этой подстанции, понизился с  $-8,9$  в до

...ажи, включенные к отрицательным шинам подстанции. Наиболее активно действующим дренажом, включенным непосредственно к отрицательным шинам тяговой подстанции.

В этом случае благодаря значительной величине напряжения имеется возможность регулировать дренажный ток и потенциалы защищаемого сооружения в весьма широких пределах. Вместе с тем дренаж, включенный к отрицательным шинам, уменьшает их потенциал относительно земли, так как уменьшается общее сопротивление участка цепи между землей и шинами. Уменьшение потенциала

$$\delta \% = \left( 1 - \frac{\sum y_o}{\sum y_o + \sum y_d} \right) 100; \quad (13)$$

здесь  $y_o$  и  $y_d$  — проводимости отсасывающих и дренажных линий. При большом количестве дренажей, включенных к подстанции, уменьшение потенциала отрицательной шины может достигать до 50%.

Ниже приводится пример влияния дренажей на потенциал отрицательной шины подстанции. Подстанция имеет отсасывающие линии сечением  $500 \text{ мм}^2$  каждая. Наиболее длинная линия ( $800 \text{ м}$ ) имеет проводимость  $y_o = 35 \frac{1}{\text{ом}}$ . До этой же величины доведены при помощи уравнильных реостатов проводимости всех других линий. Дренажные линии длиной  $150 \text{ м}$  и сечением  $70 \text{ мм}^2$  имеют проводимость  $y_d = 25 \frac{1}{\text{ом}}$ . При таких условиях формула (13) получает следующий вид:

$$\delta \% = \left( 1 - \frac{n_o y_o}{n_o y_o + n_d y_d} \right) 100;$$

здесь  $n_o$  и  $n_d$  — соответственно число отсасывающих линий и число дренажей.

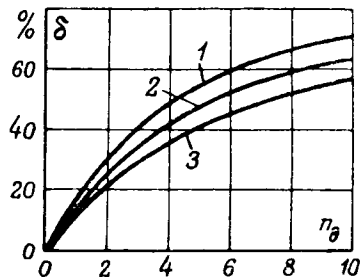


Рис. 7. Изменение потенциала отрицательных шин в зависимости от числа включенных дренажей.

1 —  $n_o = 3$ ; 2 —  $n_o = 4$ ; 3 —  $n_o = 5$ .

На рис. 7 даны зависимости  $\delta\%$  от числа дренажей для различного числа отсасывающих и дренажных линий на подстанции и при указанных выше сечениях и длинах этих линий.

**Приложение.** Вывод уравнений (5), (6), (7) и (8). Уравнения дренажной защиты в общем виде:

$$i_1 = A \operatorname{ch} ax + B \operatorname{sh} ax + C \operatorname{ch} bx + D \operatorname{sh} bx + \\ + j \frac{j}{\beta - \alpha} \left( \beta \frac{\operatorname{sh} ax}{a} - \alpha \frac{\operatorname{sh} bx}{b} \right), \quad (1,1)$$

$$i_2 = A \alpha \operatorname{ch} ax + B \alpha \operatorname{sh} ax + C \beta \operatorname{ch} bx + D \beta \operatorname{sh} bx + \\ + j \frac{\alpha \beta}{\beta - \alpha} \left( \frac{\operatorname{sh} ax}{a} - \frac{\operatorname{sh} bx}{b} \right), \quad (1,2)$$

$$-\frac{u_1}{r_1} = \frac{A}{a} \operatorname{sh} ax + \frac{B}{a} \operatorname{ch} ax + \frac{C}{b} \operatorname{sh} bx + \frac{D}{b} \operatorname{ch} bx + \\ + j \frac{j}{\beta - \alpha} \left( -\frac{\beta}{a} \frac{1 - \operatorname{ch} ax}{a} + \frac{\alpha}{b} \frac{1 - \operatorname{ch} bx}{b} \right), \quad (1,3)$$

$$-\frac{u_2}{r_2} = \frac{A\alpha}{a} \operatorname{sh} ax + \frac{B\alpha}{a} \operatorname{ch} ax + \frac{C\beta}{b} \operatorname{sh} bx + \frac{D\beta}{b} \operatorname{ch} bx + \\ + j \frac{\alpha \beta}{\beta - \alpha} \left( -\frac{1}{a} \frac{1 - \operatorname{ch} ax}{a} + \frac{1}{b} \frac{1 - \operatorname{ch} bx}{b} \right). \quad (1,4)$$

Введем коэффициент дренирования  $m$ , связывающий ток дренажа ( $i_2$ ) с током, отсасываемым непосредственно из рельсового пути ( $i_1$ ):

$$i_2 = m i_1.$$

Учитывая, что

$$i_1 + i_2 = jI$$

( $l$  — длина линии), получим;

$$i_1 = \frac{1}{1+m} jI, \quad i_2 = \frac{m}{1+m} jI.$$



## Графоаналитический метод расчета токов короткого замыкания в сетях со стальными проводами

Кандидат техн. наук М. С. ЛЕВИН и кандидат техн. наук А. М. ГАНЕЛИН

Всесоюзный научно-исследовательский институт электрификации сельского хозяйства

Чем шире внедряется электрическая энергия в сельскохозяйственное производство, тем большее значение приобретают вопросы надежности электроснабжения.

Однако расчет и правильный выбор защитной аппаратуры для сельских электросетей усложнены тем, что до настоящего времени не было предложено точных методов расчета токов короткого замыкания в сетях со стальными проводами, имеющими нелинейную зависимость сопротивления от тока.

Одни авторы [Л. 1] рекомендуют при расчетах токов короткого замыкания принимать сопротивление стальных проводов равными их сопротивлениям при протекании рабочего тока, другие [Л. 2] предлагают в качестве расчетной принимать величину омического сопротивления провода. Поскольку сопротивление стального

*Приведен новый графоаналитический метод расчета установившихся токов короткого замыкания в радиальных электросетях, выполненных стальными проводами. Определены области применения различных методов расчета установившихся токов короткого замыкания в указанных сетях.*

провода в зависимости от тока меняется в значительных пределах, обычные методы расчета приводят к крупным ошибкам.

Это затрудняет правильный выбор защиты и не способствует повышению надежности электроснабжения потребителей.

Предлагаемые ниже графоаналитические методы расчета установившихся токов короткого замыкания в радиальных сетях со стальными проводами применимы в тех случаях, когда короткого замыкания может рассматриваться не затухающий, т. е. напряжение в определенной точке сети может быть принято постоянным. Такой точкой являются шины мощного источника, от которых отходят линии небольшой мощности.

Рассмотрим линию со стальными проводами одного сечения, питающуюся от шин большой мощности (рис. 1,а).

Введем граничные условия, соответствующие начальной ограниченной линии: 1) при  $x=0$  имеем  $i_2=0$ ; 2) при  $x=l$  имеем  $i_1+i_2=jI$ . Получим следующие значения постоянных:

$$A=0, \quad B = \frac{\beta}{\beta - \alpha} \frac{jI}{\operatorname{sh} cl} \left[ \frac{\beta - m}{(1+m)\beta} - \frac{\operatorname{sh} al}{al} \right]$$

$$C=0, \quad D = \frac{\alpha}{\alpha - \beta} \frac{jI}{\operatorname{sh} bl} \left[ \frac{\alpha - m}{(1+m)\alpha} - \frac{\operatorname{sh} bl}{bl} \right]$$

Подставляя значения постоянных в (1,1), (1,2), (1,3) получим (5), (6), (7) и (8).

В проведении экспериментальной части работы принимали участие А. А. Спирин, М. М. Салеев, Н. А. Цескун, Г. В. Вечхайзер и В. А. Гримайловский.

### Литература

1. В. С. Кальман. Особенности распределения токов магистральной электрической дороги. *Электричество*, № 11, 1950.
2. М. И. Михайлов и П. А. Азбуккин. Водяные и кабельные линии связи и их защита, ч. III. Издат, 1940.
3. В. С. Кальман. Дренажная защита от короткого замыкания трубопроводов. *Нефтяное хозяйство*, № 10, 1947.
4. В. С. Кальман. Электрическая защита стальных трубопроводов от коррозии. *Азнефтеиздат*, 1946.
5. В. С. Кальман. О нормативах безопасности электрической защиты подземных сооружений от коррозии. *Электричество*, № 7, 1948.

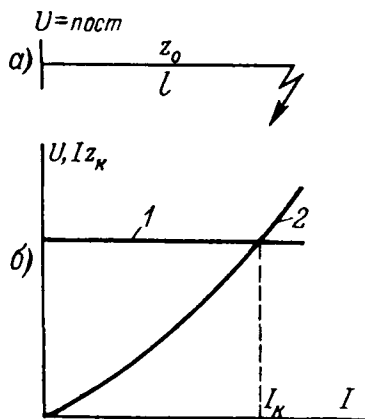


Рис. 1. Определение тока короткого замыкания для однородной линии.

1 —  $U = \text{const}$ ; 2 —  $Iz_k = f_1(I)$ .

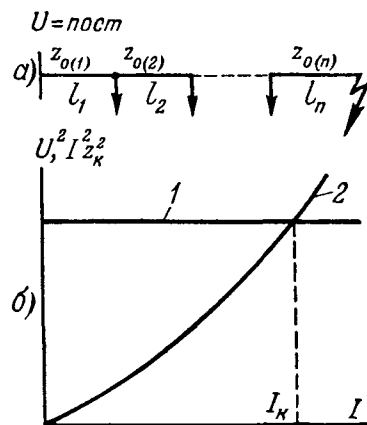


Рис. 2. Определение тока короткого замыкания для неоднородной линии.

1 —  $U^2 = \text{const}$ ; 2 —  $I^2 z_k^2 = f_2(I)$ .

При коротком замыкании ток в этой линии определяется уравнением

$$I_k = \frac{U}{z_k}, \tag{1}$$

$z_k = \sqrt{r_k^2 + x_k^2}$  — полное сопротивление участка линии до точки короткого замыкания.

Использование уравнением (1) затруднено ввиду нелинейной зависимости сопротивлений провода от тока.

Используя известные зависимости  $r_0(I)$  и  $x_0 = \dot{f}(I)$ , где  $r_0$  и  $x_0$  — соответственно активное и полное индуктивное сопротивление провода, *ом/км* (ГОСТ 5800-51), построим кривую  $z_0 = f(I)$ . Затем определим сопротивление участка до точки короткого замыкания  $z_k = f(I)$ ,

$$z_k = z_0 \cdot l, \tag{2}$$

где  $l$  — длина участка, *км*.

Зависимость  $z_k = f(I)$  построим в виде  $Iz_k = f_1(I)$ , умножая значения  $z_k$  на соответствующие значения тока. Ток короткого замыкания находится, как ток, соответствующий пересечению кривой  $Iz_k = f_1(I)$  с прямой  $U = \text{const}$  (рис. 1, б).

Рассмотрим неоднородную линию, выполненную стальными проводами различных сечений, идущую от шин бесконечной мощности (рис. 2, а).

В общем случае фазные углы полных сопротивлений  $z_{0(1)}, z_{0(2)}, \dots, z_{0(n)}$  не равны между собой.

Введя в квадрат обе части уравнения (1) и умножив их на  $z_k^2$ , получим:

$$U^2 = I_k^2 z_k^2. \tag{1'}$$

Для рассматриваемой схемы

$$z_k^2 = [r_{0(1)} \cdot l_1 + r_{0(2)} l_2 + \dots + r_{0(n)} l_n]^2 + [x_{0(1)} \cdot l_1 + x_{0(2)} l_2 + \dots + x_{0(n)} l_n]^2$$

или

$$z_k^2 = \left[ \sum_{i=1}^n r_{0i} l_i \right]^2 + \left[ \sum_{i=1}^n x_{0i} l_i \right]^2, \tag{3}$$

где  $r_{0i}$  и  $x_{0i}$  — активное и полное индуктивное сопротивление провода, *ом/км*;  $l_i$  — длина участка, *км*.

Вычислим зависимость

$$I^2 z_k^2 = I^2 \left[ \left( \sum_{i=1}^n r_{0i} l_i \right)^2 + \left( \sum_{i=1}^n x_{0i} l_i \right)^2 \right] = f_2(I),$$

принимая для каждого значения тока соответствующие ему значения  $r_0$  и  $x_0$  на отдельных участках линии. Нетрудно убедиться, что ток, соответствующий точке пересечения кривой, построенной по указанной зависимости с прямой  $U^2 = \text{const}$ , является искомым значением тока короткого замыкания (рис. 2, б).

Если участок, для которого вычисляется ток короткого замыкания, содержит постоянные сопротивления (трансформаторы, участки линий, выполненные из цветных металлов, и т. п.), то они также учитываются при построении зависимости  $I^2 z_k^2 = f(I)$ . Если в линии имеются различные ступени напряжения, все сопротивления должны быть приведены к одной ступени. При этом сопротивления стальных проводов при построении зависимости  $I^2 z_k^2 = f(I)$  должны соответствовать действительному току данной ступени.

Кроме изложенных точных методов могут быть предложены приближенные методы расчета токов короткого замыкания в линиях со стальными проводами.

Величина отношения  $\frac{x_0}{r_0}$  стальных многопроволочных проводов для различных значений тока и различных сечений находится в пределах

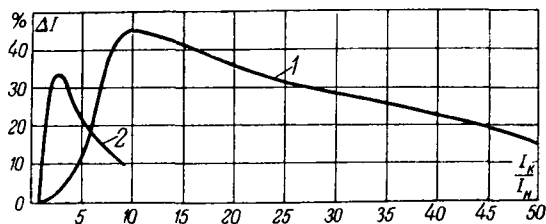


Рис. 3. Кривые зависимости ошибок от кратности тока короткого замыкания.

1 — сопротивление провода тска короткого замыкания соответствует плотности номинального тска  $0,1 \text{ а/мм}^2$ ; 2 — сопротивление провода тска короткого замыкания соответствует плотности номинального тока  $0,45 \text{ а/мм}^2$ .

$0,18 \dots 0,4^*$ , а величина  $z_0$  — в пределах  $(1,015 \dots 1,08) r_0$ .

Поэтому при расчетах токов короткого замыкания можно пренебречь индуктивным сопротивлением, принимая полное сопротивление провода равным его активному сопротивлению. В этом случае для однородной линии вместо зависимости  $I z_k = f(I)$  следует пользоваться зависимостью

$$I r_k = f(I),$$

где  $r_k = r_0 l$ .

Для определения тока короткого замыкания в неоднородной линии, если учитывать только активные сопротивления, следует пользоваться зависимостью

$$I r_k = I \sum_{i=1}^n r_{0i} l_i = f(I).$$

Ток короткого замыкания находится по точке пересечения кривой этой зависимости с прямой  $U = \text{пост.}$

Изложенные методы могут быть применены для определения переходных значений токов короткого замыкания в радиальных линиях со стальными проводами.

В практике сельской электрификации диапазон рабочих токов в электрических сетях определяется плотностями токов, лежащими в пределах  $0,1 \dots 0,45 \text{ а/мм}^2$ . Для выяснения области применения предлагаемых методов расчета были построены кривые ошибок, получающиеся при расчете токов короткого замыкания старыми методами. Значения ошибок вычислены для различных сечений без учета индуктивных сопротивлений.

На рис. 3 изображены кривые зависимости ошибок от кратности тока короткого замыкания, построенные для провода ПС-35 при условии, что сопротивление провода тска короткого замыкания соответствует плотностям номинального тока равным  $0,1 \text{ а/мм}^2$  и  $0,45 \text{ а/мм}^2$ . Как следует из рис. 3, при кратностях тока короткого замыкания от 5 до 60 при плотности тока  $0,1 \text{ а/мм}^2$  и от 1,5 до 6 при плотности тока  $0,45 \text{ а/мм}^2$  ошибка превосходит 15%. Максимальные ошибки достигают 35...45%.

\* Если внешнее индуктивное сопротивление принять равным  $0,4 \text{ ом/км}$ .

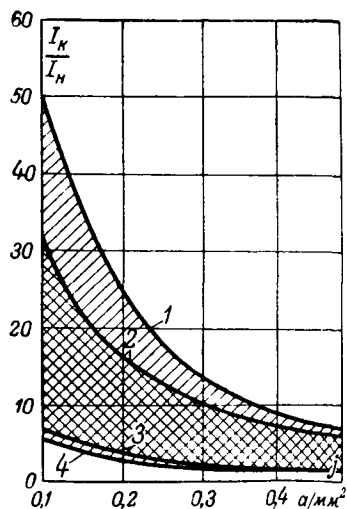


Рис. 4. Области применения различных методов расчета токов короткого замыкания.

Такие кривые на основании расчетов по существующим методам были построены для всех сечений стандартного сортамента стальных проводов. С их помощью были вычислены пределы предельных значений кратности короткого замыкания, при которых расчет по старым методам превосходит от плотности тока. Эти зависимости, приведенные на рис. 4, наглядно показывают области применения различных методов расчета короткого замыкания. В зонах, расположенных выше кривой 1 и ниже кривой 4, ошибки расчета с помощью обоих существующих методов не превосходят 15%. В зонах, ограниченных кривыми 1 и 2 и соответственно 3 и 4, ошибка не превосходит 15% лишь при расчете по старым сопротивлениям. В области, ограниченной кривыми 2 и 3, оба существующих метода расчета приводят к ошибкам в 15...45%.

Таким образом, расчет по старым методам при номинальных токах во всех случаях не применим. Область применения метода, предлагаемого в качестве расчетного сопротивления, при плотности тока  $0,1 \text{ а/мм}^2$  ограничивается кратностями ниже 7 и выше 32, а при плотности  $0,45 \text{ а/мм}^2$  кратностями ниже 1 и выше 7,5. Во всех остальных случаях целесообразно применять предлагаемый в настоящей работе.

Авторы выражают признательность А. И. Харину за ценные советы при выполнении работы.

**Приложение.** Пример расчета установившегося тока короткого замыкания. Определим ток при коротком замыкании в точке К для схемы на рис. 5.

Сопротивления трансформатора, приведенные к напряжению 35 кв, равны:  $r_{mp} = 36,7 \text{ ом}$ ,  $x_{mp} = 137 \text{ ом}$ . Сопротивления стальных проводов приняты согласно 5800-51.

Результаты расчета сведены в табл. 1, 2 и 3. На рис. 6 представлены кривая  $I^2 z_k^2 = f(I)$  и прямая  $U^2 = \text{пост.}$ . Как следует из рисунка, ток короткого замыкания равен 48 а.

Таблица 1

Зависимость сопротивлений участков II и III (ступень напряжения 6,3 кв) от тока

	$r_{\text{II}}$	$r_{\text{II}'}^{\text{II}}$	$r_{\text{III}}$	$r_{\text{III}'}^{\text{III}}$	$\sum_{\text{II}}^{\text{III}} r_i$	$x_{\text{II}}$	$x_{\text{II}'}^{\text{II}}$	$x_{\text{III}}$	$x_{\text{III}'}^{\text{III}}$	$\sum_{\text{II}}^{\text{III}} x_i$
	о.м./к.м	о.м	о.м./к.м	о.м	о.м	о.м./к.м	о.м	о.м./к.м	о.м	о.м
0	2,78	22,24	3,80	26,60	48,84	0,70	5,60	0,95	6,05	12,25
5	2,95	23,60	4,89	34,23	57,83	0,89	7,15	1,72	12,04	19,19
10	3,61	28,88	5,25	36,75	65,63	1,40	11,20	2,12	14,84	26,04
15	3,73	29,84	5,00	35,00	64,84	1,54	12,32	2,04	14,28	26,6
20	3,65	29,20	4,71	32,97	62,17	1,53	12,24	1,83	12,81	25,05
25	3,50	28,00	4,47	31,29	59,29	1,35	10,8	1,67	11,69	22,49

Таблица 2

Зависимость сопротивлений участка I и трансформатора (ступень напряжения 35 кв) от тока

I на II III	Ток на участке I	$r_{\text{CI}}$	$r_{\text{OI}'}^{\text{I}}$	$r_{\text{TP}}$	$\sum r_i$	$x_{\text{CI}}$	$x_{\text{OI}'}^{\text{I}}$	$x_{\text{TP}}$	$\sum x_i$	Сопротивления, приве- денные к ступени 6,3 кв	
										$\sum r_i$	$\sum x_i$
	a	о.м./к.м	о.м	о.м	о.м	о.м./к.м	о.м	о.м	о.м	о.м	о.м
10	1,80	3,66	110	36,7	146,7	0,75	22,50	137	159,5	4,38	4,78
25	4,50	3,70	111	36,7	147,7	0,80	24,00	137	161,0	4,42	4,83
50	9,0	3,77	113	36,7	149,7	0,91	27,30	137	164,3	4,48	4,94
70	12,6	4,00	120	36,7	155,7	1,15	34,50	137	171,5	4,68	5,14
100	18	4,35	131	36,7	167,7	1,44	43,20	137	180,2	5,02	5,41
150	27	4,90	147	36,7	183,7	1,96	58,80	137	195,8	5,5	5,87

Таблица 3

Зависимость  $I^2 z_{\text{K}}^2 = f(I)$

I	$I^2$	$\sum_{\text{I}}^{\text{III}} r_i$	$\left[ \sum_{\text{I}}^{\text{III}} r_i \right]^2$	$\sum_{\text{I}}^{\text{III}} x_i$	$\left[ \sum_{\text{I}}^{\text{III}} x_i \right]^2$	$z_{\text{K}}^2$	$I^2 z_{\text{K}}^2$
a	[a] <sup>2</sup>	о.м	[о.м] <sup>2</sup>	о.м	[о.м] <sup>2</sup>	[о.м] <sup>2</sup>	[a] <sup>2</sup>
10	100	53,22	2 830	17,03	290	3 120	$3,12 \cdot 10^5$
25	625	62,25	3 870	24,22	537	4 457	$28,6 \cdot 10^5$
50	2 500	70,11	4 920	30,98	954	5 874	$146,5 \cdot 10^5$
70	4 900	69,52	4 836	31,74	1 008	5 844	$286 \cdot 10^5$
100	10 000	67,19	4 515	30,46	926	5 441	$514,1 \cdot 10^5$
150	22 500	64,79	4 170	28,36	800	4 970	$1 118 \cdot 10^5$

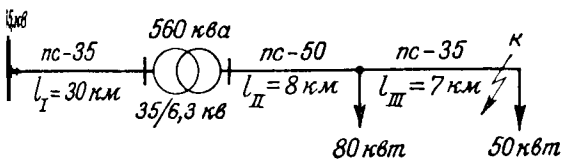


Рис. 5.

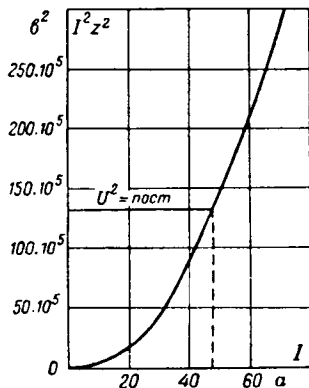


Рис. 6. Зависимость  $I^2 z_{\text{K}}^2 = f(I)$  и прямая  $U = \text{const}$ .

расчет тока короткого замыкания для схемы (рис. 5). Предположив, что сопротивление стальных проводов равно сопротивлению при протекании рабочего тока, мы получили ток короткого замыкания, равный 66 а, что дает ошибку в 38%. Столь значительная ошибка могла

привести к неправильному выбору уставки защиты и бездействию последней при коротком замыкании.

При расчете по предлагаемому в статье приближенному методу (без учета индуктивных сопротивлений) ток короткого замыкания получился равным 52 а, что дает ошибку в 0,83% по сравнению с точным методом.

Литература

1. Н. К. Кузнецов и А. П. Златковский. Сельскохозяйственные гидроэлектростанции. Сельхозгиз, 1948.

2. Справочник по электрификации сельского хозяйства. Сельхозгиз, 1949.



# Об инерционных контурах на переменном токе

Кандидат техн. наук, доц. В. Л. ФАБРИКАНТ

Теплоэлектропроект

Известно, что включение в цепь постоянного тока индуктивности делает эту цепь инерционной, т. е. изменение внешних факторов не приводит к немедленному изменению тока в такой цепи. Переход от старого значения тока к новому установившемуся происходит по некоторой плавной кривой, имеющей форму экспоненты при аperiodическом характере контура. Аналогично изменяется напряжение на каком-либо элементе цепи постоянного тока при параллельно включенной емкости.

За последнее время в технике релейной защиты начали широко применяться контуры, обладающие аналогичными свойствами инерционности на переменном токе. При изменении внешних факторов ток и напряжение какого-либо из элементов контура, сохраняя заданную частоту, изменяются по величине и фазе и стремятся к новому установившемуся значению.

Такие контуры применяются, например, в направленных органах защиты для того, чтобы при коротких замыканиях вблизи места установки защиты и снижения напряжения до нуля правильный выбор направления обеспечивался взаимодействием тока в токовой обмотке реле с напряжением, имевшим место до аварии<sup>1</sup>. Установившееся значение тока в обмотке напряжения становится равным нулю (поскольку напряжение снизилось до нуля) не сразу. Кроме того, в течение некоторого времени ток в обмотке напряжения сохраняет фазу, близкую к той, которую он имел до аварии.

Известно также применение инерционных контуров в реле с тормозным действием. Их назначение в этом случае заключается в том, чтобы обеспечить более быстрое нарастание тока в тормозной обмотке реле по сравнению с рабочей и этим предотвратить ложные действия реле в переходном режиме.

Широкое распространение инерционных контуров на переменном токе требует рассмотрения происходящих в них процессов и методов их конструирования.

**Характер изменения тока в инерционной цепи.** Инерционный контур может быть осуществлен различными способами (рис. 1). Целе-

*Доказывается, что вектор тока в элементе инерционного контура претерпевает скачкообразное изменение в начале процесса, а затем изменяется плавно до установившегося значения. Рассматривается зависимость начального скачка от заданных параметров контура. Дано операционное выражение сопротивления, по которому может быть сконструирован контур с заданными параметрами.*

сообразность применения того или иного способа осуществления инерционного контура определяется тем, что угол между приложенным напряжением и током в установившемся состоянии

в рассматриваемом элементе для некоторых контуров оказывается весьма ограниченным. Между тем в ряде случаев (например, в реле направленной мощности) желательные значения этого угла могут определяться другими соображениями, не связанными с инерционностью контура. С другой стороны, контуры, осуществленные различными способами, могут иметь одни и те же значения указанного угла и постоянной времени, но различные к. п. д.

В настоящей статье рассматриваются соотношения инерционных контуров, не зависящие от принятой схемы.

При изменении напряжения, приложенного к простейшему инерционному контуру, на величину

$$u(t) = U_m \sin(\omega t + \varphi)$$

ток в рассматриваемом элементе контура изменяется на величину

$$i(t) = I_{1m} \sin(\omega t + \varphi - \varphi_1) + I_{2m} \sin(\omega t + \varphi - \varphi_2) e^{-\frac{t}{T}}$$

Первый член выражения (2) представляет собой установившееся значение дополнительного тока и может быть представлен вектором (рис. 2). Второй член представляет собой так называемый затухающий ток, изменяющийся с той же частотой  $\omega$ , что и является обязательным для инерционного контура. Но одновременно этот ток непрерывно уменьшается по экспоненциальной кривой с постоянной времени  $T$ . Векторо-

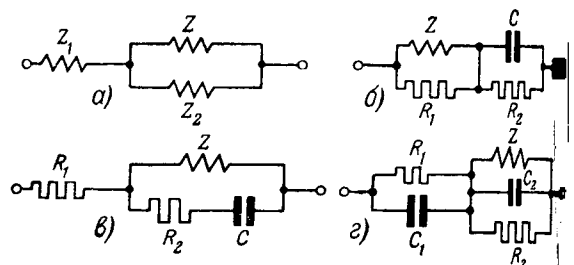


Рис. 1. Способы осуществления инерционного контура.  $Z$  — рассматриваемый элемент.

<sup>1</sup> Принцип устранения мертвых зон был впервые разработан в СССР в 1939 г. Л. И. Гутенмахером.

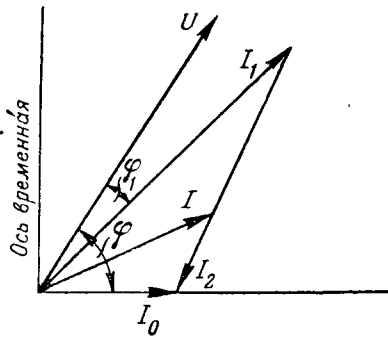


Рис. 2.

рис. 2) изображен ток  $i_2(t) = I_{2m} \sin(\omega t + \varphi - \varphi_2)$ . Таким образом, вектор суммарного тока  $\dot{I}$  изменяется от  $\dot{I}_0 = \dot{I}_1 + \dot{I}_2$  до  $\dot{I}_1$ . Кончик суммарного вектора скользит по вектору  $\dot{I}_2$ , как показано на рис. 2.

Свойство инерционного контура, заключающееся в том, что вынужденные и собственные колебания происходят в нем с одной и той же частотой, позволяет изображать вращающимися векторами составляющие и суммарное значения исходного тока. Это дает определенные удобства при анализе.

Обычно представляет интерес изменение тока в обмотке реле, т. е. в элементе, имеющем индуктивный характер. Ток в таком элементе не может измениться скачком, поэтому начальное значение дополнительного тока  $i$  равно нулю,

$$I_{1m} \sin(\varphi - \varphi_1) + I_{2m} \sin(\varphi - \varphi_2) = 0. \quad (3)$$

Необходимо отметить, что выражение (3) не означает равенства нулю вектора  $\dot{I}_1 + \dot{I}_2$ . Нулю равна лишь проекция этого вектора на ось времени. Как видно будет из дальнейшего, вектор  $\dot{I}_2$  при любой фазе включения не может быть равным нулю, но может стать достаточно малым. Величина начального значения вектора  $\dot{I}_2$  равна его проекции на ось, перпендикулярную оси времени, и определяется выражением

$$\begin{aligned} I_0 &= I_{1m} \cos(\varphi - \varphi_1) + I_{2m} \cos(\varphi - \varphi_2) = \\ &= i_0 \cos(\varphi - \varphi_0). \end{aligned} \quad (4)$$

Левая часть равенства (4) представляет собой любой вид синусоидальной функции от угла  $\varphi$ , должно иметь место, поскольку она равна сумме двух синусоидальных функций того же

Выражение (4) показывает, что величина начального значения вектора дополнительного тока зависит от фазы включения  $\varphi$ . Характер этой зависимости показан на рис. 3, из которого видно, что фаза начального тока относительно установленного напряжения колеблется в пределах от направления  $OA$  до направления  $OB$  по часовой стрелке. При этом величина начального тока стремится к нулю при приближении к границе этой зоны, а угол между направлением  $U$  и током  $I_0$  изменяется от  $\varphi_1$  до  $\varphi_2$ .

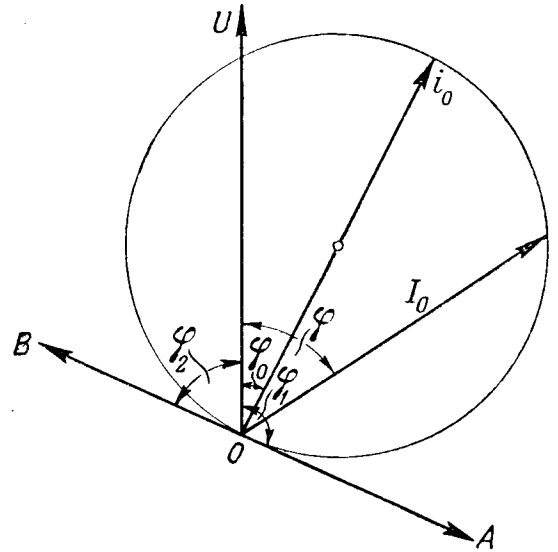


Рис. 3.

В начальный момент, после включения инерционного контура на напряжение, ток в рассматриваемом элементе по величине и фазе определяется вектором  $I_0$ , так как до включения ток в контуре отсутствовал. Поэтому для предотвращения ложного действия реле в этот момент необходимо, чтобы вектор  $\dot{I}_0$  имел желательную величину и фазу. Так, при включении реле направления мощности на напряжение желательно, чтобы фаза тока в обмотке напряжения мало отличалась от своего установившегося значения. Наилучшие результаты в этом отношении получаются при  $\varphi_0 = \varphi_1$ .

В начальный момент после исчезновения напряжения на инерционном контуре ток  $\dot{I}_0$  накладывается на ток, имевший место в рассматриваемом элементе до исчезновения напряжения. При этом фаза тока искажается в наименьшей мере при малых значениях величины  $i_0$ . Фаза тока  $\varphi_0$  в данном случае имеет меньшее значение, чем при включении на напряжение. Наиболее желательным, однако, остается  $\varphi_0 = \varphi_1$ .

Ток  $i_0$  и фаза  $\varphi_0$  в зависимости от фазы установившегося тока  $I_1$  и постоянной времени  $T$  могут быть выражены следующим образом (приложение I):

$$i_0 = \frac{I_{1m}}{\omega^2 T^2} \sqrt{\sin^2 \varphi_1 - 2\omega T \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 + \omega^2 T^2}, \quad (5)$$

$$\operatorname{tg} \varphi_0 = \frac{\omega T - \operatorname{tg} \varphi_1}{\omega T \cdot \operatorname{tg} \varphi_1}. \quad (6)$$

Пользуясь для определения угла  $\varphi_0$  выражением (6), необходимо иметь в виду, что  $\cos \varphi_0$  должен иметь тот же знак, что и  $\sin \varphi_1$ .

Из выражения (5) следует, что для уменьшения величины начального тока желательно увеличить постоянную времени  $T$ , что обычно бывает целесообразно и по другим соображениям. Однако  $i_0$  не может быть равно нулю при конечных значениях  $T$ .

Равные между собой углы  $\varphi_0$  и  $\varphi_1$  могут наблюдаться только в первой или в третьей четверти,



так как только в этих четвертях косинусы и синусы углов имеют одинаковые знаки.

Однако ввиду того, что для осуществления равенства рассматриваемых углов безразлично, в какой из этих двух четвертей они будут находиться, можно считать, что углы  $\varphi_0$  и  $\varphi_1$  должны быть углами первой четверти.

Полагая  $\varphi_0 = \varphi_1$ , из выражения (6) находим:

$$\omega T = \frac{\operatorname{tg} \varphi_1}{1 - \operatorname{tg}^2 \varphi_1} = \frac{1}{2} \operatorname{tg} 2\varphi_1. \quad (7)$$

Величина  $\omega T$  представляет собой угол, в течение которого ток  $I_2$  уменьшается в  $e$  раз. Так, если затухание в  $e$  раз происходит за один период, т. е. за угол  $2\pi$ , то согласно выражению (7)  $2\varphi_1 = 85^\circ$  и  $\varphi_1 = 42,5^\circ$ . Вообще при достаточно больших постоянных времени для осуществления равенства  $\tau_0 = \varphi_1$  угол  $\varphi_1$  должен приближаться к  $45^\circ$ , оставаясь меньше его.

### Конструирование инерционных контуров.

Для широкого и эффективного применения инерционных контуров необходимо решить вопрос о конструировании их в соответствии с заданными требованиями. При этом должно быть установлено, какие требования являются практически выполнимыми.

Эта задача распадается на две части: а) составление операционного выражения тока в рассматриваемом элементе в зависимости от напряжения, приложенного к контуру; б) конструирование контура, соответствующего полученному операционному выражению. В настоящей статье рассматривается лишь первая часть. Конструирование электрических цепей в соответствии с заданным операционным выражением является самостоятельным вопросом и требует отдельного рассмотрения.

Выражение тока в рассматриваемом элементе в зависимости от напряжения, приложенного к контуру, имеет вид:

$$i(p) = \frac{u(p)}{Z(p)}, \quad (8)$$

здесь  $Z(p)$  — отношение приложенного к контуру напряжения к току в данном элементе — может и не быть сопротивлением контура при наличии цепей, шунтирующих данный элемент (рис. 1). Поставленная задача сводится к нахождению выражения  $Z(p)$ .

Выражение для  $Z(p)$  может быть получено делением  $u(p)$  на  $i(p)$ . Последние же могут быть получены из выражений (1) и (2) путем перехода к операционной форме. При этом входящие в выражение (2) величины  $I_{2m}$  и  $\varphi_2$  заменяются через  $i_0$  и  $\varphi_0$  в соответствии с уравнениями (3) и (4) (приложение II).

Выражение для  $Z(p)$  имеет следующий вид:

$$Z(p) = \frac{U}{I_1 \cos \varphi_1} \cdot \frac{(p \cdot T + 1)^2 + \omega^2 T^2}{\omega (2\omega T - \operatorname{tg} \varphi_1) + 2\omega T \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 + 1}; \quad (9)$$

здесь  $U$  — приложенное напряжение;  
 $I_1$  — ток в рассматриваемом элементе;

$\varphi_1$  — угол, на который ток  $I_1$  отстаивает от напряжения  $U$ ;

$T$  — постоянная времени затухания.

Задавшись перечисленными величинами, с помощью уравнения (9) получить операционное выражение для  $Z(p)$ .

Следует отметить, что параметры контура должны выбираться таким образом, чтобы уравнение (9) было удовлетворено при любой контуре. Однако для каждой конкретной контуры значения угла  $\varphi_1$  и постоянной времени контура должны быть различными. Так, для обычно применяемого контура с последовательно соединенными активным сопротивлением, индуктивностью и емкостью (рис. 1, б при  $R_1 = R_2 = \infty$ ) возможны лишь углы  $\varphi_1$  близкие к нулю. Кроме того, при разном выполнении контура к. п. д. устройства оказываются различными.

Подставив в уравнение (9)  $j\omega$ , вместо  $p$ , получим:

$$Z(j\omega) = \frac{U}{I_1} e^{j\varphi_1},$$

т. е. выражение для установившегося тока

**Выводы.** 1. Широкое применение инерционных контуров на переменном токе требует анализа работ и методов конструирования.

2. При изменении напряжения на инерционном контуре вектор тока в некотором элементе контура изменяется вначале толчком на вектор  $I_0$ , а затем плавно до установившегося значения. Значение вектора  $I_0$ , оказывающего некоторое влияние на работу рассматриваемого реле, может быть определено из выражений (5) и (6).

3. Для получения операционного выражения  $Z(p)$ , необходимого при конструировании инерционного контура, требуется знать значения угла соответствующего сопротивления в установившемся режиме и постоянной времени затухания  $T$ .

**Приложение I. Определение значения вектора установившегося тока  $I_0$  в инерционном контуре.** Согласно выражению (4) задача сводится к определению  $i_0$  и  $\varphi_0$ .

Представим второй член выражения (2) в следующем виде:

$$I_{2m} \sin(\omega t + \varphi - \varphi_2) e^{-\frac{t}{T}} =$$

$$= [I_{2m} \sin(\varphi - \varphi_2) \cos \omega t + I_{2m} \cos(\varphi - \varphi_2) \sin \omega t] e^{-\frac{t}{T}}$$

Значения  $I_{2m} \sin(\varphi - \varphi_2)$  и  $I_{2m} \cos(\varphi - \varphi_2)$  определены из уравнений (3) и (4). После замены в выражении (2)  $I_2$  на  $i_0$  и  $\varphi_2$  оно примет следующий вид:

$$i(t) = I_{1m} \sin(\omega t + \varphi - \varphi_1) + \{-I_{1m} \sin(\varphi - \varphi_1) \cos \omega t + [i_0 \cos(\varphi - \varphi_0) - I_{1m} \cos(\varphi - \varphi_1)] \sin \omega t\} e^{-\frac{t}{T}}$$

Переходя к выражению напряжения и тока в операционной форме, в соответствии с выражениями (1) и (8) находим:

$$u(p) = U_m \frac{p}{p^2 + \omega^2} (\omega \cos \varphi + p \sin \varphi),$$

$$i(p) = I_{1m} \sin(\varphi - \varphi_1) \frac{p^2}{p^2 + \omega^2} + I_{1m} \cos(\varphi - \varphi_1) \frac{\omega p}{p^2 + \omega^2} + [i_0 \cos(\varphi - \varphi_0) - I_{1m} \cos(\varphi - \varphi_1)] \cdot \frac{\omega p}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2} - I_{1m} \sin(\varphi - \varphi_1) \frac{p\left(p + \frac{1}{T}\right)}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2} \quad (1,3)$$

и  $u(p)$  к  $i(p)$ , равное  $Z(p)$ , не должно зависеть от  $p$ , так как сопротивление цепи в операционной форме может зависеть от фазы включения. Следовательно, выражение (1,3) должно делиться на  $\omega \cos \varphi + p \sin \varphi$  без остатка. Для этого необходимо, чтобы коэффициенты при  $p^2$  и при  $\cos \varphi$  в выражении (1,3) относились, как  $\frac{p}{\omega}$ . Отсюда в выражении (1,3) члены, содержащие  $\sin \varphi$ , и члены, содержащие  $\cos \varphi$ , и записывая указанное требование, получим:

$$\operatorname{tg} \varphi_0 = \frac{\omega T - \operatorname{tg} \varphi_1}{\omega T \operatorname{tg} \varphi_1} \quad (1,8)$$

Поскольку величины  $I_{1m}$ ,  $i_0$  и  $\omega T$  являются положительными, из уравнения (1,5) следует, что  $\cos \varphi_0$  должен иметь тот же знак, что и  $\sin \varphi_1$ . Это замечание необходимо учитывать при определении  $\varphi_0$ .

Следует отметить, что  $i_0$  не может быть равно нулю при конечном значении  $T$ . Действительно, величина под знаком корня в выражении (1,7) может быть представлена в виде выражения

$$(\sin \varphi_1 - \omega T \cos \varphi_1)^2 + (\omega T \sin \varphi_1)^2,$$

которое может быть равно нулю лишь при  $\sin \varphi_1 = 0$  и, следовательно,  $\varphi_1 = 0$  и  $\omega T = \operatorname{tg} \varphi_1 = 0$ . Однако при  $\omega T = 0$ , учитывая величину, стоящую перед корнем,  $i_0$  равно не нулю, а бесконечности.

**Приложение II. Определение операционного выражения для сопротивления  $Z(p)$ .** Подставляя в выражение

$$\frac{I_{1m} \cos \varphi_1 \frac{p^2}{p^2 + \omega^2} + I_{1m} \sin \varphi_1 \frac{\omega p}{p^2 + \omega^2} + (i_0 \sin \varphi_0 - I_{1m} \sin \varphi_1) \frac{\omega p}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2} - I_{1m} \cos \varphi_1 \frac{p\left(p + \frac{1}{T}\right)}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2}}{I_{1m} \sin \varphi_1 \frac{p^2}{p^2 + \omega^2} + I_{1m} \cos \varphi_1 \frac{\omega p}{p^2 + \omega^2} + (i_0 \cos \varphi_0 - I_{1m} \cos \varphi_1) \frac{\omega p}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2} + I_{1m} \sin \varphi_1 \frac{p\left(p + \frac{1}{T}\right)}{\left(p + \frac{1}{T}\right)^2 + \omega^2}} = \frac{p}{\omega} \quad (1,4)$$

подставляя уравнение (1,4) от знаменателей и приравняв коэффициенты при различных степенях  $p$  в левой и правой частях уравнения, находим: 1) в членах, содержащих  $p^4$ , коэффициенты оказываются равными тождественно; 2) приравнение коэффициентов в членах, содержащих  $p^3$ , приводит к одному и тому же уравнению

$$I_{1m} \sin \varphi_1 = \omega T \cdot i_0 \cos \varphi_0; \quad (1,5)$$

3) приравнение коэффициентов в членах, содержащих  $p^2$ , членах, содержащих  $p$ , приводит к одному и тому же уравнению

$$I_{1m} (\sin \varphi_1 - \omega T \cos \varphi_1) = -\omega^2 T^2 i_0 \sin \varphi_0. \quad (1,6)$$

4) члены, не содержащие  $p$ , в полученных выражениях отсутствуют.

Совместное решение уравнений (1,5) и (1,6) дает следующие значения для  $i_0$  и  $\varphi_0$ :

$$i_0 = \frac{I_{1m}}{\omega^2 T^2} \sqrt{\sin^2 \varphi_1 - 2\omega T \sin \varphi_1 \cos \varphi_1 + \omega^2 T^2}, \quad (1,7)$$

из (1,3) значения  $i_0$  и  $\varphi_0$  из (1,7) и (1,8), получим:

$$i(p) = \frac{I_{1m} p (\omega \cos \varphi + p \sin \varphi) \cos \varphi_1}{(p^2 + \omega^2) [(pT + 1)^2 + \omega^2 T^2]} \times \left[ pT \left( 2 - \frac{\operatorname{tg} \varphi_1}{\omega T} \right) + 2\omega T \cdot \operatorname{tg} \varphi_1 + 1 \right]. \quad (11,1)$$

Деля  $u(p)$  по выражению (1,2) на  $i(p)$  по выражению (11,1), находим  $Z(p)$ :

$$Z(p) = \frac{U}{I_{1m} \cos \varphi_1} \times \frac{(pT + 1)^2 + \omega^2 T^2}{\frac{p}{\omega} (2\omega T - \operatorname{tg} \varphi_1) + 2\omega T \operatorname{tg} \varphi_1 + 1}. \quad (11,2)$$

Следует отметить, что отношение  $\frac{U_m}{I_{1m}} = \frac{U}{I_1}$  есть полное сопротивление цепи в установившемся режиме,  $\varphi_1$  — угол этого сопротивления. Таким образом, операционное выражение для искомого сопротивления зависит лишь от параметров сопротивления в установившемся режиме и постоянной времени  $T$ .



# Сдвиг фаз между первыми гармониками индукции и напряженности магнитного поля и измерение потерь в стали

Кандидат техн. наук М. А. РОЗЕНБЛАТ

Институт автоматики и телемеханики Академии наук СССР

Общепринято считать, что сдвиг фаз между первыми гармониками напряженности поля и индукции в ферромагнитном сердечнике обусловлен лишь потерями в стали. Это справедливо только в том случае, когда магнитная индукция или напряженность поля изменяется во времени по строго синусоидальному закону. Если же в цепи, образующей обмотку сердечника и источником синусоидального напряжения, имеется даже небольшое сопротивление, вызывающее едва заметное искажение формы кривой индукции в сердечнике, то этого часто оказывается вполне достаточно для значительного изменения сдвига фаз между первыми гармониками индукции и напряженности поля. Зависимость сдвига фаз между первыми гармониками напряженности и индукции от сопротивления намагничивающей цепи приводит к тому, что многие из применяемых в настоящее время методов измерения потерь в стали часто дают значительную погрешность.

Дифференциальное уравнение намагничивающей цепи сердечника в схеме рис. 1, применяемой для измерения потерь в стали при помощи потенциометра (компенсатора) переменного тока, имеет следующий вид:

$$Ri + \omega_1 S \frac{dB}{dt} = u, \quad (1)$$

где  $R$  — полное активное сопротивление намагничивающей цепи;

$i$  и  $B$  — мгновенные значения намагничивающего тока и магнитной индукции;

$S$  — сечение сердечника;

$\omega_1$  — число витков намагничивающей обмотки;

$u$  — напряжение источника питания;

$$u = \sqrt{2} \cdot U \sin \omega t, \quad (2)$$

$$i = \sqrt{2} \sum_{n=1}^{\infty} I_n \sin(n\omega t - \varphi_n) \quad (3)$$

$$B = \sqrt{2} \sum_{n=1}^{\infty} B_n \sin(n\omega t - \psi_n). \quad (4)$$

Показано, что ферромагнитный сердечник, намагничиваемый переменным током, можно рассматривать как генератор токов повышенной частоты, мощность которых и определяет наряду с потерями в стали величину активной мощности, подводимой к сердечнику током основной волны, и сдвиг фаз между первыми гармониками напряженности поля и индукции в сердечнике. Это обстоятельство приводит к тому, что многие из обычно применяемых методов измерения и вычисления потерь в стали дают значительные погрешности. Указаны методы уточнения результатов измерения, позволяющие установить действительные значения потерь в стали.

Для всех гармоник выше первой

$$RI_n \sin(n\omega t - \varphi_n) + n\omega S B_n \cos(n\omega t - \psi_n)$$

следовательно, при

$$RI_n = n\omega S B_n$$

и

$$\varphi_n = \psi_n + \frac{\pi}{2}.$$

Потери в стали

$$P_c = Vf \int_0^{2\pi} H \frac{dB}{d\omega t} d\omega t,$$

где  $H$  и  $V$  — соответственно напряженность и объем сердечника:

$$H = \frac{\omega_1 i}{l}$$

и

$$V = Sl.$$

После подстановки значений  $H$  и  $V$  в соответствии с формулами (3), (4) и (8) находим, принимая во внимание соотношение (6), что

$$P_c = \omega \omega_1 S \left[ I_1 B_1 \cos\left(\psi_1 - \varphi_1 - \frac{\pi}{2}\right) - \sum_{n=2}^{\infty} n I_n B_n \right]$$

Отметим, что первая гармоника э. д. с., индуцируемой в обмотке  $\omega_1$ :

$$E_1 = \omega \omega_1 S B_1.$$

Поэтому, заменяя в (9) значения  $B_n$  через соответствия с формулой (5), находим:

$$E_1 I_1 \sin(\psi_1 - \varphi_1) = P_c + (I_2^2 + I_3^2 + \dots + I_n^2) R. \quad (10)$$

Формула (10) показывает, что сдвиг фаз между первыми гармониками индукции и напряженности поля ( $\psi_1 - \varphi_1$ ) или соответственно между первыми гармониками тока  $I_1$  и э. д. с.  $E_1$  ( $\psi_1 - \varphi_1 - \frac{\pi}{2}$ ) обусловлен не только потерями в стали, но и мощностью, выделяемой выш-

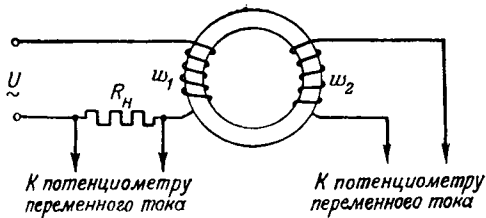


Рис. 1.

гармониками тока в активном сопротивлении намагничивающей цепи<sup>1</sup>.

Физическая сущность полученной формулы сводится к тому, что ферромагнитный сердечник с нелинейной кривой намагничивания можно рассматривать как генератор напряжения повышенной (кратных основной) частот. Энергия, доставляемая сердечнику током основной волны, расходуется не только на потери в сердечнике, но и на покрытие энергии повышенной частоты, выделяемой генератором в нагрузку (в сопротивлении  $R$ ).

Рассмотрим сначала компенсационные методы измерения потерь в стали, основанные на применении потенциометра переменного тока или мостовых схем. Такие методы находят широкое применение особенно в тех случаях, когда обычными методами измерения потерь мало годны, что имеет место, например, при малых размерах исследуемого сердечника, небольших значениях удельных потерь (например, пермаллой), при измерениях на повышенной частоте и т. п.

Компенсационные методы измерения позволяют, как известно, осуществить компенсацию измерения лишь первых гармоник тока и напряжения. В качестве индикатора степени компенсации измеряемой величины обычно применяют компенсационные гальванометры при работе на пропелленной частоте и настроенные на основную частоту, телефоны или электронные индикаторы при работе на повышенной частоте. Применение остро настроенных индикаторов нулевой точки обусловлено стремлением избежать уменьшения чувствительности схемы, наблюдающееся при работе остро настроенных индикаторов вследствие появления на их зажимах высших гармоник напряжения, которые не могут быть скомпенсированы.

Определение потерь в стали потенциометром переменного тока сводится к измерению первой гармоники э. д. с.  $E_2$ , индуцируемой во вторичной обмотке  $w_2$  сердечника, величины первой гармоники намагничивающего тока  $I_1$  и угла сдвиг фаз  $\varphi$  между ними. При этом потери можно вычисляются по формуле

$$P = E_2 I_1 \frac{w_1}{w_2} \cos \varphi. \quad (11)$$

так

$$E_2 \frac{w_1}{w_2} = E_1 \text{ и } \varphi = \psi_1 - \varphi_1 = \frac{\pi}{2},$$

этим свидетельствует хотя бы то обстоятельство, что даже при  $P_c = 0$   $\psi_1 - \varphi_1 \neq 0$ .

то потери, определяемые по формуле (11), в точности совпадают по величине с правой частью формулы (10):

$$P = P_c + (I_2^2 + I_3^2 + \dots + I_n^2 + \dots) R. \quad (12)$$

Таким образом, потери, вычисленные по формуле (11), завышенные. Второй член в правой части формулы (12) часто является источником значительных ошибок.

Рассмотрим некоторые примеры.

Для одного из типов железоникелевых сплавов толщиной 0,1 мм отношение потерь в сердечнике к реактивной мощности при частоте 50 гц и синусоидальной индукции в 6000 гс равно 0,02. При этом эффективное значение высших гармоник намагничивающего тока примерно равно эффективному значению первой гармоники:

$$I_1 \approx \sqrt{I_3^2 + I_5^2 + I_7^2 + \dots}$$

Допустим, что при измерении потерь в стали по схеме рис. 1 сопротивление намагничивающей цепи  $R$  настолько мало, что эффективное значение падения напряжения высших гармоник на этом сопротивлении составляет лишь 1% от первой гармоники э. д. с.  $E_1$ , индуцируемой в первичной обмотке сердечника:

$$R \sqrt{I_3^2 + I_5^2 + I_7^2 + \dots} = 0,01 E_1.$$

Очевидно, что такое небольшое сопротивление намагничивающей цепи не может вызывать сколько-нибудь заметного искажения формы кривой магнитной индукции. Отношение третьей гармоники индукции к первой гармонике будет не больше 0,0033. Относительная величина более высоких гармоник значительно меньше.

Вместе с тем для значения потерь в стали, определяемого по формуле (12), имеем:

$$P = P_c + 0,01 E_1 I_1 = 1,5 P_c,$$

где действительное значение потерь в стали

$$P_c = 0,02 E_1 I_1.$$

Если не вводить поправку на мощность, выделяемую высшими гармониками в сопротивлении намагничивающей цепи  $R$ , то погрешность измерения в рассматриваемом случае составляет +50%.

Когда потери в стали измеряются при одновременном намагничивании сердечника постоянным и переменным магнитными полями, тогда погрешность измерения еще больше. Это объясняется тем, что реактивная мощность сердечника растет быстрее, чем потери при увеличении постоянной составляющей поля, а также тем, что в намагничивающей цепи появляются наряду с нечетными также и четные гармоники тока.

Неправильно было бы думать, что такие погрешности могут возникать только при измерении потерь в железоникелевых сплавах. Например, при измерении потерь в трансформаторной

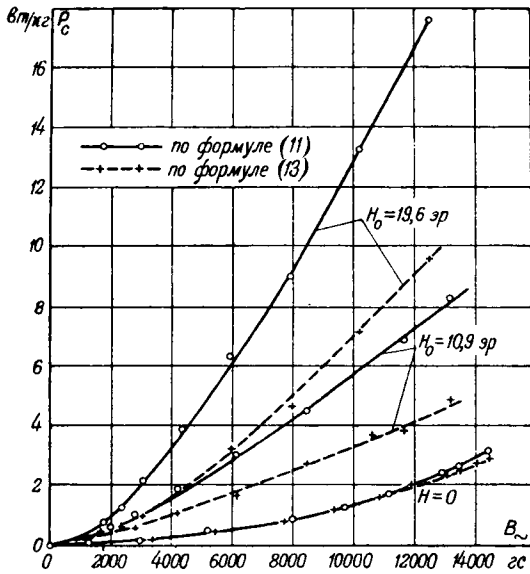


Рис. 2.

стали Э4А по схеме рис. 1 величина  $R$  была такова, что при  $B_{\text{макс}} = 14\,400$  гс и  $f = 50$  гц

$$R \sqrt{I_3^2 + I_5^2 + I_7^2 + \dots} \ll 0,005 E_1.$$

Тем не менее погрешность определения потерь в стали по формуле (11) превышала 8%. Не изменяя сопротивления  $R$ , которое определялось как сумма сопротивления намагничивающей обмотки  $w_1$  и нормального сопротивления  $R_n$ , были произведены измерения потерь в стали при наличии постоянного подмагничивающего поля  $H_0$ .

Как уже указывалось, погрешность измерения, если потери в стали вычисляются по формуле (11), возрастает с увеличением  $H_0$ . На рис. 2 приведены значения потерь в стали, вычисленные по формуле (11), и значения потерь после взведения поправки на потери от высших гармоник в сопротивлении  $R$  (пунктирные кривые). При  $H_0 = 19,6$  эр значения потерь, вычисленные по формуле (11), примерно вдвое превышают действительные потери в стали.

Приведенные примеры показывают, что, применяя компенсатор переменного тока для измерения потерь в стали, необходимо с целью получения точных результатов вычислять потери в стали по формуле

$$P_c = E_2 I_1 \frac{w_1}{w_2} \cos \varphi - (I^2 - I_1^2) R, \quad (13)$$

где  $I$  — эффективное значение намагничивающего тока.

Перейдем теперь к рассмотрению мостовой схемы рис. 3. После уравнивания моста потери в стали обычно вычисляют по формуле

$$P_c = (r_x - r) I^2, \quad (14)$$

где  $r$  — активное сопротивление в плече  $ac$  моста, определяемое как сумма регулируемого сопротивления и сопротивления намагничивающей обмотки;

$I$  — эффективное значение тока в этой обмотке;

$$r_x = \frac{r_a}{r_b} r_n.$$

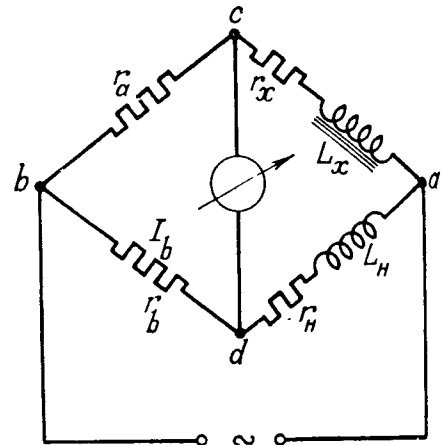


Рис. 3.

Допустим, что при равновесии моста вы гармоника тока не могут проходить через гонали моста, в котором включен индикатора или наличия соответствующего фильтра последовательно с ним. Также преегаем внутренним сопротивлением источника ременного тока. Тогда для потерь в сталлучаем формулу, аналогичную (10):

$$P_c = E_1 I_1 \sin(\psi_1 - \varphi_1) - (I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r).$$

При равновесии моста для первых гар напряжений в контуре  $acb$  получаем, исходя формул (1) и (4):

$$U \sin \omega t = (r_a + r) I_1 \sin(\omega t - \varphi_1) + E_1 \cos(\omega t);$$

Подставляя значение

$$\omega t = \varphi_1 - \frac{\pi}{2},$$

находим:

$$E_1 \sin(\psi_1 - \varphi_1) = U \cos \varphi_1 - (r_a + r) I_1.$$

Для контура  $adb$  моста имеем:

$$U \sin \omega t = (r_b + r_n) I_b \sin(\omega t - \varphi_b) + \omega L_n I_b \cos(\omega t - \varphi_b).$$

При равновесии моста

$$r_b I_b \sin(\omega t - \varphi_b) = r_a I_1 \sin(\omega t - \varphi_1).$$

Следовательно,

$$r_b I_b = r_a I_1 \text{ и } \varphi_b = \varphi_1.$$

Поэтому, подставляя в формулу (17) зние

$$\omega t = \varphi_b - \frac{\pi}{2} = \varphi_1 - \frac{\pi}{2},$$

находим:

$$U \cos \varphi_1 = (r_b + r_n) I_b = \left( r_a + \frac{r_a}{r_b} r_n \right) I_1.$$

Из (16) и (18) получаем:

$$E_1 \sin(\psi_1 - \varphi_1) = \left( \frac{r_a}{r_b} r_n - r \right) I_1 = (r_x - r) I_1$$

Подставляя это выражение в формулу (15), находим для потерь в стали

$$P_c = (r_x - r) I_1^2 - (I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r) = (r_x - r) I^2 - (I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r_x). \quad (19)$$

Сравнивая формулы (14) и (19), мы видим, что значения потерь в стали, определяемые по формуле (14), превышают действительные потери величину

$$\Delta P = (I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r_x). \quad (20)$$

Даже при относительно слабых искажениях формы кривой намагничивающего тока погрешность при определении потерь в стали по формуле (14)

$$\gamma = \frac{\Delta P}{P_c} = \frac{(I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r_x)}{I^2(r_x - r) - (I_2^2 + I_3^2 + I_4^2 + \dots)(r_a + r_x)}$$

может достигать больших значений, так как обычно  $(r_a + r_x) \gg (r_x - r)$ . Поэтому следует, как правило, рекомендовать применение формулы (19) для вычисления потерь в стали<sup>2</sup>. Измерение эффективного значения намагничивающего тока может быть произведено обычно применяемым в этой цели прибором (например, термоэлектрическим прибором и т. п.). Значение первой гармоники намагничивающего тока может быть вычислено по формуле

$$I_1 = I_b \frac{r_b}{r_a}$$

$I_b$  может быть измерен прибором переменного тока любой системы. Для исключения погрешности, которая может быть вызвана появлением в токе  $I_b$  высших гармоник, проходящих через индикатор нуля, целесообразно перед изменением значения тока  $I_b$ , соответствующего установившемуся равновесию моста, разомкнуть измерительную диагональ.

Очевидно, что и другие методы определения потерь в стали, основанные на непосредственном или косвенном измерении угла сдвига фаз между двумя гармониками э. д. с., индуцируемой обмотке на исследуемом сердечнике, и токе обмотки, могут дать значительные погрешности, если не будет введена поправка на мощность, выделяемую высшими гармониками тока в сопротивление намагничивающей цепи. Это относится, например, к измерению потерь в стали приборами типа феррометра и методом трех напряжений.

Приведем еще один пример, показывающий, что только существенно всегда принимать во внимание при измерении потерь в стали, что величина активной мощности, подводимой к серд-

Если высшие гармоники тока могут протекать через измерительную диагональ моста, то выражение для  $\Delta P$  только изменится. Однако  $\Delta P$  попрежнему будет равна мощности, выделяемой высшими гармониками тока в активные сопротивления моста.

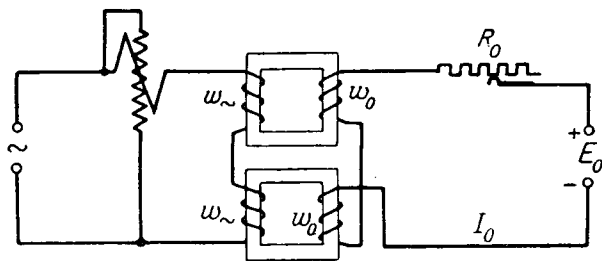


Рис. 4.

дечнику, определяется не только потерями в стали, но и мощностью высших гармоник, генерируемых сердечником.

На рис. 4 приведена схема, часто применяемая для измерения потерь в стали при наличии подмагничивающего поля постоянного тока. Применение двух сердечников, обмотки постоянного тока  $\omega_0$  которых включаются навстречу по отношению к обмоткам переменного тока  $\omega$ , позволяет избежать появления тока основной волны в цепи постоянного тока. Однако, как известно, в этой цепи появляются четные гармоники тока. Поэтому, как и следовало бы ожидать, показание ваттметра зависит от величины активного сопротивления  $R_0$  в цепи постоянного тока. Характер этой зависимости при неизменных значениях переменного напряжения и постоянного тока  $I_0$  (напряжение постоянного тока  $E_0$  увеличивалось пропорционально  $R_0$ ) показан на рис. 5. Вначале увеличение  $R_0$  сопровождается возрастанием э. д. с. удвоенной частоты, индуцируемой в обмотках  $\omega_0$ , и ток удвоенной частоты мало изменяется. Это соответствует увеличению показаний ваттметра. При определенном значении  $R_0$  э. д. с. удвоенной частоты достигает максимально возможного значения при заданном  $I_0$ . Поэтому, начиная с некоторого значения, дальнейшее увеличение  $R_0$  вызывает уменьшение мощности удвоенной частоты, выделяемой в цепи

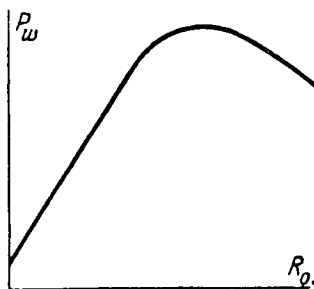


Рис. 5.

постоянного тока, и соответствующее снижение показаний ваттметра.

С целью уменьшения зависимости показаний ваттметра от активного сопротивления в цепи постоянного тока целесообразно шунтировать обмотки постоянного тока большой емкостью, через которую могут замыкаться четные гармоники, или же применять параллельное соединение

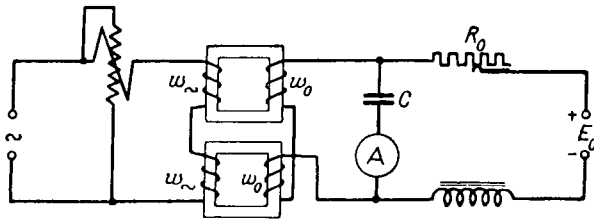


Рис. 6.

обмоток переменного тока. В последнем случае четные гармоники тока могут протекать лишь по контуру, образуемому параллельно соединенными обмотками переменного тока. Можно также поместить на сердечниках дополнительные обмотки, соединяемые аналогично обмоткам постоянного тока и замыкаемые накоротко. По этим обмоткам будут протекать четные гармоники тока.

Однако и такие включения не всегда исключают необходимость введения поправки на активную мощность, выделяемую током удвоенной частоты в обмотках сердечников. Величина этой поправки легче всего определяется, если отделить четные гармоники тока от нечетных, что

позволяет измерять их эффективное значение обычными приборами. Одна из возможных измерений приведена на рис. 6. Потери в вычисляются по формуле

$$P_c = P_w - I_2^2 R,$$

где  $P_w$  — показание ваттметра с поправкой потери в его последовательной обмотке и в намагничивающих обмотках сердечника;

$I_2$  — эффективное значение четных гармоник тока, измеряемое прибором А;

$R$  — активное сопротивление обмотки и прибора А.

В заключение отметим, что при измерении потерь в сегнетоэлектриках и в нелинейных активных сопротивлениях на переменном токе также необходимо принимать во внимание мощность, подводимая к нелинейному элементу основной волны, определяется как сумма потерь в этом элементе и мощности высших гармоник генерируемых элементом.

[27]



## Опытное определение динамических характеристик и конструктивных параметров приборов магнитоэлектрической системы

Кандидат техн. наук, доц. Р. Р. ХАРЧЕНКО

Московский энергетический институт им. Молотова

При конструировании, испытании и применении измерительных приборов возникает необходимость опытным путем находить период собственных колебаний и степень успокоения подвижной системы. Знание указанных величин при известной чувствительности позволяет рассчитать поведение прибора в любом динамическом режиме. В некоторых задачах требуется находить и конструктивные параметры прибора: момент инерции подвижной системы  $J$ , коэффициент успокоения  $P$ , удельный вращающий и удельный противодействующий моменты  $\mathcal{M}$  и  $\mathcal{W}$ . Вопрос этот в специальной литературе по приборостроению мало исследован.

Настоящая работа посвящена теоретическим основам испытания магнитоэлектрических приборов с линейной подвижной системой, причем под прибором понимается измеритель вместе с относящейся к нему внутренней схемой, а испытание производится без разборки измеритель-

*Ставится задача опытного определения динамических характеристик и конструктивных параметров у приборов магнитоэлектрической системы. На основе общей теории преобразователей выводятся уравнения частотной характеристики, переходной функции и электрической модели прибора. По ним даются теоретическое обоснование и опытная проверка методов испытания трех групп приборов: а) стрелочных приборов на кернах; б) гальванометров; в) вибраторов осциллографа.*

ного механизма. Следовательно, какие бы предложения относительно возможных методов мы ни делали, все они принципиально должны опираться на анализ соотношений между входными и выходными величинами при различных

режимах движения подвижной системы прибора. Таких соотношений можно установить много из них должны быть выбраны те, которые имеют несложные функциональные связи с динамическими характеристиками и которые находятся посредством опыта сравнительно просто. Названным требованиям удовлетворяют следующие соотношения, выражающие: а) частотную характеристику прибора; б) переходную функцию; в) баллистическую чувствительность; г) электрическую схему замещения прибора. Проще всего эти соотношения получаются из теории преобразователей [Л. 1].

Рассмотрим двусторонний линейный преобразователь, у которого входными и выходными величинами являются обобщенная сила и об-

ная скорость, изменяющиеся по закону сил. За положительное направление сил и скоростей обычно выбирают такое, при котором лгия сообщается преобразователю извне. При и условия соотношения между обобщенными ами  $\dot{X}_1, \dot{X}_2$  и обобщенными скоростями  $\dot{Y}_1, \dot{Y}_2$  ажаются следующей системой уравнений:

$$\dot{X}_1 = Z_1 \dot{Y}_1 + K_{12} \dot{Y}_2, \quad (1)$$

$$\dot{X}_2 = Z_2 \dot{Y}_2 + K_{21} \dot{Y}_1. \quad (2)$$

Здесь  $Z_1, Z_2$  — собственные сопротивления преобразователя со стороны 1 и со стороны 2, определяемые согласно (1) и (2) формулами

$$Z_1 = \left. \frac{\dot{X}_1}{\dot{Y}_1} \right|_{\dot{Y}_2=0}, \quad Z_2 = \left. \frac{\dot{X}_2}{\dot{Y}_2} \right|_{\dot{Y}_1=0};$$

$K_{21}$  — коэффициенты связи сторон преобразователя, определяемые согласно (1) и (2) формулами

$$K_{12} = \left. \frac{\dot{X}_1}{\dot{Y}_2} \right|_{\dot{Y}_1=0}, \quad K_{21} = \left. \frac{\dot{X}_2}{\dot{Y}_1} \right|_{\dot{Y}_2=0}.$$

В большинстве преобразователей, в частности тех, которые мы будем ниже анализировать, энергия с одной стороны поступает от внешнего источника, с другой — отдается нагрузке  $Z_n$ . Поэтому уравнения (1) и (2) преобразователя следует переписать так:

$$\dot{X}_1 = Z_1 \dot{Y}_1 - K_{12} \dot{Y}_2, \quad (3)$$

$$0 = -(Z_2 + Z_n) \dot{Y}_2 + K_{21} \dot{Y}_1. \quad (4)$$

Отсюда сразу находятся выражения чувствительности и входного сопротивления. Чувствительность преобразователя, которую определим как отношение скорости на выходе к скорости на входе, получим из (4):

$$S = \frac{\dot{Y}_2}{\dot{Y}_1} = \frac{K_{21}}{Z_2 + Z_n}. \quad (5)$$

Входное сопротивление со стороны 1 найдем, подставив (3) на  $\dot{Y}_1$ :

$$Z_{11} = \frac{\dot{X}_1}{\dot{Y}_1} = Z_1 - K_{12} S = Z_1 - \frac{K_{12} K_{21}}{Z_2 + Z_n}. \quad (6)$$

Теперь перейдем от обобщенного преобразователя к конкретным преобразователям, из которых состоит прибор.

Основная часть прибора (исключая рамку измерителя) представляет собой пассивный электрический четырехполюсник, который может быть замещен эквивалентной Т-образной схемой. Такая замена, конечно, осуществима лишь в том случае, когда все элементы схемы прибора являются пассивными и являются безреактивными сопротивлениями.

Представим себе, что прибор состоит из узлов I и II (см. таблицу). Узел I содержит два элемента Т-образной схемы замещения, а элемент  $R$  включает в себя также и

внутреннее сопротивление источника питания; узел II содержит один элемент схемы замещения, который вместе с рамкой имеет сопротивление  $r$ . Первый узел является чисто электрическим преобразователем, а второй — электромеханическим. Входное сопротивление узла II является нагрузкой узла I. Характеристики обоих узлов прибора могут быть сразу написаны с помощью уравнений обобщенного преобразователя (3) и (4).

В дальнейшем приняты следующие обозначения.

Динамические характеристики прибора:

$$\beta_0 = \frac{P_0}{2\sqrt{JW}} \text{ — степень успокоения измерителя в разомкнутой цепи при успокоении } P_0;$$

$$\beta = \frac{P}{2\sqrt{JW}} \text{ — степень успокоения измерителя в замкнутой цепи при успокоении } P = P_0 + P_{cx};$$

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{W}{J}} \text{ — круговая частота собственных колебаний подвижной системы при отсутствии успокоения;}$$

$$\omega'_0 = \omega_0 \sqrt{1 - \beta_0^2} \text{ — круговая частота свободных колебаний подвижной системы в разомкнутой цепи при успокоении } P_0.$$

Механическое сопротивление колебательному движению подвижной системы:

а) при разомкнутой цепи измерителя

$$M_0 = P_0 + j\left(\omega J - \frac{W}{\omega}\right); \quad (7)$$

б) в схеме с замкнутым входом узла I

$$M_{cx} = P_{cx} + M_0 = \frac{\Psi^2}{r + R_{cx}} + M_0, \quad (8)$$

где  $R_{cx} = \frac{r_{uu} R}{r_{uu} + R}$  — сопротивление узла I со стороны измерителя;

в) в схеме с разомкнутым входом узла I

$$M'_{cx} = P'_{cx} + M_0 = \frac{\Psi^2}{r + r_{uu}} + M_0. \quad (9)$$

Последнее выражение может характеризовать и схему с замкнутым входом узла I, если внутреннее сопротивление источника велико.

Характеристика схемы. Коэффициент усиления измерителя

$$n = \left. \frac{I_2}{I_1} \right|_{\omega=0} = \frac{r_{uu}}{r_{uu} + r}. \quad (10)$$

Характеристики движения (при синусоидальном токе):  $\dot{D}$  — комплексная амплитуда вращающего момента;  $\dot{A}$  — комплексная амплитуда углового перемещения подвижной системы;  $\dot{V} = j\omega \dot{A}$  — комплексная амплитуда угловой скорости.



Важнейшие характеристики двух узлов прибора приведены в таблице.

У испытуемого прибора можно непосредственно наблюдать, измерять или фотографировать следующие величины: на выходе — перемещение указателя, на входе — напряжение и ток. Составим возможные отношения комплексных амплитуд этих величин и получим определяющие формулы для:

чувствительности прибора по переменному току

$$\dot{S}_i = \frac{\dot{A}}{\dot{I}_1}, \quad (15)$$

чувствительности по напряжению

$$\dot{S}_u = \frac{\dot{A}}{\dot{U}_1},$$

входного сопротивления

$$Z_{вх} = \frac{\dot{U}_1}{\dot{I}_1}.$$

Все они имеют смысл и значение частотных характеристик, так как определяемые ими величины зависят при заданных конструктивных параметрах прибора только от частоты. Очевидно

$$\dot{S}_{i(\omega=0)} = S_i \text{ и } \dot{S}_{u(\omega=0)} = S_u,$$

### Характеристики узлов прибора

Величины	Обобщенный двусторонний преобразователь	Узлы прибора	
		Узел I. Электрический четырехполюсник	Узел II. Магнитоэлектрический измеритель
Обобщенные силы Обобщенные скорости	$\dot{X}_1; \dot{Y}_2; Z_n$ $\dot{Y}_1; \dot{Y}_2$	$\dot{U}_1; \dot{U}_2$ $\dot{I}_1; \dot{I}_2$	$\dot{U}_2; \dot{D}$ $\dot{I}_2; \dot{V}$
Собственные сопротивления Со стороны 1	$Z_1 = \frac{\dot{X}_1}{\dot{Y}_1} \Big _{\dot{Y}_2=0}$	$Z_1 = R + r_{ш}$	$Z_1 = r$ (при неподвижной раме)
Со стороны 2	$Z_2 = \frac{\dot{X}_2}{\dot{Y}_2} \Big _{\dot{Y}_1=0}$	$Z_2 = r_{ш}$	$Z_2 = \frac{\dot{D}}{\dot{V}} = M_0$ (при разомкнутой цепи)
Коэффициент связи сторон	$K_{12} = \frac{\dot{X}_1}{\dot{Y}_2} \Big _{\dot{Y}_1=0}$ $K_{21} = \frac{\dot{X}_2}{\dot{Y}_1} \Big _{\dot{Y}_2=0}$	$K_{12} = r_{ш}$ $K_{21} = r_{ш}$	$K_{12} = -\Psi$ $K_{21} = \Psi$
Чувствительность (или комплексный коэффициент передачи)	$S = \frac{\dot{Y}_2}{\dot{Y}_1} = \frac{K_{21}}{Z_2 + Z_n} \quad (5)$	$S_1 = \frac{\dot{I}_2}{\dot{I}_1} = \frac{r_{ш}}{r_{ш} + Z_n} \quad (11)$ $Z_n$ определяется формулой (14)	$S_{II} = \frac{\dot{V}}{\dot{I}_2} = \frac{\Psi}{M_0}$ (обычно $Z_n = M_0$ ) Если выходной величиной является перемещение $\dot{A} = \frac{\dot{V}}{j\omega}$ $S'_{II} = \frac{\dot{A}}{\dot{I}_2} = \frac{\Psi}{j\omega M_0}$
Входное сопротивление со стороны I	$(Z_{11}) = Z_1 - \frac{K_{12} K_{21}}{Z_2 + Z_n} \quad (6)$	$(Z_{11})_I = R + r_{ш} - \frac{r_{ш}^2}{r_{ш} + Z_n} \quad (13)$ $Z_n$ определяется формулой (14)	$(Z_{11})_{II} = r + \frac{\Psi^2}{M_0}$ Это сопротивление представляет собой нагрузку для узла

$S_i$  и  $S_u$  — чувствительности в обычном смысле, т. е. при постоянном токе.

В таблице у нас имеются выражения частотных характеристик для отдельных узлов прибора. По ним мы легко найдем соответствующие выражения для прибора в целом.

Чувствительность прибора по току на основании (11), (12), (14) (таблица), (10) и (9) будет:

$$\begin{aligned} \dot{S}_i &= S_i S_{II} = \frac{r_{II}}{r_{II} + r + \frac{\Psi^2}{M_0}} \cdot \frac{\Psi}{j\omega M_0} = \\ &= \frac{n\Psi}{\left(1 + \frac{P_{cx}}{M_0}\right) j\omega M_0} = \frac{n\Psi}{j\omega M_{cx}}. \end{aligned} \quad (18)$$

Заметим, что, кроме (15), теоретический и практический интерес представляет еще определение чувствительности прибора по току в виде:

$$\dot{S}_{i(II)}^* = \frac{\dot{A}}{I_{II}}, \quad (19)$$

$I_{II}$  — составляющая тока во входной цепи прибора, обусловленная только действием внешнего источника.

Выражение чувствительности этого вида несколько отличается от (18). Действительно, на основании (12) можно записать  $j\omega M_0 \dot{A} = \Psi I_2$ . Принимая здесь ток  $I_2$  двумя его составляющими (от действия внешнего источника и от действия э. д. с. измерителя), найдем

$$j\omega M_0 \dot{A} = \Psi \left( nI_{II} - \frac{\Psi j\omega \dot{A}}{r + R_{cx}} \right)$$

$j\omega \dot{A} (M_0 + P_{cx}) = n\Psi I_{II}$ , откуда с учетом

$$\dot{S}_{i(II)}^* = \frac{n\Psi}{j\omega M_{cx}}. \quad (20)$$

При испытании приборов надо выбирать (18) и (20) в зависимости от способа измерения тока во входной цепи.

В одноконтурной схеме при  $n=1$ ;  $r_{II} = \infty$  будет:

$$\dot{S}_i = \frac{\Psi}{j\omega M_0}, \quad (21)$$

которая совпадает с выражением (12), и

$$\dot{S}_{i(II)}^* = \frac{\Psi}{j\omega \left( \frac{\Psi^2}{r+R} + M_0 \right)}. \quad (22)$$

Выразим теперь величины  $\dot{S}_i$  и  $\dot{S}_{i(II)}^*$  в функциях динамических характеристик прибора.

Развернутая запись (18) и (20) дает:

$$\begin{aligned} \dot{S}_i & \left. \right\} = \frac{n\Psi}{j\omega P + (W - \omega^2 J)}, \end{aligned} \quad (23)$$

на основании ранее сделанных определений  $\Psi^2$  и  $P_{cx} + P_0$  для  $\dot{S}_i$  и  $P = \frac{\Psi^2}{r + \frac{Rr_{II}}{R+r_{II}}} +$

для  $\dot{S}_{i(II)}^*$ .

Разделив числитель и знаменатель (23) на  $W$  и обозначив  $\frac{\omega}{\omega_0} = k$  (относительная частота), получим:

$$\begin{aligned} \dot{S}_i & \left. \right\} = \frac{n\Psi}{W} \cdot \frac{1}{(1-k^2) + j2\beta k} = S_i^*. \end{aligned} \quad (24)$$

Модуль комплексного числа  $S_i^*$  представляет собой динамическую восприимчивость прибора.

Зависимость  $\nu = f(k)$  при параметре  $\beta$  дает общеизвестное типовое семейство безразмерных амплитудных характеристик (рис. 1), играющих важную роль при оценке динамических свойств любого прибора магнитоэлектрической системы.

Следующей частотной характеристикой прибора (17) является входное сопротивление на переменном токе  $Z_{вх}$ .

На основании (13) и (14)

$$Z_{вх} = R + r_{II} - \frac{r_{II}^2}{r_{II} + r + \frac{\Psi^2}{M_0}}. \quad (25)$$

При отсутствии движения подвижной системы ( $\omega = 0$ )

$$M_0 = P_0 + j \left( \omega J - \frac{W}{\omega} \right) = \infty$$

и  $Z_{вх}$  превращается во входное сопротивление на постоянном токе

$$R_0 = R + r_{II} - \frac{r_{II}^2}{r_{II} + r}. \quad (26)$$

Разница между  $Z_{вх}$  и  $R_0$  может быть названа эквивалентным сопротивлением реакции прибора или сопротивлением, внесенным движением ( $Z_w$ ).

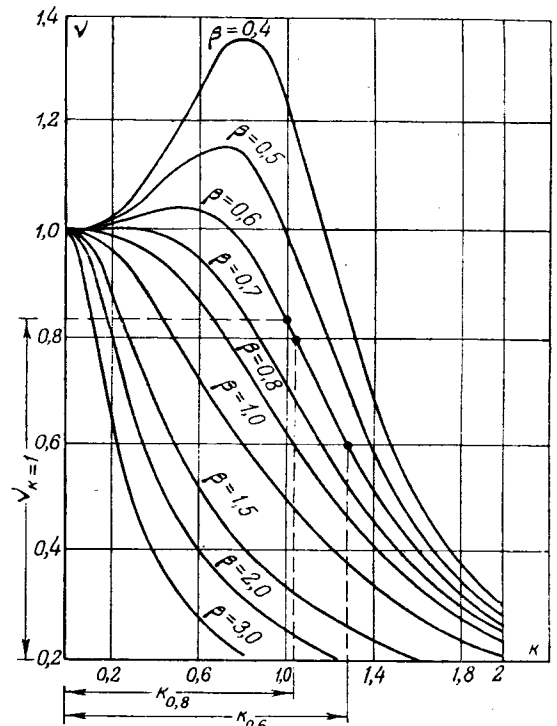


Рис. 1. Семейство кривых динамической восприимчивости прибора.

В соответствии с (25) и (26)

$$Z_{\omega} = \frac{r_{ш}^2}{r_{ш} + r} - \frac{r_{ш}^2}{r_{ш} + r + \frac{\Psi^2}{M_0}}$$

После элементарных преобразований этого выражения с учетом (9) и (10) получим окончательно

$$Z_{\omega} = \frac{n^2 \Psi^2}{M_{cx}} \quad (27)$$

Итак, входное сопротивление прибора на переменном токе

$$Z_{вх} = R_0 + \frac{n^2 \Psi^2}{M_{cx}} \quad (28)$$

Третья частотная характеристика прибора, а именно (16), может быть получена из первых двух.

Действительно,

$$\dot{S}_u^* = \frac{\dot{A}}{U_1} \cdot \frac{i_1}{I_1} = \frac{\dot{S}_i^*}{Z_{вх}} \quad (29)$$

От частотных характеристик легко перейти к соответствующим переходным функциям. Для этого, как известно, надо в развернутом выражении частотной характеристики осуществить замену  $j\omega = p$ , где  $p$  — лапласов оператор. Тогда частотная характеристика превращается в изображение переходной функции (по Лапласу-Карсону). Например, взяв частотную характеристику  $\dot{S}_{i(t)}^*$ , которая по определению дает связь между перемещением указателя и составляющей тока от источника во входной цепи прибора

$$\dot{A} = \dot{S}_{i(t)}^* i_{1H} \quad (30)$$

можно сразу написать:

$$\alpha(p) = \left[ \dot{S}_{i(t)}^* \right]_{j\omega=p} I_{1H}$$

или на основании (20), (7) и (8)

$$\alpha(p) = \frac{n\Psi I_{1H}}{p^2 J + pP + W} \quad (31)$$

Переменная  $\alpha(t)$ , соответствующая (31), выражается обычно в двух формах: либо через конструктивные параметры, либо через динамические характеристики прибора [Л. 2]. Мы выберем и запишем (для  $\beta < 1$ ) последнюю форму, а именно:

$$\alpha = \alpha_c \left[ 1 - \frac{1}{\sin \Theta} e^{-\beta \omega_0 t} \sin(\omega_0 \sqrt{1 - \beta^2} t + \Theta) \right], \quad (32)$$

где  $\alpha_c$  — установившееся отклонение,

$$\Theta = \arctg \frac{\sqrt{1 - \beta^2}}{\beta}$$

Рассмотрим теперь электрическую схему замещения прибора, причем под электрической схемой замещения будем понимать такой двухполюсник, который в электрической цепи ведет себя во всех режимах так же, как и замещаемый прибор.

Схема замещения, показанная на рис. 2, составлена по выражению входного сопротивления прибора на переменном токе (28), (9) и имеет очень простую конфигурацию.

Сопротивление узла, обведенного пунктиром при значениях параметров

$$\frac{1}{R_3} = \frac{P'}{n^2 \Psi^2}; \quad \frac{1}{L} = \frac{W}{n^2 \Psi^2};$$

$$C = \frac{J}{n^2 \Psi^2}$$

равняется эквивалентному сопротивлению цепи прибора (27):

$$Z_{\omega} = \frac{1}{\frac{1}{R_3} + j\omega C - j\frac{1}{\omega L}} =$$

$$= \frac{n^2 \Psi^2}{P'_{cx} + P_0 + j\omega J - j\frac{W}{\omega}} = \frac{n^2 \Psi^2}{M_{cx}}$$

Отметим еще известное соотношение между баллистической и токовой чувствительностью прибора [Л. 3]

$$S_Q = S_i \omega_0 K_{\beta},$$

где  $K_{\beta}$  — функция степени успокоения;

$$\text{для } \beta < 1 \quad K_{\beta} = e^{-\frac{\Theta}{\arctg \beta}}; \quad \Theta = \arctg \frac{\sqrt{1 - \beta^2}}{\beta}$$

Таким образом, мы имеем 4 вида связей между искомыми величинами ( $\beta$ ,  $\omega_0$  или  $\Psi$ ,  $W$ ,  $P$ ): 1 — через частотную характеристику (24); 2 — через переходную функцию (32); 3 — через параметры электрической схемы замещения (33); 4 — через соотношение между баллистической и токовой чувствительностью прибора (3).

Покажем, какую группу искоемых величин позволяет принципиально определить каждый из этих видов связей: группу динамических характеристик ( $\beta$ ,  $\omega_0$ ) или группу конструктивных параметров ( $\Psi$ ,  $W$ ,  $J$ ,  $P$ ).

Назовем приборы, у которых все конструктивные параметры пропорциональны, подобными. У них будут одинаковыми:

$$S_i = \frac{\Psi}{W}; \quad \omega_0 = \sqrt{\frac{W}{J}}; \quad \beta = \frac{P}{2\sqrt{JW}}$$

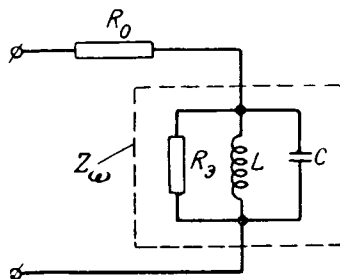


Рис. 2. Электрическая схема замещения прибора.

Объясняется это тем, что коэффициент пропорциональности (подобия) конструктивных параметров входит с одинаковым показателем степени и в числитель и в знаменатель формул (36). очевидно, что у подобных приборов частотные характеристики и переходные функции тождественны, так как те и другие полностью определяются величинами  $S_i$ ;  $\omega_0$  и  $\beta$ . Отсюда следует, что по известной частотной характеристике или переходной функции можно найти множество подобных приборов, а для того чтобы выделить конкретный, необходимо дополнительно указать еще один его конструктивный параметр.

В этом смысле электрическая схема замещения (с известными данными) более универсальна и позволяет определить конструктивные параметры прибора. Действительно, для нахождения трех неизвестных мы располагаем здесь четырьмя уравнениями, которыми являются выражения элементов схемы замещения (33) и выражения чувствительности прибора (36). Что касается отношения баллистической чувствительности к токовой, то оно, входя в одно уравнение, остается неизвестными  $\omega_0$  и  $\beta$  (35), самостоятельного значения не имеет.

Установленные соотношения позволяют обосновать следующие методы испытания приборов.

**Частотная характеристика  $S_i$ .** Для того чтобы узнать комплексную частотную характеристику прибора, необходимо иметь генератор синусоидального тока с частотомером и устройство измерения фазного угла между кривыми  $i$  и  $u$ . Амплитуду колебаний  $A$  показывает сам прибор. При опыте задается вынужденная частота  $f$  и измеряются  $I$ ,  $A$ ,  $\varphi$  (одна точка референса), затем подсчитывается  $S_i = \frac{A}{S I} = \nu$ .

Согласно (24) можно написать:

$$\left. \begin{aligned} \nu &= \frac{1}{\sqrt{(1-k^2)^2 + (2\beta k)^2}}; \\ \varphi &= \arctg \frac{2\beta k}{1-k^2}, \text{ где } k = \frac{f}{f_0}. \end{aligned} \right\} (37)$$

В данной системе известными теперь будут искомыми  $\beta$  и  $k$ . Поэтому ее следует изменить так, чтобы искомые  $\beta$  и  $k$  были бы в функции измеренных  $\nu$  и  $\varphi$ ; лучше последние зависимости изобразить номограммой.

Этот метод дает возможность находить  $\omega_0$  и  $\beta$  в одной точке комплексной частотной характеристики прибора.

Эту же задачу можно решить проще: можно найти  $\omega_0$  и  $\beta$  по отрезку только амплитудно-частотной характеристики  $\nu = \Phi(f)$  (без измерения углов).

Этот метод, предложенный Шерингом заключается в следующем.

В одном чертеже с полученной кривой  $\nu = \Phi(f)$  строят еще вспомогательную кривую  $\nu = \Phi_1(f)$ , причем масштабная сетка по оси  $f$  должна быть общей. Вспомогательная

кривая имеет максимум при значении  $f = f_0$ ; это видно из ее уравнения, которое мы получим, умножив обе части выражения динамической восприимчивости (37) на  $k = \frac{f}{f_0}$ :

$$\nu f = \frac{f_0}{\sqrt{\left(\frac{1}{k} - k\right)^2 + (2\beta)^2}}. \quad (38)$$

Ясно, что максимум величины  $\nu f$  будет при значении  $k = 1$ , когда первый член в подкоренном выражении (38) обращается в нуль.

Следовательно, по максимуму вспомогательной кривой  $\nu f = \Phi_1(f)$  непосредственно на графике и находится искомая  $f_0$ .

Затем надо на первоначальной кривой  $\nu = \Phi(f)$  определить значение  $\nu$ , соответствующее найденной  $f_0$ ; мы обозначим это значение  $\nu_{k=1}$ .

Подстановка в (38)  $k = 1$  и  $\nu = \nu_{k=1}$  дает:

$$\beta = \frac{1}{2\nu_{k=1}}. \quad (39)$$

Так находится вторая искомая величина.

Описанный метод имеет две особенности:

1) он требует, чтобы при снятии частотной характеристики обязательно была пройдена резонансная частота  $f_0$ ;

2) при значениях  $\beta > 0,8$  максимум кривой  $\nu f$  получается очень пологим, и тем в большей мере, чем больше  $\beta$ ; поэтому величина  $f_0$  фиксируется недостаточно достоверно; это отражается также и на точности определения  $\beta$ .

Второй метод, предложенный автором и названный им методом вписывания амплитудно-частотной характеристики в типовое семейство, заключается в следующем.

Кривая  $\nu = \Phi(f)$  и типовое семейство безразмерных частотных характеристик (рис. 1), построенное по уравнению (37), имеют общую зависимость переменную  $\nu$ . Представим себе, что у них выбран и фиксирован одинаковый масштаб ординат, а масштаб абсцисс у кривой  $\nu = \Phi(f)$  постепенно изменяется. Тогда изображение этой кривой будет как бы сжиматься или растягиваться. При некотором значении масштаба она совпадет с одной из кривых типового семейства (впишется в семейство), что сразу определит искомые  $\beta$  и  $f_0$ .

Графически это осуществляется следующим образом.

На графике рис. 1 проводим параллельно оси абсцисс две произвольно выбранные линии, например линии  $\nu = 0,8$  и  $\nu = 0,6$ . Каждая из них пересекает кривую  $\beta = \text{const}$  в одной точке. Отношение абсцисс этих точек обозначим  $n_N$ , где индекс  $N$  будем писать в виде дроби, у которой числитель и знаменатель выражают значения  $\nu$  секущих; так в выбранном примере надо написать  $n_{0,8/0,6}$ . Нетрудно видеть, что для данной пары секущих отношение  $n_N$  однозначно связано с  $\beta$ . Кривые этой функциональной зависимости, вычисленные аналитически для ряда значений  $N$ , приведены на рис. 3. Чтобы вписать

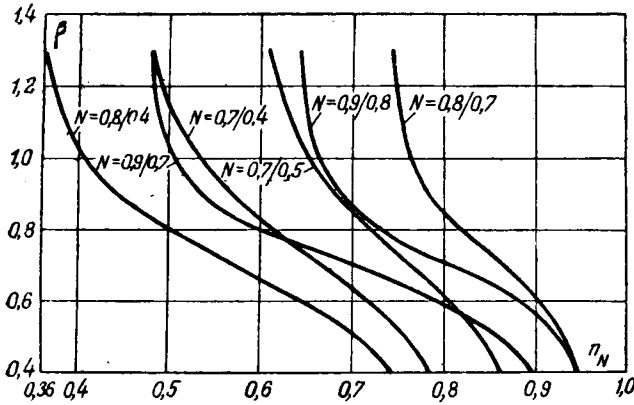


Рис. 3. Вспомогательные кривые для вписывания амплитудно-частотной характеристики и типовое семейство.

исследуемую частотную характеристику  $\nu = \Phi(f)$  в типовое семейство, надо выбрать пару соседних, индекс которых  $N$  имеется на рис. 3. По этой паре на кривой  $\nu = \Phi(f)$  находится значение  $n_N$ , а по нему из графика определяется  $\beta$ . Найденное значение  $\beta$  покажет, с какой кривой из типового семейства должна совпасть исследуемая частотная характеристика  $\nu = \Phi(f)$ ; тем самым определится и величина  $f_0$ .

Описанный метод испытания пригоден для приборов с любым успокоением.

**Переходная функция и баллистическая чувствительность.** Переходная функция может быть получена у записывающего прибора непосредственно, а у показывающего прибора посредством киносъемки шкалы.

Способы нахождения  $\omega_0$  и  $\beta$  по переходной функции (рис. 4) хорошо известны [Л. 2].

Степень успокоения находится из соотношения

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{\pi}{\ln \delta}\right)^2}}, \quad \text{где } \frac{1}{\delta} = \frac{\alpha_1}{\alpha_c} = \frac{\alpha_2}{\alpha_1}. \quad (40)$$

Период собственных колебаний  $T_0$  находится по отрезкам времени:  $\overline{bc} = \frac{T}{2}$  или (надежнее)  $\overline{ab} = t_1$ :

$$\frac{T}{2} = \frac{T_0}{2} \frac{1}{\sqrt{1 - \beta^2}}; \quad (41)$$

$$t_1 = \frac{T}{2} \left(1 - \frac{\theta}{\pi}\right) = T_0 \varphi(\beta), \quad (42)$$

где

$$\varphi(\beta) = \frac{1}{2\sqrt{1 - \beta^2}} \left( \pi - \arcsin \sqrt{1 - \beta^2} \right).$$

Графики функций  $\beta$  и  $\varphi(\beta)$  в зависимости от  $\frac{\alpha_1}{\alpha_c}$  приведены на рис. 5.

Для показывающих приборов можно предложить еще один вариант испытания, не требующий кадровой съемки шкалы.

Прибор включается в цепь постоянного тока, и у него по первому забросу стрелки определяются  $\beta$  и  $K_3$  (график рис. 5). Затем прибор во-

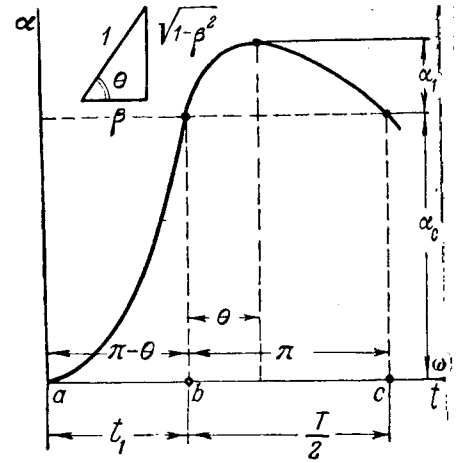


Рис. 4. Переходная функция включения при  $\beta < 1$ .  
Кривая выражается уравнением (32).

дится во вторичную цепь катушки взаимной индуктивности, и в первичной цепи производится коммутация постоянного тока. Условия испытания прибора должны быть такими же, как в предыдущем опыте. Кроме того, необходимо, чтобы длительность импульса тока во вторичной цепи не превышала 5% от периода собственных колебаний прибора. Этот опыт дает возможность определить баллистическую чувствительность прибора  $S_Q$ . Далее применяется уравнение (35), из которого находится  $f_0$ .

Методы испытания по переходной функции удобны и применимы только для слабозакоенных приборов (для значений  $\beta < 0,6$ ).

**Схема замещения прибора.** Метод испытания, основанный на измерении элементов замещения [Л. 4], заключается в следующем. Прибор включается в мостовую схему (рис. 2), сопротивление  $R_3$  закорачивается. При фиксированном отношении плеч  $\frac{R_2}{R_1} = p$  мост уравнивается на постоянном токе. Тогда, очевидно,  $r_3 = pR_0$ , где  $R_0$  — сопротивление прибора постоянному току (26).

Затем мост переводится на питание от генератора переменного тока, снабженного частотомером; сопротивление  $R_3$  вводится в схему и остается отсоединенным.

Мост уравнивается посредством регулировки частоты и сопротивления  $R_3$ .

Из схемы замещения (рис. 2) ясно, что для установившегося равновесия должен установиться при некоторой частоте; следовательно, эта операция дает непосредственное значение величин:  $R_3 = \frac{1}{p} R_0$ , причем

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}},$$

где  $R_3$ ,  $L$  и  $C$  — элементы схемы замещения.

После этого в схему вводится емкость и частота генератора увеличивается до получения нового равновесия моста при некоторой частоте  $\omega > \omega_0$ .

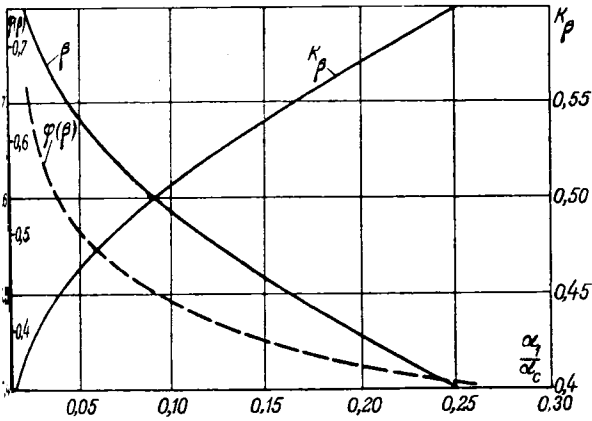


Рис. 5. Графики функций  $\beta$ ,  $\varphi(\beta)$  и  $K_\beta$ .

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{\pi}{\ln \delta}\right)^2}}; \quad \frac{1}{\delta} = \frac{\alpha_1}{\alpha_c}; \quad K_\beta = e^{-\frac{\theta}{\lg \theta}};$$

$$\theta = \arctg \frac{\sqrt{1-\beta^2}}{\beta}; \quad \varphi(\beta) = \frac{\pi - \arcsin \sqrt{1-\beta^2}}{2\pi \sqrt{1-\beta^2}}.$$

Из условия пропорциональности реактивных сопротивлений плеч можно написать:

$$\omega C - \frac{1}{\omega L} = p\omega C_3. \quad (44)$$

Уравнения (43) и (44) образуют систему с двумя неизвестными. Ее решение и представляет собой результат косвенного измерения элементов схемы замещения:

$$L = \frac{1}{p\omega C_3} \cdot \frac{\omega^2 - \omega_0^2}{\omega_0^2 \omega}; \quad (45)$$

$$C = p\omega C_3 \frac{\omega}{\omega^2 - \omega_0^2}. \quad (46)$$

По измеренным значениям  $R_3, L, C$  можно определить степень успокоения прибора; подставляя в определяющую формулу  $\beta = \frac{P}{2\sqrt{JW}}$  значения  $P, J, W$  через элементы схемы замещения (33), найдем:

$$\beta = \frac{1}{2R_3} \sqrt{\frac{L}{C}}. \quad (47)$$

Кроме динамических характеристик определяются и конструктивные параметры. Сравнимая величина  $S_i = \frac{n\psi}{W}$  и  $L = \frac{n^2\psi^2}{W}$ , находим:

$$n\psi = \frac{L}{S_i}; \quad W = \frac{L}{S_i^2}. \quad (48)$$

Эти два параметра  $J$  и  $P$  подсчитываются известным  $W, \omega_0$  и  $\beta$ .

Величину  $n\psi$  здесь приходится рассматривать как конструктивный параметр прибора; если удастся установить значение  $\psi$ , то следует немедленно его измерить, или найти опытным путем коэффициент шунтирования измерителя  $n$ . Коэффициент шунтирования измерителя  $n = 1$ .

Описанный метод требует весьма сложной аппаратуры. Его преимущество заключается в том, что он позволяет определять

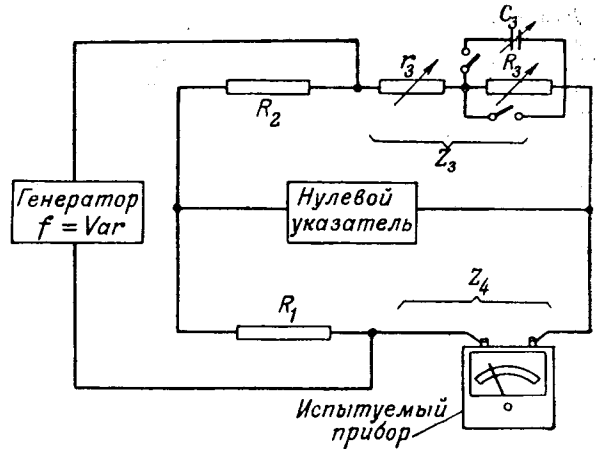


Рис. 6. Измерение элементов схемы замещения прибора.

одновременно и динамические характеристики и конструктивные параметры у некоторых типов приборов.

**Определение конструктивных параметров прибора.** Динамические характеристики  $\omega_0$  и  $\beta$  сами по себе не дают возможности подсчитать конструктивные параметры; должна быть известна еще чувствительность прибора и измерен один из его параметров.

Конечно, проще всего измеряется противодействующий момент. Но не у всех приборов его можно измерить. Тогда измеряемым параметром становится величина  $\psi$ . По физическому смыслу  $\psi$  представляет собой потокосцепление, поэтому для его измерения естественно воспользоваться флюксометром.

У испытуемого прибора снимается крышка и отсоединяется цепь рамки. Последняя включается на зажимы флюксметра. Стрелка прибора поворачивается вручную на произвольный угол  $\alpha$ . При этом в контуре возникает импульс э. д. с.; указатель флюксметра дает отклонение, измеряющее интеграл импульса э. д. с. по времени или, что то же, изменение потокосцепления рамки. Таким образом, по показанию флюксметра

$$\Delta\Pi = \psi\alpha \quad (49)$$

можно найти величину  $\psi$ . Наличие в подвижной системе прибора металлического каркаса (успокоителя) или короткозамкнутых витков не меняет соотношения (49). Если сопротивление цепи рамки больше допустимого внешнего сопротивления флюксметра, то измерение  $\psi$  легко осуществляется аналогичным способом посредством баллистического гальванометра.

У приборов типа рамочных вибраторов можно измерить  $\psi$ , включая вибратор в одно из плеч мостовой схемы, которая сначала уравнивается на постоянном токе, а затем переключается на переменный ток. Тогда в выходной диагонали моста появится напряжение, вызванное э. д. с. вибратора  $E = \psi\omega A$ . Это напряжение можно измерить и затем подсчитать  $E$  и  $\psi$ .

**Приложение. Результаты опытной проверки метода.** На основании сравнительного анализа и экспериментальной проверки описанных методов автор пришел к следующим выводам.

Для испытания стрелочных приборов на кернах при  $\beta < 0,6$  самым простым и надежным методом является определение  $\omega_0$  по баллистической чувствительности прибора. При  $\beta > 0,6$  хорошие результаты дает метод амплитудно-частотной характеристики. Надо иметь в виду, что из-за сухого трения разные методы испытания дают разные результаты; вариация может достигать значений: 5% для  $f_0$  и 10% для  $\beta$ ; повторное применение одного и того же метода дает малую вариацию.

При испытании гальванометров паспортные данные связывают с конструктивными параметрами системой уравнений:

$$S_i = \frac{\Psi}{W}; T'_0 = 2\pi \sqrt{\frac{J}{W}}; R_k = \frac{\Psi^2}{2\sqrt{JW}}, \quad (50)$$

где  $R_k$  — полное критическое сопротивление.

Решение системы (50) дает

$$\Psi = \frac{T'_0 R_k}{\pi S_i}; J = \frac{(T'_0)^3 R_k}{4\pi^3 S_i^2}; W = \frac{T'_0 R_k}{\pi S_i^2}. \quad (51)$$

Здесь не учтено  $\beta_0$ ; при его учете уравнения (50) скорректируются:

$$S_i = \frac{\Psi}{W}; T'_0 \sqrt{1 - \beta_0^2} = 2\pi \sqrt{\frac{J}{W}}; R_k = \frac{\Psi^2}{(1 - \beta_0) 2\sqrt{JW}}. \quad (52)$$

Новое решение для  $\Psi$  теперь будет:

$$\Psi = \frac{T'_0 \sqrt{1 - \beta_0^2} R_k (1 - \beta_0)}{\pi S_i}. \quad (53)$$

Наш опыт исследования большого количества различных гальванометров показал, что величина степени успокоения подвижной системы в разомкнутой цепи находится в пределах: для гальванометров, не имеющих короткозамкнутых витков,  $\beta_0 = 0,02 \dots 0,1$ ; для гальванометров, имеющих короткозамкнутые витки,  $\beta_0 = 0,1 \dots 0,3$ .

Из сказанного следует, что формулы (51) пригодны лишь для приблизительной оценки конструктивных параметров; для определения же последних с достаточной точностью надо опытным путем найти паспортные данные и величину  $\beta_0$  и затем воспользоваться формулами (52), (53).

Нахождение величин  $S_i$ ,  $T'_0$ ,  $\beta_0$  никаких трудностей не представляет, но измерение  $R_k$  требует улучшенной методики.

Из двух очевидных уравнений  $P = \frac{\Psi^2}{R} + P_0$  и  $P_k = \frac{\Psi^2}{R_k} + P_0$  можно получить формулу

$$R_k = R \frac{\beta - \beta_0}{1 - \beta_0}, \quad (54)$$

которая показывает, что  $R_k$  можно находить при любом значении сопротивления цепи гальванометра  $R$  (и соответственно любом значении  $\beta$ ). Этот метод дает большую точность и является особенно ценным при испытании таких приборов, у которых полное критическое сопротивление меньше собственного.

Испытание вибраторов осциллографа представляет собой, как показали опыты, настолько важную задачу, что на ней необходимо остановиться особо. Значение этой задачи до сих пор недооценивается. Дело в том, что для правильного применения осциллографа надо обязательно знать характеристики его вибраторов ( $f_0$  и  $\beta$ ), чтобы, выразив через них частотную характеристику или переходную функцию, располагать возможностью оценки динамических погрешностей при разных формах осциллографиремого тока.

Однако, как это ни странно на первый взгляд, важные величины  $f_0$  и  $\beta$  потребителям осциллографа не известны; в паспорте указывается частота собственных колебаний

вибратора в воздушной среде, но не в масле (или в другой жидкости), а степень успокоения вовсе не указывается и относительно ее не дается никаких гарантий.

Существует теория, согласно которой моменты инерции подвижной системы вибратора в воздухе и в масле неодинаковы: величина  $J$  в масле больше, будто бы за счет прилипающих к петельке вибратора частиц масла [1].

Вследствие этого частота собственных колебаний вибратора в масле  $f_0$  должна быть меньше частоты в воздухе  $F_0$ .

Это подтверждается опытными данными и с точки зрения с качественной стороны известным. Мы попытались посредством специально проведенных измерений несколько выяснить и количественную сторону; оказалось, что отношение  $f_0/F_0$ , зависящее от типа вибратора и от степени

успокоения  $\beta$ , находится в пределах  $0,3 \dots 0,8$ . Чем выше степени успокоения, то полагают, что завод-изготовитель выбирая подходящие сорта масла, обеспечивает для вибратора оптимальное значение  $\beta$ , равное  $0,6 \dots 0,7$ .

Но наши измерения показали, что действительные значения  $\beta$  у готовых вибраторов могут далеко отходить от этих значений; они нередко находятся в пределах  $0,4 \dots 1,1$  (при нормальной температуре).

Возможно, это объясняется неудовлетворительным контролем выходных данных на приборостроительных заводах, а может быть масло (или рабочая жидкость) вибраторов за счет медленно протекающих физико-химических процессов со временем изменяет свои свойства.

Еще хуже дело обстоит в случаях, когда с осциллографом приходится работать в условиях, при которых температура окружающей среды значительно отличается от нормальной, или когда приходится пользоваться вибраторами, бывшими в ремонте.

Из всего сказанного следует, что задача определения  $f_0$  и  $\beta$  у вибраторов осциллографа весьма актуальна.

Определяются эти величины по амплитудно-частотной характеристике; соответствующие методы выше были описаны; из них метод, предложенный автором, является совершенно новым. Его применение позволило впервые обнаружить интересные особенности частотной характеристики вибратора (с жидкостным успокоением). Оказалось, что она не вписывается полностью в типовое семейство и совпадает с одной из кривых этого семейства на участке, фиксированном секущими. Причиной нелинейности вибратора. Заметим, что последняя не является при классическом методе испытания по Шерру. При перемещении секущих находимые значения  $\beta$  изменяются; их изменение, вообще говоря, значит так, по нашим предварительным данным перемещаемого участка кривой от начала характеристики области  $k=1$  может дать увеличение  $\beta$  и  $f_0$  на (порядок величины для нескольких типов испытанных вибраторов).

Мы полагаем, что дальнейшее развитие этого метода в сочетании с другими исследовательскими приемами позволит найти количественное выражение нелинейных параметров вибратора.

## Литература

1. А. А. Харкевич. Теория преобразователей. Энергоиздат, 1948.
2. Под ред. Н. Н. Пономарева. Теория, расчет и конструирование электроизмерительных приборов. Ленинград, 1943.
3. Под ред. Е. Г. Шрамкова. Электрические измерения. ОНТИ, 1937.
4. W. N. Goodwin. Relation between electrical and mechanical parameters of a permanent-magnet movable instrument having a general circuit. Transactions AIEE, т. 67, ч. I, 1948.
5. W. Hoffmann. Die richtige Dämpfung der Oscillographenschleifen. Wissenschaftliche Veröffentlichungen des Siemens Konzern, т. XII, стр. 142, № 2, 1933.

# Старение пропитанной бумажной изоляции при переменном и постоянном напряжениях

Доктор техн. наук В. Т. РЕННЕ

Ленинградский политехнический институт им. Калинина

Вязкая пропитанная бумажная изоляция нашла широкое применение в кабельной технике и в конденсаторостроении. Высокая электрическая прочность и относительно небольшая величина потерь при высокой частоте с успехом позволяют использовать ее для изготовления силовых кабелей высокого напряжения и высоковольтных конденсаторов. Опыт эксплуатации и большое число исследовательских работ по изучению старения пропитанной бумажной изоляции при переменном напряжении убедительно показывают, что изоляция этого типа „старееет“ при длительном воздействии напряжения, т. е. постепенно теряет свою электрическую прочность. В связи с этим при установлении допускаемых значений напряженности электрического поля  $E_{раб}$  в диэлектрике силовых кабелей и конденсаторов приходится ориентироваться не на кратковременные значения электрической прочности  $E_{нркр}$ , а на значения  $E_{нрда}$ , которые можно получить при длительной работе при переменном напряжении.

Зависимость электрической прочности бумажной изоляции от времени воздействия переменного напряжения при частоте 50 гц для силовых кабелей с вязкой пропиткой и для бумажных конденсаторов, пропитанных твердым и жидким диэлектриками, по данным литературы [Л. 1—4] дана на рис. 1.

Кривые  $E_{нр} = f(\tau)$  (так называемые „кривые жизни“ бумажной изоляции), построенные в логарифмическом масштабе, принимают характер прямых линий, который сохраняется до значения времени порядка сотен часов, для кабелей, пропитанных вязким компаундом и для конденсаторов с твердой пропиткой. В случае конденсаторов, пропитанных жидким диэлектриком, отклонение от линейности может, по видимому, наблюдаться и при меньших значениях времени воздействия напряжения.

Кабельная техника давно уже обратила внимание на линейный характер зависимости  $\lg E_{нр} = f(\lg \tau)$  и предложила эмпирическую формулу аналитического выражения „кривой жизни“

Указывается на аналогию в ходе процесса старения бумажной пропитанной изоляции при ее использовании в силовых кабелях и бумажных конденсаторах при переменном напряжении. Опровергается утверждение Д. Робинсона об отсутствии старения пропитанной бумаги при постоянном напряжении. Отмечается сходство процессов старения бумажной изоляции при переменном и постоянном напряжениях. Приводятся эмпирические формулы, характеризующие зависимость электрической прочности пропитанной бумажной изоляции от времени воздействия напряжения.

бумажной изоляции силовых кабелей

$$\tau = \frac{k}{E_{нр}^m} \quad (1)$$

Для обычных конструкций силовых кабелей с вязкой пропиткой значение показателя степени принималось в среднем

равным  $m \approx 7$ . Иногда применяли эмпирическую формулу другого вида:

$$E_{нр} = A\tau^{-n} \quad (2)$$

Легко проверить, что обе формулы [(1) и (2)] выражают одну и ту же закономерность линейной зависимости между логарифмом напряженности поля, при которой происходит пробой, и логарифмом времени воздействия напряжения („временем жизни“). Сопоставляя эти формулы, легко убедиться, что  $m = \frac{1}{n}$ .

Практически удобнее пользоваться формулой (2), так как величина показателя степени  $n$  возрастает с увеличением наклона прямой  $\lg E_{нр} = f(\lg \tau)$ , а потому более наглядно характеризует скорость старения бумажной изоляции.

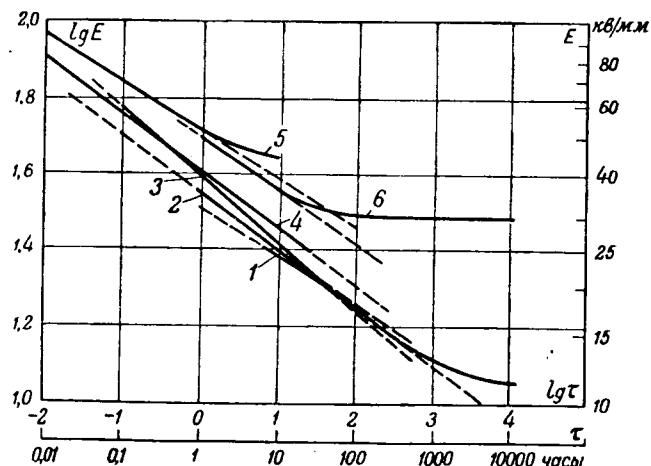


Рис. 1. Старение пропитанной бумажной изоляции при переменном напряжении 50 гц.

1 — кабель с вязкой пропиткой ( $m = 8,3; n = 0,12$ ); 2 — кабель с вязкой пропиткой ( $m = 7,1; n = 0,14$ ); 3 — конденсаторы, пропитанные парафином ( $m = 5; n = 0,20$ ); 4 — парафином ( $m = 6,2; n = 0,16$ ); 5 — маслом ( $m = 8; n = 0,125$ ); 6 — конденсатор, пропитанный пенталордифенилом ( $m = 7,3; n = 0,137$ ).



Данные рис. 1 показывают, что для бумажных конденсаторов зависимость  $E_{np} = f(\tau)$  имеет тот же характер, что и для силовых кабелей с вязкой пропиткой. При этом в случае конденсаторов с твердой пропиткой значения  $n$  несколько выше, чем в случае кабеля ( $n \approx 0,16 \dots 0,2$ ), а в случае конденсаторов, пропитанных жидким диэлектриком, имеют величину того же порядка, что и в случае кабеля ( $n \approx 0,12 \dots 0,14$ ).

Ранее, когда продолжительность испытания при определении „кривых жизни“ бумажной изоляции обычно не превышала нескольких десятков часов, применение формул (1) и (2) не вызывало возражений. Позже проведение исследований при больших значениях выдержки временей под напряжением показало наличие отклонений опытной зависимости  $\lg E_{np} = f(\lg \tau)$  от вышеуказанного линейного характера в сторону замедления снижения  $E_{np}$  со временем и асимптотического приближения к некоторому установившемуся значению  $E_{\infty}$ . В связи с этим была предложена видоизмененная эмпирическая формула

$$E_{np} - E_{\infty} = B\tau^{-n}. \quad (3)$$

Согласно этой формуле при  $\tau \rightarrow \infty$  имеем  $E_{np} \rightarrow E_{\infty}$ , тогда как согласно формуле (2) при  $\tau \rightarrow \infty$  получалось:  $E_{np} \rightarrow 0$ , что противоречит опыту.

Таким образом, в отношении характера зависимости  $E_{np} = f(\tau)$ , т. е. в отношении характера старения пропитанной бумажной изоляции при длительном воздействии переменного напряжения, данные, полученные для обычных силовых кабелей и бумажных конденсаторов, хорошо согласуются.

В отношении основной причины, вызывающей процесс старения бумажной изоляции, т. е. обуславливающей снижение ее электрической прочности с течением времени, исследователи, работающие в области производства силовых кабелей и в области конденсаторостроения, также пришли к одному и тому же выводу о том, что этой причиной следует считать развитие процесса ионизации в остаточных воздушных включениях или в газовых включениях, оставшихся в изоляции после пропитки или образующихся в процессе эксплуатации.

В соответствии с этим „установившееся“ значение пробивной напряженности  $E_{\infty}$ , соответствующее длительному воздействию напряжения, можно принимать равным  $E_u$ , т. е. тому значению напряженности, при котором может начаться процесс ионизации в пропитанной бумажной изоляции.

Для того чтобы обеспечить длительную надежную работу бумажной изоляции при переменном напряжении в соответствии с приведенными выше данными, значение допустимой рабочей напряженности поля  $E_{раб}$  следует выбирать с некоторым запасом по отношению к напряженности, соответствующей началу процесса ионизации, т. е. принимать:

$$E_{раб} < E_u. \quad (4)$$

Если это условие не соблюдено, то в той изоляции начинается разрушительный процесс, постепенно снижающий электрическую прочность кабеля или конденсатора и приводящий к их пробоем при рабочем напряжении.

При пропитке маслом или масляно-каучуковым компаундом внешним признаком разложения ионизации, который легко заметить при изломе пробитой бумажной изоляции, является наличие твердого продукта полимеризации, образующегося в результате ионной обработки и получившего название „кабельного воска“ или „икс-воска“. Наличие такого продукта в битых силовых кабелях многократно устанавливалось работниками кабельной техники; гибкий продукт можно обнаружить и в пробитых в условиях эксплуатации бумажно-масляных конденсаторах [Л. 5]. Параллельно с процессом выделения „икс-воска“ идет процесс гелеобразования из масла, увеличивающий объем изоляции включений и приводящий к усилению интенсивности ионизации. Конечной стадией разрушения бумажной изоляции, заканчивающейся ее пробоем, является разрушение твердой фазы этого нового диэлектрика-клетчатки, образующейся из волокон, из которых построена бумага.

Повышение рабочих напряжений и расширение производства кабелей и конденсаторов с бумажной пропитанной изоляцией настоятельно ставит вопрос о повышении рабочих значений напряженности поля  $E_{раб}$ , поскольку объем изоляции в конструкциях кабелей и конденсаторов в первом приближении обратно пропорционален

В соответствии с условием (4) повышение рабочих напряжений можно достигнуть при условии повышения значения напряженности поля, соответствующего началу развития процесса ионизации. В кабельной технике эта проблема разрешается переходом кабелей с вязкой пропиткой к маслonaполненным и газонаполненным кабелям. Значительное повышение  $E_u$  при переходе к новым конструкциям высоковольтных кабелей позволило увеличить значение  $E_{раб}$  от 4...5 кВ/мм для обычных силовых кабелей, пропитанных масляно-каучуковым компаундом до 8...10 кВ/мм для современных маслonaполненных кабелей или кабелей с газом.

В производстве силовых конденсаторов вменявшийся ранее для пропитки бумажных конденсаторов парафин (или подобные ему твердые воскообразные массы) полностью заменен жидкими диэлектриками — нефтяным маслом, пентахлордифенилом. Это позволило увеличить значение  $E_{раб}$  в бумажных силовых конденсаторах от 5...6 до 12...13 кВ/мм. Резкое увеличение ионизирующей напряженности, характеризующее смещение начала возрастания  $\lg i$  кривых  $\lg i = f(U)$  при переходе от пропитки бумажных конденсаторов парафином к пропитке их маслом, показано на рис. 2 [Л. 6].

Повышенные значения рабочей напряженности в современных бумажно-масляных конденсаторах по сравнению с современными маслonaполненными

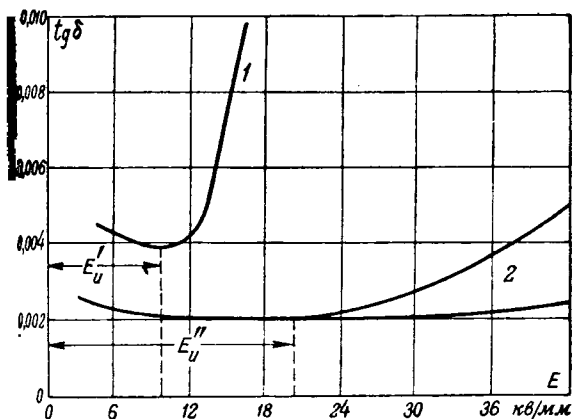


Рис. 2. Зависимость угла потерь от напряжения при частоте 50 гц для бумажных конденсаторов.

1 — парафинированный конденсатор; 2 — конденсаторы, пропитанные маслом.

и кабелями следует объяснять применением бумаги меньшей толщины и большей плотности в сравнении с обычной кабельной бумагой. В соответствии с этим и кратковременная электрическая прочность бумажных конденсаторов выше, чем для бумажной изоляции кабелей.

У некоторых представителей кабельной техники существует мнение о том, что повышение значений  $E_{\text{раб}}$  в бумажном конденсаторе по сравнению с силовым кабелем достигается за счет увеличения запаса импульсной прочности по сравнению с кабельной изоляцией; это мнение в соответствии с указанными выше соображениями следует считать недостаточно обоснованным.

В современных условиях выбор допускаемых значений для бумажной изоляции, работающей переменном напряжении, следует производить в основном с таким расчетом, чтобы было выполнено условие (4). Это обусловлено тем, что в современных конструкциях кабелей и силовых конденсаторов нагрев диэлектрика за счет электрических потерь не является решающим фактором при тепловом расчете этих конструкций. При дальнейших успехах в деле повышении  $E_u$ , например при использовании конструкции с повышенным давлением масла, можно прийти к такому положению, когда допускаемое значение  $E_{\text{раб}}$  будет ограничиваться уже не соображениями о необходимости исключить возможность развития ионизации, а необходимостью не допускать чрезмерного перегрева бумажной изоляции в условиях работы.

Кабельная техника имеет огромный опыт в производстве и эксплуатации кабелей с бумажной изоляцией при переменном напряжении. Вместе с тем опыт изготовления и применения кабелей этого же типа при постоянном напряжении относительно очень невелик. В соответствии с этим среди отдельных работников кабельной техники, а также техники высоких напряжений пока еще держится мнение о том, что бумажная изоляция не стареет при постоянном напряжении, в отличие от того, что наблюдается у той же изоляции при переменном напряжении. Это мнение основывается на данных, при-

веденных в книге Робинсона [Л. 7], которая в свое время пользовалась достаточно большой известностью.

В этой книге автор категорически утверждает следующие положения:

1. „При постоянном токе отсутствует процесс постепенного разрушения изоляции, обусловленный разрядами в газовых включениях“.

2. „Безвредность для изоляции напряжения постоянного тока, вплоть до самого момента наступления пробоя, проверена экспериментально“.

3. „Кабель может выдержать неограниченно долго постоянное напряжение, равное 95% пробивной величины (имеется в виду пробивное напряжение при кратковременном действии напряжения, порядка нескольких секунд. — В. Р.), без следов повреждения или ухудшения изоляции“.

Правильная оценка этих положений приобретает особую актуальность в настоящее время, когда реально обсуждается вопрос о передаче энергии постоянным током высокого напряжения, в ряде случаев, рассматривая при этом эффективность замены воздушной линии кабелем с бумажной изоляцией, некоторые авторы ссылаются на приведенные выше высказывания Робинсона [Л. 8].

С нашей точки зрения положения, указанные выше, об отсутствии процесса старения бумажной изоляции при постоянном напряжении и о невозможности развития процесса ионизации в пропитанной бумаге при этом виде напряжения вызывают большие сомнения.

Если кабельная техника имеет мало опыта по применению бумажной изоляции при постоянном напряжении, то конденсаторостроение располагает в данной области весьма обширными данными, так как бумажные конденсаторы издавна применяются в цепях постоянного и выпрямленного напряжения. Опыт, накопленный при исследовании поведения бумажных конденсаторов при длительном воздействии постоянного напряжения, убедительно показывает, что и в этом случае совершенно уверенно наблюдается постепенное снижение электрической прочности со временем, т. е. старение диэлектрика. Некоторые данные, иллюстрирующие сказанное выше, показаны на рис. 3. Зависимость  $E_{\text{гп}} = f(\tau)$  на рис. 3 имеет тот же характер, что и на рис. 1; можно полагать, что увеличение значений времени действия напряжения так же, как и на рис. 1, должно давать отклонение от линейности в сторону замедления снижения  $E_{\text{гп}}$  с течением времени. Закономерность снижения  $E_{\text{гп}}$  со временем для бумажной изоляции в конденсаторах, работающих при постоянном напряжении, может быть выражена теми же эмпирическими уравнениями (2) или (3), которые были приведены выше, но при иных значениях показателя степени  $n$ . Эти значения меньше, чем в случае работы при переменном напряжении, что указывает на определенное замедление процесса старения; для конденсаторов с твердой пропиткой значение  $n$  снижается от 0,16...0,20

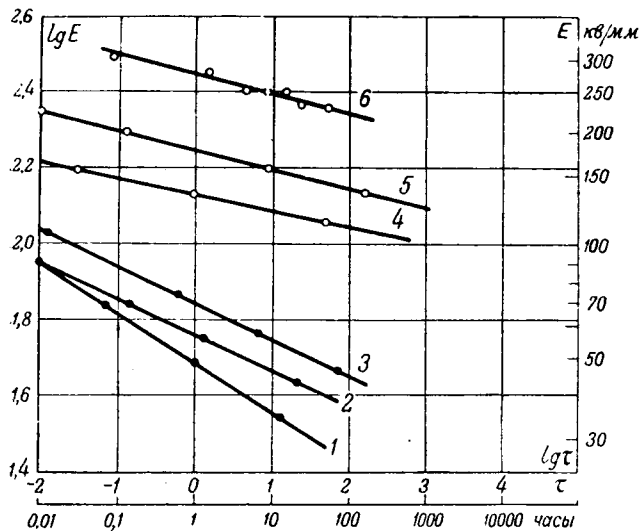


Рис. 3. Старение пропитанной бумажной изоляции при постоянном напряжении.

Конденсаторы, пропитанные: 1 — галоваксом, бумага  $2 \times 12$  мм; ( $n = 0,13$ ); 2 — твердой массой ГБЦ,  $2 \times 7$  мм ( $n = 0,10$ ); 3 — парафином,  $3 \times 11$  мм ( $n = 0,11$ ); 4 — маслом,  $3 \times 8$  мм ( $n = 0,04$ ); 5 — маслом,  $3 \times 9$  мм ( $n = 0,05$ ); 6 — маслом,  $24 \times 7$  мм ( $n = 0,048$ ).

до 0,10...0,13, а для конденсаторов, пропитанных жидким диэлектриком, — от 0,12...0,14 до 0,04...0,05<sup>1</sup>.

Во всяком случае наличие определенного снижения электрической прочности со временем, т. е. существование процесса старения бумажной изоляции при длительном воздействии постоянного напряжения, особенно заметное при твердой пропитке, т. е. при увеличенном содержании остаточного воздуха, является неопровержимым фактом. Именно поэтому в практике производства бумажных конденсаторов, предназначенных для длительной работы при постоянном напряжении, допускаемое значение  $E_{раб}$  берут резко пониженным по сравнению с величиной кратковременной пробивной напряженности в 5...10 раз.

Таким образом, самый факт наличия процесса старения бумажной изоляции при постоянном напряжении можно считать доказанным и следует рассмотреть вопрос о возможных причинах, обуславливающих этот процесс.

Отмеченное выше ускорение данного процесса при переходе от пропитки бумаги жидким диэлектриком к пропитке твердыми массами, т. е. при увеличении количества и размеров остаточных воздушных включений, позволило прийти к предположению, что в данном случае, как и при переменном напряжении, одной из главных причин старения может являться ионизация воздушных включений, хотя Робинзон и утверждал о невозможности развития процесса ионизации в пропитанной бумаге при постоянном напряжении.

<sup>1</sup> Эти значения  $n$  получены для кривых  $E_{пр} = f(\tau)$ , построенных со средним значениям  $\tau$ . Если перейти к минимальным значениям  $\tau$ , то величина  $n$  возрастает до 2 раз.

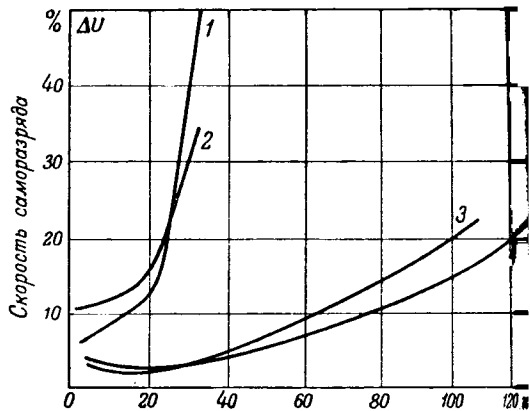


Рис. 4. Зависимость скорости саморазряда от напряженности поля для бумажных конденсаторов с разным типом пропитки.

1 — пропитка церезином; 2 — галоваксом; 3 — полужидкой (вазелин); 4 — жидким диэлектриком (масло).

В этом случае можно было ожидать значительного возрастания проводимости в диэлектрике бумажного конденсатора при повышении напряженности поля сверх определенных значений соответствующих началу ионизации остаточного воздуха; это возрастание должно было быть подобным возрастанию активной проводимости диэлектрика при переменном напряжении (в состоянии  $tg \delta$ ), показанному на рис. 2, т. е. в случае твердой пропитки оно должно было быть более резким и наступать при меньших значениях напряженности поля.

Возрастание проводимости при постоянном напряжении можно характеризовать увеличением скорости саморазряда бумажных конденсаторов [Л. 9]. На рис. 4 сопоставлены кривые зависимости скорости саморазряда от напряженности поля при постоянном напряжении, полученные автором для конденсаторов с разным типом пропитки.

Сопоставляя эти кривые с кривыми  $tg \delta = f(E)$  на рис. 2, можно увидеть далеко идущую аналогию. Эта аналогия, повидимому, подтверждает возможность развития ионизации в закрытых газовых порах в бумажной изоляции при постоянном напряжении.

Часто предполагают, что при постоянном напряжении может быть только одна вспышка ионизации в газовых порах, в момент включения напряжения; далее образуются заряды на поверхности раздела между газовой порой и твердым диэлектриком, которые гасят ионизацию; при этом считают, что разряд происходит сразу во всем объеме поры. Можно думать, что явление происходит значительно сложнее. Первый разряд происходит только в каком-то участке поры, затем гасится; далее может произойти разряд в другом участке и т. д. Стеkanie зарядов сквозь твердый диэлектрик, который в данном случае представляет собой систему, проницаемую для ионов [Л. 9], создает возможность повторения разрядов время от времени. В связи с этим должны иметь место систематически повторяющиеся вспышки ионизации, особенно легко за-

етные при значительном количестве остаточного воздуха.

Следует отметить, что наличие ионизации при постоянном напряжении совершенно четко регистрировалось в бумажных конденсаторах твердой пропиткой с помощью чувствительной установки для исследования частичных разрядов [1, 10].

Не следует думать, что процесс развития ионизации остаточного воздуха является единственной причиной старения пропитанной бумаги при постоянном напряжении, но, несомненно, что именно благодаря ослаблению этого процесса удается резко повышать рабочее значение напряженности в бумажных конденсаторах постоянного напряжения при переходе от твердой пропитки пропитке вазелином или маслом ( $E_{\text{раб}}$  при таком переходе увеличивают от 12...15 до 5...35 кВ/мм).

Добавочной причиной старения бумажной изоляции при постоянном напряжении могут явиться также электролитические явления, отсутствующие при переменном напряжении. Своеобразный процесс старения, связанный с такими явлениями, детально исследован применительно к конденсаторам, пропитанным хлорированными массами и работающим при постоянном напряжении и повышенной температуре [Л. 11, 12]. Можно полагать, что электролитические процессы могут иметь место и в бумажно-масляных конденсаторах, работающих при высоких температурах, выходящих 60...70°С. Снижение верхнего предела рабочей температуры должно сильно замедлять развитие этого типа старения пропитанной бумаги и усиливать влияние ионизационных процессов.

При разработке кабелей с бумажной изоляцией для работы при высоких значениях постоянного напряжения необходимо учитывать опыт, полученный при конденсаторостроении по производству и эксплуатации бумажных конденсаторов постоянного напряжения. Предположения о том, что в кабеле постоянного напряжения можно использовать значение  $E_{\text{раб}}$  лишь не намного ниже значения кратковременной пробивной напряженности,

следует считать совершенно беспочвенными. Повидимому, реально можно говорить о длительно допускаемых значениях  $E_{\text{раб}}$ , не превышающих те значения, которые сейчас применяются в бумажно-масляных конденсаторах, рассчитанных на работу при постоянном напряжении, т. е. не выше 30...35 кВ/мм. Возможно, что для кабелей обычного типа с вязкой пропиткой и эти цифры могут оказаться завышенными. Во всяком случае следует уделить самое серьезное внимание выбору допускаемых значений рабочей напряженности для кабелей с бумажной изоляцией, предполагаемых к использованию для передачи энергии постоянным током, с учетом старения изоляции этого типа, которое неизбежно будет иметь место и при постоянном напряжении.

### Литература

1. П. Н. Горшков. Основы техники кабелей сильного тока. Госэнергоиздат, 1940.
2. С. М. Брагин. Высоковольтные кабельные линии и их эксплуатация. Электричество, стр. 78, № 4, 1949.
3. J. Stehelin. Der Grosskondensator zu Phasenschiebungszwecke. Bull. A. S. E., № 21, стр. 509, 1931.
4. Статические бумажные конденсаторы с пропиткой инертином (реф.). Электричество, стр. 59, № 15—16, 1936.
5. В. Ф. Конокотин, Б. М. Струнский. Из практики эксплуатации статических конденсаторов. ВЭП, стр. 39, № 12, 1937.
6. В. Т. Ренне, С. Ю. Лукьянов. Статический конденсатор для улучшения коэффициента мощности. ВЭП, стр. 47, № 11—12, 1932.
7. Д. Робинзон. Диэлектрические явления в кабелях высокого напряжения (перевод с английского). Госэнергоиздат, 1940.
8. Я. М. Червоненкис. Передача энергии постоянным током. Изд. Академии наук СССР, 1948.
9. В. Т. Ренне. Скорость саморазряда как критерий для оценки качества бумажных конденсаторов. ЖТФ, XVII, стр. 37, № 1, 1947.
10. A. Austin, W. Hackett. Internal discharges in dielectrics, JIEE, ч. I, стр. 298, 1944.
11. В. Т. Ренне. Современные бумажные конденсаторы. Госэнергоиздат, 1948.
12. В. Т. Ренне. Рефераты. Электричество, стр. 61, № 12, 1945; стр. 96, № 1, 1946; стр. 83, № 8, 1947.

[21.6.1951]



# Осциллографирование токов в изоляции

Инж. В. М. ФАЙНИЦКИЙ

НИИ постоянного тока

Исследование электрических явлений, происходящих в изоляции, находящейся под действием электрического поля, является одной из важнейших проблем электроизоляционной техники.

В слоистой изоляции во время ее эксплуатации могут происходить частичные разряды в воздушных включениях, движения свободных ионов в прослойках жидкого диэлектрика, перераспределения объемных и поверхностных зарядов в твердом диэлектрике. Эта многообразная картина поведения изоляции в электрическом поле находит свое отражение в изменениях формы кривой тока, протекающего через диэлектрик.

Поэтому весьма актуальным является изучение взаимосвязи между формой кривой тока в изоляции и происходящими в ней явлениями. Эти явления можно хорошо наблюдать при осциллографировании активной составляющей (тока потерь) и высших гармонических тока в изоляции. Однако до настоящего времени возможности данного метода исследования не были достаточно использованы и существующие на этот счет заблуждения не вскрыты.

В настоящей работе уделяется особое внимание вопросу устранения помех при осциллографировании и подбору схемы и аппаратуры соответствующих виду исследуемых явлений.

**Схема установки для осциллографирования.** Эта схема уже описана в литературе [Л. 1 и др.], поэтому на ней нет необходимости останавливаться подробно.

Порядок работы схемы, показанной на рис. 1, нижеследующий. После обычных операций по уравниванию моста вместо гальванометра включается через усилитель осциллограф и делаются две съемки — осциллограмма тока высших гармоник при уравновешенном мосте и осциллограмма тока потерь с током высших гармоник при отключенной емкости  $C_1$ .

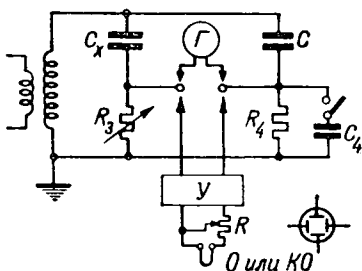


Рис. 1. Схема установки для осциллографирования тока потерь и тока высших гармоник (с помощью моста Шеринга).

Г — гальванометр; У — усилитель; О — магнитоэлектрический осциллограф; КО — катодный осциллограф.

*Рассматривается взаимная связь между формой кривой тока в изоляции и происходящими в ней явлениями. Особое внимание уделяется вопросу устранения помех при осциллографировании и подбору соответствующей схемы и аппаратуры.*

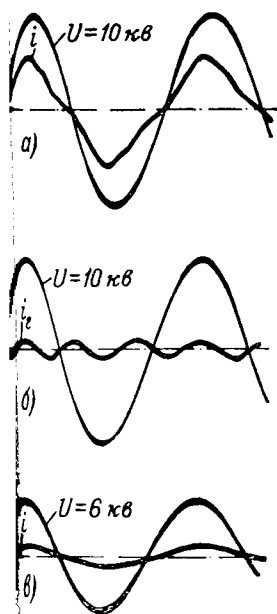
Справедливость суждения о характере регистрируемого на рои осциллограмме ко доказывается на

вании анализа условий равновесия

**Устранение помех.** Еще в 1930 г. Гемант лал попытку, не увенчавшуюся успехом, тр нить указанную выше схему осциллограф ния для исследования явлений в изоляции. ( тые им осциллограммы тока потерь в лако стекле, высоковольтном кабеле, приведенн многих русских изданиях [Л. 2, 3], показыв что при определенных градиентах форма т тока потерь искажается вследствие возникн ния третьих гармоник. Гемант пытался об нить искаженные формы кривой тока поте лакоткани и стекле свойствами диэлек а в кабеле — действием ионизации. Эти обы ния Геманта не соответствуют действите сти.

Опыты, поставленные при выполнении стоящей работы, показали, что третья гармо появляются при осциллографировании по личным причинам и являются помехами в измерениях. Например, кривая тока потерь но выраженной третьей гармоникой наблюда в слабо спрессованном образце плоского бу но-масляного конденсатора (рис. 2,а) при в иции его электродов под действием сил эле ческого поля. Третья гармоника видна в чн ее виде на рис. 2,б, снятом на том же обр при уравновешенной схеме моста. Цилиндри ский конденсатор, изготовленный из тех же терналов, при аналогичных условиях сушк пропитки имеет ток потерь чисто синусoidal (рис. 2,в). Помехи от вибрации устраняются рошей прессовкой, креплением обкладок и изготовлением образцов цилиндрического т.

Другим, наиболее распространенным исто ком гармоник (третьих и выше) является пн щая сеть. Обычно эти помехи прекраща после подключения достаточно мощного бле ровочного конденсатора к высоковольтным вы дам испытательного трансформатора. Еще луче в качестве источника питания использовать б зонансный контур  $L-C$ , настроенный прибли зительно на частоту сети. Опыты, поставлен в условиях отсутствия помех, показали, что потерь в лакоткани, стекле и других тверд диэлектриках — синусоидальный, а при возн новении ионизации появляется высокочастот составляющая, а не третьи гармоники, что ок чательно опровергает выводы Геманта.



2. Ток потерь и ток высших гармоник при вибрациях электродов (осциллограммы а и б). Ток потерь в цилиндрическом бумажно-масляном конденсаторе (осциллограмма в).

ж, равный  $i_a + i_2$ , осциллируется при отключенной емкости  $C_2$ ;  $U$  — напряжение, подаваемое на схему.

В настоящей работе делается попытка разгрести область применения магнитоэлектрического катодного осциллографа при осциллографировании токов в изоляции.

При изучении *частичных разрядов большой интенсивности*, например: по поверхности изоляции, в обмотках высоковольтных машин, в плохо пропитанной бумажной изоляции — возможно применение указанной выше схемы с магнитоэлектрическим осциллографом. В этих случаях возникают частичные разряды большой интенсивности, на что указывает появление ясно выраженной высокочастотной составляющей тока (рис. 3, в).

Для иллюстрации рассмотрим результаты испытаний плохо пропитанного цилиндрического бумажно-масляного конденсатора, изготовленного из четырех слоев кабельной бумаги и имеющего выраженную «точку ионизации» на характеристике  $\text{tg } \delta = f(U)$ , при 3 000 в.

На рис. 3 показаны осциллограммы тока потерь и тока высших гармоник, снятые на этом конденсаторе. Как видно из осциллограммы рис. 3, а, в моменты ниже ионизационных, ток потерь также — синусоидальный. При максимуме его напряжения и при градиентах выше ионизационных возникают пульсации тока потерь, приводящие на появление частичных разрядов (рис. 3, б). Разряды в изоляции быстро развиваются и уже через 30...60 мин переходят из «внутренней короны» в скользящий разряд между слоями изоляции (рис. 3, в).

Ток потерь при частичных разрядах в изоляции. Либшер [Л. 4] в 1942 г., продолживший работы Геманта, нигде не отметил его ошибок. Либшер не улучшил технику осциллографирования, так как допускал помехи от третьих гармоник, и ограничил себя, так же как и Гемант, применением магнитоэлектрического осциллографа, возможности которого при регистрации высоких частот недостаточны. Благодаря этому его наблюдения частичных разрядов в изоляции в значительной мере обесценены.

Уайтхед [Л. 5], Аустен [Л. 6] и Гринфильд [Л. 7] успешно применяли рассмотренную выше схему, но только с катодным осциллографом в качестве указателя частичных разрядов.

При разборке образцов обнаруживаются разветвленные следы этих разрядов.

Многочисленные опыты показали, что при частичных разрядах большой интенсивности, возникающих скачкообразно, одновременно всегда наблюдаются резкий перегиб кривой  $\text{tg } \delta = f(U)$  и появление высокочастотной составляющей тока потерь.

Таким образом, в данном случае с точки зрения определения начала частичных разрядов метод осциллографирования тока потерь не имеет особых преимуществ по сравнению с методом измерения характеристики  $\text{tg } \delta = f(U)$ . Зато осциллографирование является незаменимым для определения величины ионизационного тока и ионизационных потерь в изоляции.

Простым графическим построением (рис. 4) можно получить из осциллограммы тока высших гармоник форму кривой ионизационного тока и величины его составляющих. Для этого следует рассматривать ионизационный ток как сумму трех составляющих: активной, емкостной и тока высших гармоник, т. е.  $i_u = i_a + i_c + i_2$ . При уравновешенной схеме моста синусоидальные составляющие ионизационного тока  $i_a$  и  $i_c$  компенсируются, и осциллографируется только ток высших гармоник:  $i_2 = i_u - (i_a + i_c)$ . Ток  $i_u$  протекает только в те доли периода, когда происходит вспышка ионизации. Когда же ионизация затухает, ток  $i_u = 0$  и осциллографируется ток  $i_2 = -(i_a + i_c)$ .

Таким образом, на осциллограмме тока высших гармоник в моменты, когда ионизация затухает, получается зеркальное изображение основной гармоники ( $i_a + i_c$ ). Выделение основной гармоники дает возможность вычислить ионизационные потери и выделить их из числа общих диэлектрических потерь.

При изучении *частичных разрядов малой интенсивности*, например внутри хорошо пропитанных бумажно-масляных конденсаторов и кабелей, рассматриваемая схема с магнитоэлектрическим осциллографом неприменима. Для их наблюдения требуется усиление во много раз больше.

Помехой для усиления высокочастотной составляющей в данном случае являются основная и высшие гармоники до 1 000 гц. В этом случае полезно последовательно с усилителем включить фильтр, не пропускающий гармоники ниже 1 000 гц и пропускающий высокочастотную составляющую ионизационного тока.

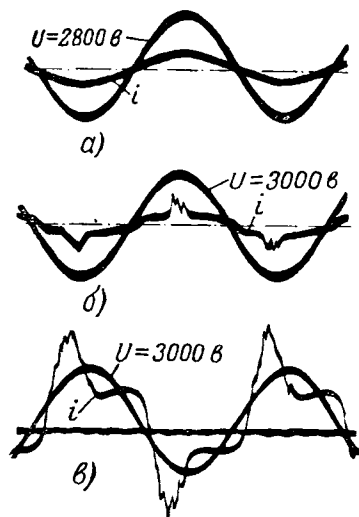


Рис. 3. Ток потерь и ток высших гармоник при частичных разрядах в плохо пропитанном цилиндрическом конденсаторе.

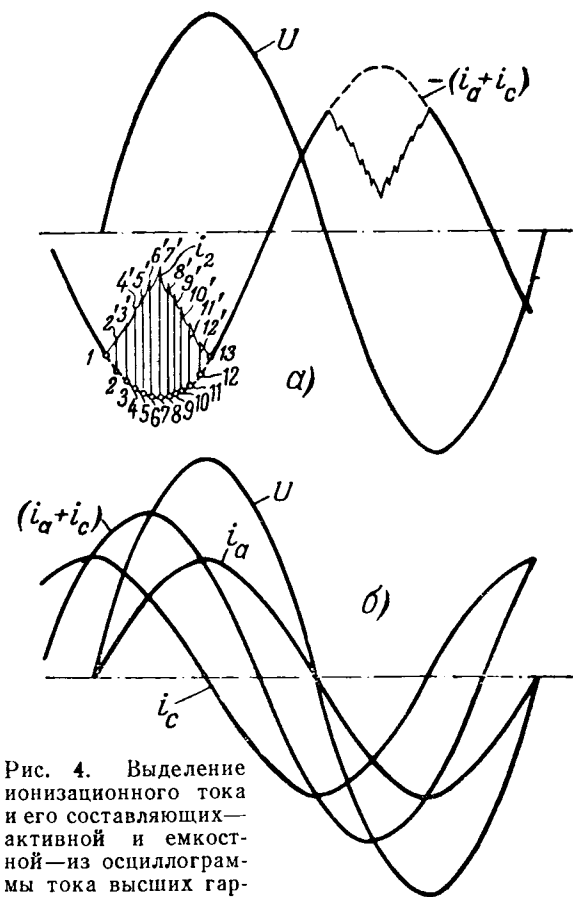


Рис. 4. Выделение ионизационного тока и его составляющих — активной и емкостной — из осциллограммы тока высших гармоник.

*a* — осциллограмма тока высших гармоник  $i_2 = i_a - (i_a + i_c)$ ; *b* — активная и емкостная составляющие ионизационного тока, выделенные из осциллограммы.

Для осциллографирования в данном случае необходимо применять катодный осциллограф. В таком виде рассматриваемая схема является весьма чувствительным указателем частичных разрядов, позволяющим установить возникновение самых слабых разрядов в изоляции, что обычно невозможно сделать по кривой  $\text{tg } \delta = f(U)$ .

**Ток потерь в тонких слоях жидкого диэлектрика.** При изучении движения свободных ионов в тонких слоях жидкого диэлектрика, например между слоями бумаги в конденсаторах и кабелях, целесообразно применение рассматриваемой схемы с магнитоэлектрическим осциллографом. При выполнении работы по исследованию движения ионов в тонких слоях трансформаторного масла были использованы стандартные измерительные электроды, между которыми кроме масла помещался барьер из твердого диэлектрика (стирофлекс).

Движение ионов в масле, в прослойках между электродами и барьером, проявляется в виде пиков ионного тока, накладывающихся на кривую тока потерь (рис. 5, *a* и *b*). С повышением напряжения растет амплитуда ионного тока и сокращается его длительность в течение каждого полупериода внешнего напряжения. В данном случае схема может служить хорошим указателем старения масла, с образованием в нем свободных ионов.

Большую пользу осциллографирование тока в изоляции по приведенной схеме может принести для обнаружения старения маслонеполненных кабелей и конденсаторов, которое сопровождается возникновением свободных ионов в прослойках жидкого диэлектрика внутри изоляции. В этом случае форма кривой тока потерь имеет вид, аналогичный показанному на рис. 5. Важно, что в составившейся изоляции движение ионов в прослойках жидкого диэлектрика хорошо заметно уже при напряжениях значительно ниже номинальных.

**Выводы.** 1. При осциллографировании тока потерь и высших гармоник в изоляции (с помощью мостовой схемы) следует учитывать возможность появления помех вследствие: вибрации электродов, несинусоидальности источника питания, коронирования соединений в схеме, искрения усилителя.

2. При исследовании частичных разрядов в тех случаях, когда они возникают сразу с большой интенсивностью, по осциллограмме тока потерь и тока высших гармоник можно судить о возникновении частичных разрядов с тем успехом, что и по кривой  $\text{tg } \delta = f(U)$ . Преимущество осциллографирования в данном случае заключается в возможности выделения ионизационных потерь. Допускается применение магнитоэлектрического осциллографа.

3. При исследовании частичных разрядов в весьма слабой интенсивности необходимо значительно увеличить усиление, поставить фильтр для наблюдения высокочастотной составляющей тока потерь свыше 1000 гц и применить катодный осциллограф.

4. При исследовании старения жидких диэлектриков возникновение свободных ионов можно обнаружить по форме кривой тока потерь.

#### Литература

1. С. С. Городецкий. Испытание кабелей с питанной бумажной изоляцией. Госэнергоиздат, 1950.
2. С. С. Городецкий. Измерения на высоковольтных кабелях. ГТИ, 1932.
3. А. Гемант. Электрофизика изолирующих материалов. Кубуч, 1932.
4. F. Liebscher. Диэлектрические потери и фазовый сдвиг в изоляции. Wiss. Veröf. S.—W, т. 21, 1943, ETZ, № 31/32, 33/34, 1943.
5. A. Austen a. Whitehead. Разряды в изоляции при переменном токе. JIEE, т. 88, ч. II стр. 88, 1941.
6. A. Austen a. Hackett. Наблюдение и анализ частичного разряда в диэлектрике. JIEE, т. 91, ч. I, № 44, 1942.
7. E. Greenfield. Корона внутри изоляции кабелей. Trans. AIEE, т. 66, стр. 591, 1947.

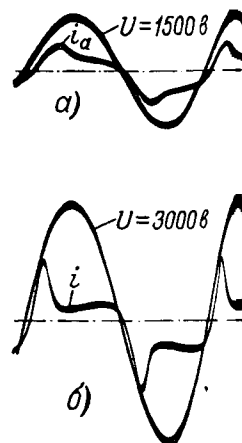


Рис. 5. Ток потерь при возникновении ионов в прослойках жидкого диэлектрика.

## Борьба с искрением при диэлектрическом нагреве волокнистых веществ

Инж. П. И. ГИРШИН

Ленинград, фабрика им. Желябова

Высокочастотное электрическое поле весьма эффективное средство для сушилки, однако не нашло еще широкого промышленного

*Применение при диэлектрическом нагреве волокнистых веществ пластин с обкладками из фанеры полностью защищает от искрения и дугообразования и позволяет производить нагрев при непосредственном соприкосновении пластин электродов с материалом.*

применения из-за отсутствия специализированных этой цели установок и, в частности, рациональных устройств сушильных конденсаторов. Одним из недостатков диэлектрического нагрева полупроводников и, особенно, дерева и волокнистых веществ при непосредственном соприкосновении электродов с материалом является явление, возникающее на поверхности материала, подвергаемом сушке и имеющем в начале сушки диэлектрическую проницаемость выше 30. Само наличие воздушного зазора в случае отсут-

ствия обдувания горячим воздухом материала, подвергаемого сушке, также не спасает от пробоев вследствие образования капель на верхней пластине (за каплей, падающей с верхней пластины, очень часто следует электрическая дуга). Однако явления искрения имеют место и при вертикально расположенных пластинах.

В производственных условиях были испытаны различные способы изоляции пластин. Наша практика применения диэлектрического нагрева для сушки пряжи показала, что наиболее эффективным средством борьбы с искрением является применение электродов с изоляционными прокладками.

Изучение свойств многих других изоляционных различных материалов показало, что они не годятся в качестве обкладок пластин конденсатора. Одни из этих материалов (пластмассы) при высокой температуре размягчаются и теряют свои изоляционные свойства, а другие, главным образом керамические изоляционные материалы, невозможно использовать в виде тонких и легких пластин по конструктивным соображениям.

Искрение ограничивает допускаемую напряженность электрического поля в материале. Как видно из диаграммы (рис. 1), величина пробивной напряженности электрического поля  $E_{пр}$ , при которой возникает искрение, колеблется для катушечной пряжи с начальной влажностью в 65% от 150 до 700 в/см и выше в кон- сушки при достижении пряжей кондиционной влажности 8%.

Причины пробивной напряженности электрического поля для пряжи следует считать приближенными, в действительности пробивная напряженность зависит от вида пряжи, размера и формы упаковки; характера красителя, способа сушки в сушильном конденсаторе, величины влажности, которому подвергается уложенная пряжа, удаления выделяемой влаги из сушильного конденсатора (естественная или принудительная циркуляция холодного или подогретого воздуха) и т. п.

На высокочастотной установке на фабрике им. Желябова пряжа в шпулях после крашения и высушивания укладывалась на горизонтальные пластины сушильного конденсатора. В процессе сушки, несмотря на плотное обжатие, наблюдалось искрение между выступающими волокнами пряжи и пластинами электродов между соседними шпулями. Явление искрения и дугообразования служило серьезным препятствием к возможности осуществления непрерывного соприкосновения пластин конденсатора с нагреваемым материалом.

Наличие воздушного промежутка между пластинами и материалом вызывает необходимость увеличения напряженности электрического поля в материале, подвергаемом сушке, также не спасает от пробоев вследствие образования капель на верхней пластине (за каплей, падающей с верхней пластины, очень часто следует электрическая дуга). Однако явления искрения имеют место и при вертикально расположенных пластинах.

В производственных условиях были испытаны различные способы изоляции пластин. Наша практика применения диэлектрического нагрева для сушки пряжи показала, что наиболее эффективным средством борьбы с искрением является применение электродов с изоляционными прокладками.

Изучение свойств многих других изоляционных различных материалов показало, что они не годятся в качестве обкладок пластин конденсатора. Одни из этих материалов (пластмассы) при высокой температуре размягчаются и теряют свои изоляционные свойства, а другие, главным образом керамические изоляционные материалы, невозможно использовать в виде тонких и легких пластин по конструктивным соображениям.

Наиболее приемлемым материалом для изоляции пластин конденсатора оказалась фанера, склеенная при своем изготовлении синтетическим

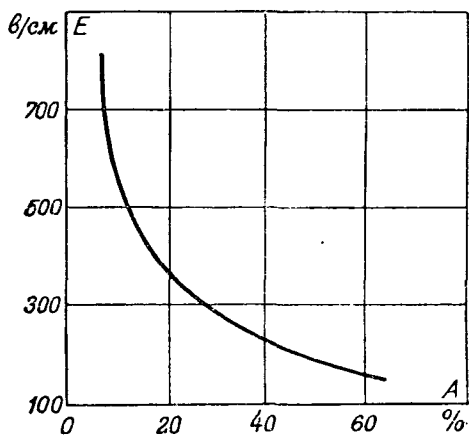


Рис. 1. Зависимость пробивной напряженности электрического поля  $E$  от влажности пряжи  $A$ .



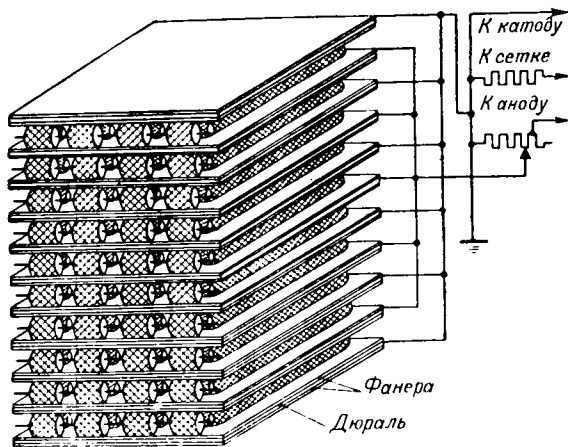


Рис. 2. Сушильный конденсатор.

смоляным клеем, а не альбумановым или казеиновым. В этом случае пластины из дюралья размером  $1500 \times 750$  мм и толщиной 0,5 мм запрессовывались (на фанерном заводе) между двумя листами фанеры толщиной в 5 мм каждый. Углы пластин тщательно закруглялись во избежание искрения, возникающего на каждом острие. У одного края каждой пластины фанерные обкладки вырезались, оставляя небольшой кусок дюралья (размером около  $20 \text{ см}^2$ ) для присоединения к шинам высокого напряжения. В таблице приведены результаты испытаний пластин с фанерными обкладками, в зависимости от влажности пряжи и напряжения в контуре.

Сушильное устройство, которое является конденсатором колебательного контура высокочас-

#### Испытание на пробой изолированных электродов

Влажность пряжи, %	Пробивное напряжение, кВ	Средняя пробивная напряженность электрического поля, в/см
60	5,5	625
50	7,8	867
43,2	11,2	—
	пробоя не было	

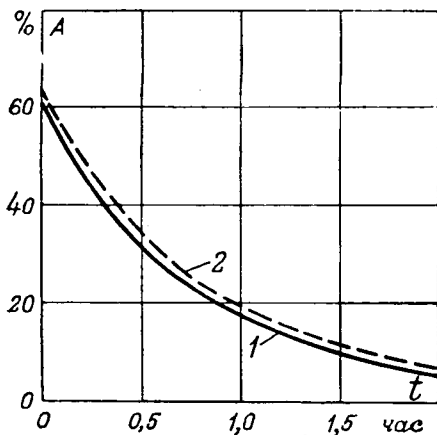


Рис. 3. Изменение влажности пряжи А в процессе сушки.

тотного генератора ГЛЭ-61 мощностью представляет собой ряд параллельно соединенных между собой (рис. 2) плоских конденсаторов. Число этих конденсаторов зависит от объёма грузки. В нашем случае при весе партии в 210 кг после выхода из центрифуги 130...140 кг по «сухому весу» применялось 10 конденсаторов. Общий вид устройства на этажерку. Каждый электрод состоял из слоев: фанера, дюраль, фанера. Верхняя и нижняя пластины могут иметь одностороннюю кладку из фанеры, так как пластины крепятся только одной стороной.

Весь сушильный конденсатор помещается в вентиляционной камере, имеющей calorific обеспечение обдувания пряжи обогревателями для устранения конденсации влаги на стинах. Сушка начинается с напряжения 8...9 кВ (напряженность электрического поля в пряже растет при этом от 2 до 1000...1200 в/см в конце сушки). При способе защиты пластин сушка ведется с малым использованием допустимого в нормальном состоянии влажности пряжи напряжением конденсатора и длится 2,5 час, а при боковой регулировке 2 час (рис. 3). В паровых сушках таких же шпульт с пряжей для 9 до 24 час (в зависимости от конструкции шилки). Сушка начинается при частоте 2 (1429 м) и заканчивается при 360...380 (800 м) в связи с изменением емкости одного конденсатора с пряжей вследствие изменения влаги. Изменение длины волны за цикл сушки показано на рис. 4.

Таким образом, применение фанеры вместо обкладок для пластин конденсатора позволяет устранить искрение. В начальной стадии сушки когда разница в значении диэлектрической проницаемости сухой фанеры ( $\epsilon \approx 40$ ) и мокрой ( $\epsilon \approx 30$ ) велика, напряженность электрического поля в фанере значительно больше, чем в пряже ( $\frac{E_{\text{ф}}}{E_{\text{п}}} \approx 8$ ). Диэлектрическая проницаемость пряжи по мере ее высыхания падает и становится в конце сушки равной 2, в связи с чем напряженность электрического поля в пряже при малых значениях влажности не достигает опасного значения пробивной напряженнос-

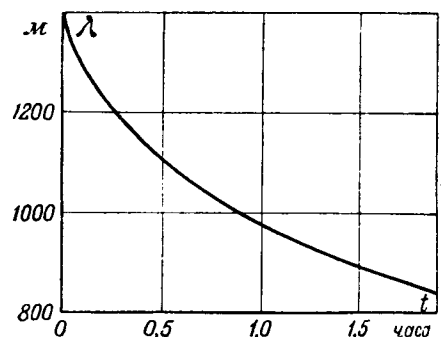


Рис. 4. Изменение длины волны λ в процессе сушки.

Электроды с обкладками из фанеры можно рекомендовать как при их горизонтальном, так и в вертикальном расположении, а также при изменении всевозможных фасонных электродов. Это позволит применить диэлектрический нагрев в целях сушки в плотном слое при непосредственном соприкосновении электродов с материалом нагрева в тех случаях, где наличие зазора между электродом и материалом не является необходимостью.

Применение фанерных обкладок для электродов позволило наладить нормальную эксплуатацию высокочастотной установки для сушки пряжи. Наличие этой установки ускорило процесс сушки и улучшило качество пряжи ввиду меньших напряжений в пряже в связи с отсутствием

неравномерной усадки по слоям, равномерной влажности во всей шпуре, что не имеет места при паровой сушке.

Энергетические показатели высокочастотной установки непрерывно улучшаются. В начале эксплуатации расход электроэнергии составлял 2,2 квтч на 1 кг удаленной влаги, в настоящее время благодаря улучшению режима эксплуатации и использования теплой воды от охлаждения ламп составляет 1,8 квтч на 1 кг. Эти энергетические показатели высокочастотной установки выше, чем у фабричных паровых сушилок.

На фабрике сейчас ведутся и другие работы по расширению области применения высокочастотного нагрева волокнистых веществ.

[16.11.1951]



## ИСКУССИИ

### Об экономической плотности тока

(Электричество, № 11, 1950; № 6 и № 9, 1951; № 3, 1952)

Инж. А. А. ЕРМИЛОВ

Центроэлектромонтаж

Совместным решением Министерства электростанций и электромонтажа Министерства строительства предприятий тяжелой промышленности [Л. 1] для кабельных введены новые экономические плотности тока. Как видно из табл. 1, новые экономические плотности для медных изолированных кабелей выше прежних, введенных в 1948 г. [Л. 2], в среднем в 1½ раза. В больших числах часов использования максимума это значение больше, чем при малых.

Таблица 1

Часов использования	1 000—3 000	3 000—5 000	Свыше 5 000
Экономические плотности тока по рекомендациям 1948 г., а, мм² . . . . .	1,8	1,5	1,25
Новые экономические плотности тока, а, мм² . . . . .	2,5	2,25	2,0
Увеличение, % . . . . .	39	50	60

Замечание. При числе часов использования максимума 6000 кабели по экономической плотности тока не проверяются.

На рис. 1 приведены кривые сечений кабелей в зависимости от допускаемых нагрузок кабелей по экономической плотности тока и по нагреву при нормальном режиме. Анализ этих кривых показывает, что выбор сечения кабелей, прокладываемых в туннелях, каналах и на открытом воздухе, по экономической плотности тока может быть увеличен по сравнению с сечением, выбранным по нагреву при нормальном режиме, лишь при токах до 100... При токах, равных 150... 250 а, выбор по предельному нагреву и по экономической плотности дает практически и те же результаты. При токах же, превышающих 250 а, преобладающее влияние на выбор сечения оказывает предельный нагрев кабеля при нормальном режиме, а не экономическая плотность тока.

Другая картина получается в отношении кабелей, прокладываемых в земле. При токах до 300... 350 а по экономической плотности дает увеличение сече-

ния на одну или две ступени по сравнению с сечением, выбранным по нагреву при нормальной нагрузке. При токах же свыше 350 а преобладающее влияние на выбор сечения начинает оказывать предельный нагрев кабеля при нормальном режиме.

Например, при токе  $I_n = 200$  а и числе часов использования  $T_m = 2500$  сечение по нагреву проложенного в земле кабеля напряжением 6 кв (рис. 1, кривая 4) получается равным 50 мм², а по экономической плотности тока (рис. 1, прямая 5) — 80 мм². Для этого случая должен быть выбран кабель сечением 70 мм². Напротив, при токе  $I_n = 360$  а и том же числе часов использования сечение по нагреву проложенного в земле кабеля 10 кв (рис. 1, кривая 3) получается равным 152 мм², а по экономической плотности тока (рис. 1, прямая 5) — 144 а. В этом случае следует выбрать кабель сечением 150 мм².

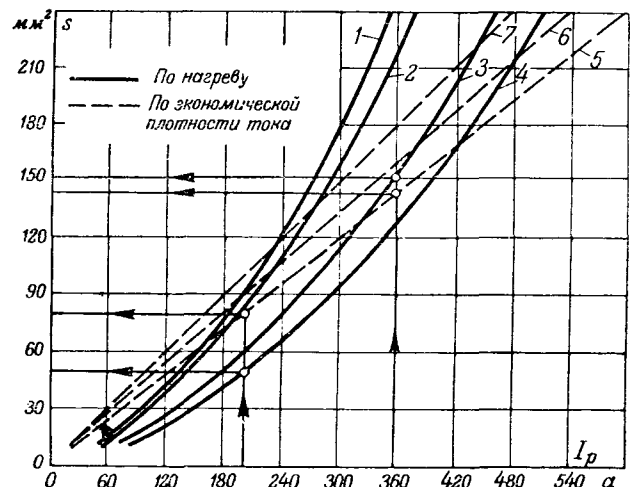


Рис. 1. Кривые сечений кабелей в зависимости от допускаемых нагрузок кабелей по экономической плотности тока и по нагреву при нормальном режиме.

1 — 10 кв в воздухе; 2 — 6 кв в воздухе; 3 — 10 кв в земле; 4 — 6 кв в земле; 5 — при  $T_m = 1\ 000 \dots 3\ 000$  час; 6 — при  $T_m = 3\ 000 \dots 5\ 000$  час; 7 — при  $T_m > 5\ 000$  час.

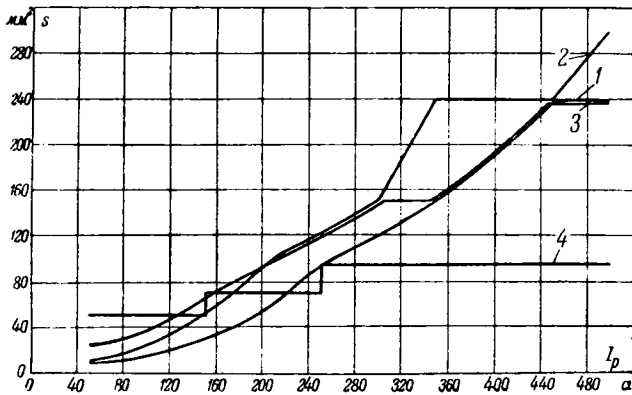


Рис. 2. Кривые сечений прокладываемых в земле кабелей напряжением 6 кВ, выбранных по различным условиям. 1 — по рабочему току; 2 — по нагрузке при аварийном режиме; 3 — по термической устойчивости; 4 — по экономической плотности тока.

Однако выбор сечения кабелей, как известно, определяется не только величиной экономической плотности тока и предельным током по нагреву при нормальном режиме, но и целым рядом других факторов, к числу которых относятся: аварийные режимы работы кабелей, термическая устойчивость их при коротком замыкании, потеря напряжения. Если раньше преобладающее влияние на выбор кабелей оказывала экономическая плотность тока, то теперь в связи с ее увеличением положение меняется, и указанные факторы, особенно аварийные режимы, получают гораздо большее значение.

Следует иметь в виду, что в настоящее время схемы электроснабжения промпредприятий строятся, исходя из того принципа, что все резервные кабели, как правило, находятся в работе. При этом значительно уменьшается потеря электроэнергии и увеличивается надежность электроснабжения, так как кабель находится в постоянной готовности. Анализ схем показывает, что запас пропускной способности кабелей в целях их взаимного резервирования колеблется от 25 до 100% и зависит от требуемой степени бесперебойности питания и типа запроектированной схемы.

Согласно Правилам устройства электротехнических установок нагрузки первой категории должны иметь 100%-ный автоматический резерв. Сечение и число линий, питающих нагрузки второй категории, также выбираются с учетом их взаимного резервирования. При отсутствии точных данных о величине нагрузок первой и второй категорий сечение кабелей обычно рассчитывается таким образом, чтобы при аварии было обеспечено питание примерно 65... 75% всей нагрузки. Это означает, что, например, при двух радиальных питающих линиях кабели должны выбираться по току, который в 1,3... 1,5 раза больше рабочего тока при нормальном режиме. Для учета аварийного режима в среднем можно принять, что сечение кабелей следует выбирать по току  $I_{ав} = 1,3 I_p$ . Это допущение можно распространить на все виды сетей высокого напряжения промышленных предприятий, так как для общих выводов не требуется особой точности. Во всяком случае в магистральных сетях процент резервирования в целом получается не меньше.

В табл. 2 приведены сечения проложенных в земле кабелей напряжением 6 и 10 кВ, выбранные, исходя из следующих условий: 1) по рабочему току при нормальном режиме ( $s_p$ ); 2) по нагрузке при аварийном режиме ( $s_{ав}$ ); 3) по термической устойчивости при режиме короткого замыкания ( $s_m$ ); 4) по экономической плотности тока ( $s_e$ ) при соответствующих величинах числа часов использования максимума  $T_m$ .

При определении сечений по термической устойчивости мощность короткого замыкания была принята равной 100 мва, а время действия защиты — 0,7... 2,1 сек. Больше время принималось для крупных сечений, учитывая их место в схеме электроснабжения. Фиктивное время определялось с учетом собственного времени отключения выключателя по кривым, относящимся к генераторам с автоматическим регулированием напряжения.

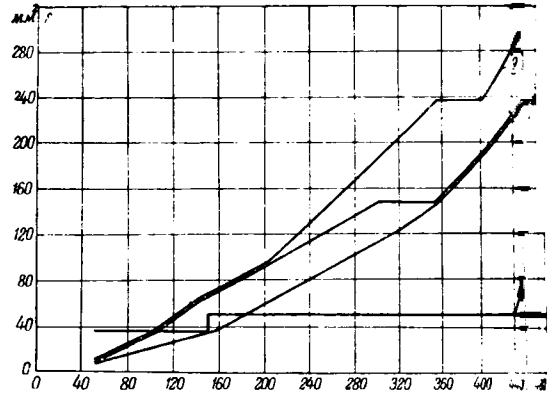


Рис. 3. Кривые сечений прокладываемых в земле кабелей напряжением 10 кВ, выбранных по различным условиям. 1 — по рабочему току; 2 — по нагрузке при аварийном режиме; 3 — по термической устойчивости; 4 — по экономической плотности тока.

Для кабелей различных сечений были получены следующие величины фиктивного времени:

- для сечений до 35 мм<sup>2</sup> включительно  $t_{ф} = 0,75$  сек;
- для сечений 50... 70 мм<sup>2</sup>  $t_{ф} = 1,25$  сек;
- для сечений 95 мм<sup>2</sup> и выше  $t_{ф} = 2,0$  сек.

Табл.

Рабочий ток	Аварийный ток	Сечения кабеля, мм <sup>2</sup>							
		6 кВ				10 кВ			
		по рабочему току $s_p$	по нагрузке при аварийном режиме $s_{ав}$	по термической устойчивости $s_m$	по экономической плотности $s_e$	по рабочему току $s_p$	по нагрузке при аварийном режиме $s_{ав}$	по термической устойчивости $s_m$	по экономической плотности $s_e$
50	65	10	10	50 (35)	25	10	10	35	
100	130	16	25	50 (35)	35	25 (16)	35	35	
150	195	35	50	50 (35)	70	35	70	35	
200	260	50	95	70	95	70	95	50 (35)	
250	325	95 (70)	120	70	120	95	150	50 (35)	
300	390	120 (95)	150	95	150	120	185	50	
350	455	150	240	95	150	150	240	50	
400	520	185	2×95	95	185	195	2×120	50	
450	585	240 (185)	2×120	95	240	240	2×150	50	
500	650	240	2×150	95	240	2×120	2×185	50	

<sup>1</sup> При коэффициенте резервирования  $k_p = 1,3$ .

Экономические плотности тока принимались, исходя из того, что большим сечениям кабелей, как правило, соответствует большее число часов использования максимальной нагрузки  $T_m$ . Поэтому для сечений до 50 мм<sup>2</sup> включительно принято  $j_e = 2,5$  а/мм<sup>2</sup>; для сечений 70... 150 мм<sup>2</sup> —  $j_e = 2,25$  а/мм<sup>2</sup>; для сечений 185... 240 мм<sup>2</sup> —  $j_e = 2,0$  а/мм<sup>2</sup>.

Выбор кабелей по экономической плотности тока не следует производить, разумеется, не по аварийному режиму, а по рабочему. В тех случаях, когда экономическое сечение лежит посередине между двумя стандартными сечениями, следует принимать ближайшее меньшее.

Анализ табл. 2 и кривых, представленных на рис. 2 и 3, приводит к выводу, что сечения кабелей, выбранные по экономической плотности тока, как правило, меньше сечений, выбранных по какому-либо из других условий.

ны им. Так, при токах до 50 а при напряжении 10 кв до 100 а при напряжении 6 кв определяющим фактором для выбора сечения является термическая устойчивость кабеля. Во всех других случаях сечение определяется нагрузками аварийного режима, если таковой следует учитывать по заданной схеме. Начиная с рабочих токов 350 а, сечение кабеля, выбранное по экономической плотности тока, становится практически равным сечению, требующемуся по рабочему току.

При прокладке нескольких кабелей в одной траншее при выборе их по потере напряжения экономическая плотность тока влияет на выбор сечения кабеля еще больше.

Некоторое влияние экономических плотностей тока на выбор сечения кабеля может иметь место, если по кабелю идут нагрузки третьей категории. В этом случае взаимно резервирования кабелей не требуется и кабели, идущие к отдельным токоприемникам, могут не проверяться на термическую устойчивость. Однако удельный вес нагрузок этой категории сравнительно невелик.

При расширении области применения высоковольтных кабелей число кабелей, не подлежащих проверке по токам короткого замыкания, несколько увеличится. Эти кабели, как правило, имеют малую длину и в ряде случаев прокладываются не в земле, а в производствен-

ных помещениях (каналах, трубах). Экономическое сечение при этом обычно не превышает сечения, выбранного по рабочему току.

Учитывая изложенное, можно констатировать, что при правильном выборе кабелей с учетом всех перечисленных выше факторов вновь введенные экономические плотности тока при всех способах прокладки кабелей не приводят к существенному увеличению их сечений и затрат на кабельные сети. Сечения кабелей, выбранные по аварийному режиму, почти всегда удовлетворяют требованиям экономической плотности.

**Литература**

1. Решение № 2/48Э Технического управления и Государственной инспекции по промэнергетике и энергонадзору Министерства электростанций и Главэлектромонтажа Министерства строительства предприятий тяжелой промышленности. Мероприятия по снижению стоимости строительства электроустановок. Промышленная энергетика, № 8, 1951.

2. Об экономических плотностях тока для силовых кабелей напряжением 3, 6 и 10 кв. Электрические станции, № 6, 1948.

[27. 10. 1951]



## К статье И. Н. Кроткова „Расчет наибольшей чувствительности электрических измерительных цепей“

(Электричество, № 10, 1951)

**В. А. КОЧАН**

*Львовский политехнический институт*

В первую очередь необходимо подчеркнуть большую ценность вышеуказанной работы, доказывающей, что результаты, полученные разными авторами в этой области, являются частными случаями результатов, полученных в этой статье. Нет сомнения, что автор прав, указывая в заключении, что: „В зависимости от принятых исходных данных могут получаться различные расчетные данные, используемые при определении наиболее выгоднейших элементов схемы“. Естественно возникает вопрос: какие должны быть приняты исходные заданные величины, чтобы получить действительно наиболее чувствительную электрическую цепь. Исходным положением И. Н. Кроткова относительно мостов постоянного тока является прием заданной мощности источника питания моста (все четыре варианта расчета мостовой схемы). Рассмотрим, действительно ли необходимо всегда считать  $E$  заданным и является ли это утверждение обоснованным.

Как известно, чувствительность по току, как и по напряжению, прямо пропорциональна величине  $E$ , и поэтому, взяв за величину  $E$ , мы сразу же отбрасываем возможность максимального увеличения и величины  $E$  и увеличения, таким образом, чувствительности схемы. Если мы действительно имеем максимальную чувствительность мостовой схемы, то заданной может быть максимум допустимая нагрузка измеряемого сопротивления  $R_w$  и для этого случая подбираем значения плеча моста, сопротивления гальванометра, напряжение  $U_g$  источника питания (не  $E$  и  $R_g$ , которые могут быть различными, чтобы только получить на зажимах моста напряжение  $U_g$ ). Задача эта решена В. Н. Мильштейном [Л. 1], которым получены результаты:

$$R_2 = \infty; R_4 = 0; R_3 = \frac{R_2 R_4}{R_w}; R_y = R_w \tag{1}$$

$$U_g = \infty; P_g = \infty; P_{y\infty} = \left(\frac{\Delta R_w}{R_w}\right)^2 \cdot \frac{P_w}{4} \tag{2}$$

- $P_g$  — мощность источника питания;
- $P_y$  — мощность в цепи указателя;
- $P_w$  — мощность, максимально допустимая в плече  $R_w$ .

Как видно, получается один из результатов, о котором И. Н. Кротков говорит в заключении: „Нельзя согласиться с указаниями о необходимости предельного уменьшения или увеличения двух смежных сопротивлений моста ( $R_2, R_4$ ), что практически приводит к нарушению работы мостовой схемы, бесконечно большому потреблению мощности генератора, минимуму чувствительности схемы“.

По нашему мнению, И. Н. Кротков неправ. Результаты, изложенные в такой форме, нельзя применять буквально. Практически вместо  $R_2 = \infty$  и  $R_4 = 0$  берем  $R_2 = mR_w$ ,  $R_4 = \frac{R_w}{n}$ , где  $m \gg 1$ ;  $n \gg 1$ , и соответственно полу-

чим  $R_3 = R_w \frac{m}{n}$  и мощность наиболее нагруженного плеча  $P_3 = mnp_w$ . Принимая  $p_3 = 100p_w$  и больше (термометры сопротивления и т. п.), подобрать источник с соответствующим напряжением не представляет затруднений. Для этого случая мощность в цепи указателя выражается формулой

$$P_y = \left(\frac{\Delta R_w}{R_w}\right)^2 P_w \frac{m:n}{(m+1)(n+1)} \frac{S}{(1+S)^2} = P_{y\infty} \frac{mn}{(m+1)(n+1)} \cdot \frac{4S}{(1+S)^2} \tag{3}$$

где

$$S = \frac{R_y}{R_{yy}} \tag{4}$$

Формула (3) важна для любых значений сопротивлений плеч моста и указателя

$$U_g = I_w (R_w + mR_w) = \sqrt{\frac{P_w}{R_w} (m+1) R_w} = (m+1) \sqrt{P_w R_w} \tag{5}$$

Если мы хотим рассматривать чувствительность по току, то получим:

$$P_y = I_y^2 R_y = (C_i a)^2 R_y = \frac{a^2 R_y}{(S_{ic, r_0})^2} \tag{6}$$

Для примера приводим расчет  $\frac{\Delta R_w}{R_w}$  предлагаемым методом в сравнении с методом, рекомендованным И. Н. Кротковым.

Задано, как у И. Н. Кроткова:  $R_w = 500 \text{ ом}$ ;  $R_y = 300 \text{ ом}$ ;  $S_y = 600 \cdot 10^6 \text{ мм}^2/\text{а}$ ;  $p_4 = 0,181 \text{ вт}$  (это мощность нагрузки плеча),  $R'_4 = 9,0 \text{ ом}$ , а не  $R'_4 = 90 \text{ ом}$ , так как в примере имеется ошибка, должно быть:

$$x'_2 = \sqrt{\frac{0,1 \cdot 8}{500 \cdot 5,001}} = 0,018.$$

Для равноплечего моста при  $m = n = 1$  и  $= R'_2 = R'_3 = R'_4 = 500 \text{ ом}$  будем иметь:

$$\left(\frac{\Delta R_w}{R_w}\right) = 0,28 \cdot 10^{-4},$$

а при  $m = n = 10$ , соответственно

$$\left(\frac{\Delta R_w}{R_w}\right) = 0,154 \cdot 10^{-4}\%.$$

Таким образом, мы получаем в отношении к рекомендованному И. Н. Кротковым, во много разшую чувствительность. Если указатель не задан, маем  $R_y = R_{yy}$  и  $S = 1$ , в этом случае чувствительность будет еще большей. Дальнейшее увеличение  $n$  до  $\infty$  даст повышение чувствительности.



## К статье А. А. Горева, В. В. Каплана и В. М. Нашатыря „Двухчастотный колебательный контур для испытания сверхмощных высоковольтных выключателей на отключающую способность“

(Электричество, № 6, 1951)

**Инж. С. П. БАКУМЕНКО**

г. Ижевск

Некоторые выводы этой статьи спорны.

*Испытания в искусственной схеме.* Искусственные схемы полностью не воспроизводят натуральных условий, однако считать такие испытания малоубедительными, пожалуй, неправильно.

Известно, что искусственные схемы, построенные на базе либо колебательного контура, либо генераторной установки [Л. 1], утяжеляют условия испытаний, что в конечном итоге приводит к занижению отключающей мощности выключателя, как это было показано А. Черниковым в его дипломном проекте (1948 г.).

В самом деле, вследствие ограниченной мощности источника тока в искусственной схеме ток спадает к нулю с большей скоростью, следовательно, предшествующее состояние дугового промежутка больше сказывается на прочности промежутка в процессе восстановления напряжения, чем в натуральной сети.

Поэтому бесосновательно сомневаться в надежности подобных испытаний.

Также верны будут эти соображения при рассмотрении вопроса о точности определения мощности выключателя в искусственных схемах.

*Колебательный контур А. А. Горева.* Едва ли справедливо утверждение авторов о том, что колебательный контур дает возможность плавно изменять отключаемый ток.

В самом деле, ток разряда батареи можно регулировать либо путем изменения соединения групп емкостей, либо меняя величину первоначального напряжения на емкости.

В первом случае действительно достигается регулировка тока, однако этот метод не дает плавной регулировки. Второй метод, казалось бы, исправляет недостаток первого метода, однако это достигается ценой увеличения затухания. Энергия дуги  $W_d = \int_0^t i_d U_d dt$ , энергия,

запасенная в батарее,  $W_b = \frac{CU}{2}$ .

Напряжение дуги выключателя равно 2...3% номинального, поэтому, если даже предположить, что напряжение на дуге не изменилось после снижения первоначального напряжения основной батареи емкости, то затухание тока разряда будет больше расчетного случая, так как энергия, потребляемая дугой, уменьшилась пропорцио-

нально напряжению. Энергия, запасенная в основной емкости, имеет квадратичную зависимость от напряжения, и она сравнительно больше снизится, что в итоге приведет к увеличению затухания тока, недопустимому. Следовательно, нельзя согласиться с колебательный контур позволяет плавно регулировать

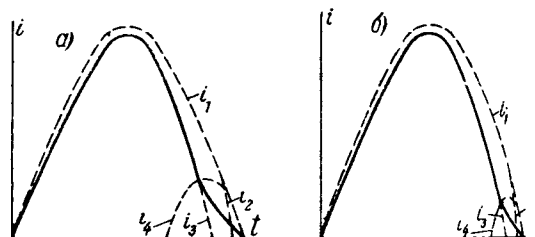
*Двухчастотный колебательный контур.*

а) Искажение процессов около вследствие разного токоограничивающего эффекта дуги. На рисунке изображены кривые натуральной сети и двухчастотной схемы, где  $i_1$  — ток короткого замыкания натуральной сети без искажения вследствие наличия емкости, шунтирующей выключатель;  $i_2$  — ток основного колебательного контура, затухающего вследствие токоограничивающего действия дуги;  $i_3$  — ток дополнительного контура.

Сплошной линией на рисунке показан результирующий ток, который протекает через испытуемый выключатель. Сравнение этой кривой с кривой  $i_2$  показывает, что ток в двухчастотной схеме существенно иначе протекает в натуральной.

Разное затухание обоих контуров вызывает значительный сдвиг токов. Поэтому с момента перехода с основной емкости на дополнительный ток в результирующей кривой существовать такой интервал времени, в течение которого скорость спада тока будет значительно меньше, чем в натуральной сети.

В случае воздушного выключателя дуге за это время охладит дуговое пространство, естественно, в большей степени, чем при действительных скоростях спада. Поэтому есть основания предполагать, что двухчас-



Ток в действительной сети и в двухчастотном контуре сдвигается в три (а) и пять (б) раз от частоты.

она сглаживает влияние амплитуды отключаемого тока вблизи погасания дуги.

Следовательно, рассматриваемая схема испытания создает более благоприятные условия для выключателя, чем обычные эксплуатационные и тем самым при определенных мощностях выключателя на основе испытаний делается пробка в сторону ее завышения.

б) Спорность экономической эффективности двухчастотной схемы. Для простоты рассмотрим 50-кв колебательный контур с емкостью 872 мкф конденсатора типа К-3), ток которого равен 13 700 а. С учетом токоограничения дугой

$$13\,700 \cdot 0,85 = 11\,600 \text{ а,}$$

0,85 — коэффициент ограничения тока.

Построим на базе этого контура двухчастотный контур на 400 кв.

Основной контур генерирует ток промышленной частоты. Его индуктивность должна быть:

$$L = \frac{1}{\omega^2 C} = \frac{1}{314^2 \cdot 872 \cdot 10^{-6}} = 11,6 \text{ мГн.}$$

Согласно нормам восстанавливаемое напряжение

$$U_{вн} = \frac{400}{\sqrt{3}} \cdot 1,5 = 350 \text{ кв.}$$

Для того чтобы обеспечить то же суммарное напряжение в двухчастотной схеме, необходима дополнительная батарея на напряжение 300 кв.

Для полной замены основного тока дополнительным производные вблизи момента погасания дуги (без учета ограничения и влияния шунтирующей емкости) должны быть равны:

$$\frac{U_1}{L_1} = \frac{U_2}{L_2} \quad (1)$$

Из соотношения (1) определяется  $L_2$ :

$$L_2 = \frac{300}{50} \cdot 11,6 = 69,6 \text{ мГн.}$$

Зная индуктивность, легко установить емкость дополнительного контура.

При этом учитываем, что в дополнительном контуре идет ток тройной частоты.

Емкость дополнительного контура

$$C_2 = \frac{1}{(3\omega)^2 L_2} = \frac{1}{(3 \cdot 314)^2 \cdot 69,6 \cdot 10^{-6}} = 16 \text{ мкф,}$$

что составляет  $100 \cdot \frac{16}{872} = 1,85\%$  основной емкости.

Емкость почти того же порядка получил Н. М. Чернышев в работах ВЭИ. На основании этого результата авторы пришли к выводу, что сооружение дополнительного контура требует относительно малых затрат.

Совершенно другие выводы получаются при конкретизации сравнения.

Будем считать, что в основном в дополнительном контуре применяются емкости ЛПИ типа К-3 ( $C = 2,4 \text{ мкф}$ ,  $U_{раб} = 50 \text{ кв}$ ). Тогда для основной батареи нужно  $\frac{16}{2,4} = 6,6$  единиц, для дополнительной батареи  $6 \times 2,4 = 14,4$  единиц, при последовательном соединении шести конденсаторов. Как видно, дополнительная батарея составляет 66% от основной. Подобным образом для пятикратной частоты мы находим, что дополнительная батарея составляет по емкости 23% от основной.

Из вышеприведенного следует, что сооружение двухчастотной схемы на базе колебательного контура требует значительных капитальных затрат для дополнительного контура. Кроме того, повышение частоты дополнительного контура делает такого рода испытания выключателей еще менее убедительными.

**Выводы.** 1. Двухчастотная схема не воспроизводит все условия, наблюдаемые в действительной сети при коротком замыкании.

2. Экономическая эффективность двухчастотной схемы по сравнению с искусственными схемами [Л. 1] не только не очевидна, но, наоборот, она уступает им.

3. По сравнению с разобранный, значительно выше стоит искусственная схема ВЭИ [Л. 1], хотя она тоже не лишена недостатков.

### Литература

1. Н. М. Чернышев. Схема синхронизации для испытания высоковольтных выключателей в искусственном режиме. Электричество, № 4, 1950.

## ОТВЕТ АВТОРОВ СТАТЬИ

По поводу замечаний С. П. Бакуменко необходимо дать следующие разъяснения.

1. Автор утверждает, что в искусственных схемах создаются более жесткие условия испытания вследствие того, что ток спадает к нулю с большей скоростью. Однако условия гашения дуги определяются не только формой дуги отключаемого тока, но и формой кривой напряжения на дуговом промежутке как до, так и после прохождения тока через нуль.

Рассмотрим с этой точки зрения наилучшую из известных искусственных схем — схему, разработанную в ВЭИ, которую имеет в виду С. П. Бакуменко.

В этой схеме [Л. 1] после перехода тока через нуль в точном соответствии между параметрами испытательной схемы и реальной сетью все же полностью не воспроизводятся действительные условия восстановления напряжения на дуговом промежутке.

Процесс восстановления напряжения определяется, конечно, не только величиной напряжения источника, параметрами сети и изменениями состояния дугового промежутка, но и начальными условиями. Допустим, что за малое отсчета принят момент времени (предшествующий прохождению тока через нуль), при котором напряжение на дуговом промежутке и на емкости, шунтирующей вы-

ключатель, имеет максимальное значение, т. е. момент, соответствующий пику гашения дуги. Это напряжение определяется параметрами цепи тока и динамической характеристикой дуги, существенно зависящей, в свою очередь, от скорости уменьшения тока. Следовательно, при данном дугогасящем устройстве напряжение также определяется параметрами цепи отключаемого тока и напряжением источника, питающего данную цепь. В реальной сети значения всех этих величин резко отличаются от достигаемых при испытании.

Поэтому начальные условия в схеме ВЭИ [рис. 4, Л. 1] оказываются несколько отличными от действительных начальных условий, влияющих на процесс восстановления напряжения. В частности, важным является то обстоятельство, что чик гашения при испытании всегда меньше, чем в реальных условиях, что, как известно, может существенно влиять как на величину первой амплитуды восстанавливающегося напряжения, так и на характер кривой восстанавливающегося напряжения. Несоответствие начальных условий усугубляется еще и тем обстоятельством, что емкость, шунтирующая выключатель, оказывается различной до перехода тока через нуль и после этого момента времени, так как регулируемая емкость  $C_0$  [рис. 4, Л. 1], определяющая главным образом собственную частоту восстановления напряжения, подклю-

чается к испытуемому выключателю лишь после перехода тока через нулевое значение.

Таким образом, если искажение формы кривой отключаемого тока до его прохождения через нуль, свойственное рассматриваемой схеме, несколько утяжеляет условия испытания выключателя, то отклонение в форме кривой восстанавливающегося напряжения, наоборот, может несколько облегчить условия гашения дуги в испытуемом выключателе. Установить, какой из этих факторов имеет решающее значение, достаточно затруднительно. И остается неясным, проводится ли испытания выключателя в этой схеме в более жестких, либо, наоборот, в более облегченных условиях по сравнению с действительными условиями работы выключателя при отключении тока короткого замыкания в сети.

Следует кроме этого отметить, что если бы даже существовала искусственная схема, которая создавала бы безусловно более жесткие условия испытания по сравнению с натуральными, то испытания в такой схеме также были бы малоубедительными. Схема могла бы опорочить качественную конструкцию дугогасящего устройства, которая при испытаниях в полностью эквивалентных условиях давала бы вполне удовлетворительные результаты.

2. При испытаниях высоковольтных аппаратов на отключающую способность нет необходимости в совершенно плавном регулировании тока; требуется лишь производить испытания в широком диапазоне токов при достаточно малых ступенях. Это достигается, в частности, путем соответствующего уменьшения емкости основной батареи колебательного контура. Как правило, основная батарея мощного контура составляется из 500 ... 600 и более конденсаторов, конструктивно подразделяемых на отдельные секции. Совершенно очевидно, что, отсоединяя ряд параллельно соединенных секций и групп конденсаторов, а если в этом есть необходимость, то и отдельные конденсаторы, можно мелкими ступенями уменьшать разрядный ток, изменяя одновременно индуктивность контура для поддержания постоянства частоты тока. Удовлетворительные результаты могут быть получены в диапазоне токов, при которых напряжение на дуговом промежутке выключателя того же порядка, что и при номинальном токе отключения.

Затруднения при данной схеме возникают при испытании выключателя на отключение лишь малых токов, порядка десятков и сотен ампер. В этом случае, вопреки ошибочному утверждению С. П. Бакуменко, напряжение на дуге заметно возрастает, и затухание становится достаточно большим.

Поэтому для испытания на малые токи в Лаборатории ТВН ЛПИ применяется двухконтурная схема, изображенная на рис. 1. Индуктивности  $L'$  и  $L''$  всегда можно выбрать с таким расчетом, чтобы частота тока соответствовала промышленной, а ток в испытуемом выключателе был равен заданной величине. При испытании выключателя на отключение малых токов  $L'' \gg L'$  и затухание определяется лишь параметрами контура  $C-L'$ , т. е. оно

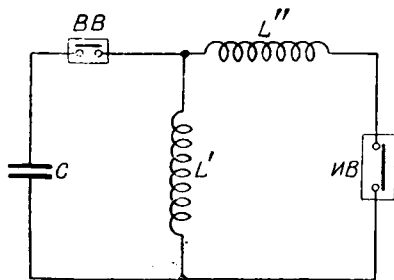


Рис. 1.

будет еще меньше, чем при отключении больших токов. Это обусловлено тем, что выделение энергии в дуговом промежутке практически уже оказывается совершенно незначительным по сравнению с ее запасом энергии в конденсаторах. Двухконтурная схема также весьма удобна для регулирования испытательного тока в весьма широких пределах без изменения емкости основной батареи.

Критика С. П. Бакуменко способа регулирования тока путем изменения зарядного напряжения основной батареи беспредметна. Такой способ вообще не может быть исполь-

зован при испытании, так как при этом пропорция уменьшению тока снижается также и восстанавливаемое напряжение, в то время как при всех токах оно должно соответствовать требованиям стандарта и может произвольно уменьшаться.

Опыт эксплуатации колебательного контура в схеме ТВН ЛПИ показал, что, используя для нее схему рис. 1 и схему обычного колебательного контура, можно получить весь диапазон токов отключения в нескольких десятках ампер до предельных токов.

3. Трактовка С. П. Бакуменко характера работы частотного колебательного контура говорит о недом понимании автором процессов, происходящих в колебательной схеме. Пользуясь простейшими уравнениями описывающими переходные процессы в колебательных цепях, легко убедиться, что форма кривой тока в момент выключения не имеет ничего общего с изображенной совершенно произвольно сплошной кривой на рис. 1. С. П. Бакуменко. Зарядное напряжение батареи колебательного контура  $U_1$  в несколько раз превосходит напряжение  $U_2$ , а  $L_1$  во столько же раз (приблизительно) ходит индуктивность  $L_2$ . Поэтому с момента гашения дуги и образования последовательной цепи  $C_1-L_2-L_1$  (рис. 4 нашей статьи) форма кривой тока весьма близка к кривой тока дополнительной цепи, т. е. тока повышенной частоты. Не прибегая к сложным выкладкам, достаточно элементарным путем, путем приведения двух осциллограмм (рис. 2), приведенных в отчете по двухчастотной схеме Лаборатории ЛПИ за 1948 г. Осциллограммы соответствуют известным наладочным опытам<sup>1</sup>, при которых имеет место синхронизация контуров, и гашение дуги в цепи происходит в районе максимума и до максимума ток повышенной частоты.

Эти две осциллограммы воспроизводят характерные токи, соответствующие двум примерам, изображенным на рисунке, приведенном в замечаниях С. П. Бакуменко.

Сравнение осциллограмм с кривыми показывает характер изменения тока на кривых не соответствующий действительности. Из обеих осциллограмм видно, что образование последовательной цепи ток  $i_1$  весьма близок к кривой тока повышенной частоты. Вместе с тем при хорошей синхронизации, как это следует из осциллограмм приведенных в статье, переход с кривой тока короткого замыкания на кривую тока последовательной цепи происходит со столь незначительным изломом, что его можно заметить лишь на кривой производной  $\frac{di_1}{dt}$ . Хорошая синхронизация

достигается не только при трехкратной, но и при кратной и даже несколько большей частоте, вопреки утверждению автора, что при испытании пятикратной частоте будут малоубедительны.

Таким образом, в двухчастотном колебательном контуре, начиная с момента гашения дуги в отключаемом устройстве, за 300 ... 600 мксек до перехода тока в нуль испытуемый выключатель находится в цепи, напряжение источника э. д. с. которой, а также индуктивность цепи точно соответствуют значениям в реальной сети. Поэтому форма кривой тока в испытуемом выключателе будет полностью совпадать с формой тока короткого замыкания в цепи. Тем самым в двухчастотном колебательном контуре отличие от всех искусственных схем, в том числе и от схем ВЭИ, еще до перехода тока через нуль создаются эквивалентные условия испытания. Как ясно из предыдущего, обеспечивает также полную эквивалентность условий испытания и после перехода тока через нуль, т. е. в течение всего процесса испытания. Попутно отметим, что автор неправильно изображает форму кривой тока в колебательном контуре, искаженного в результате воздействия дугового промежутка. Легко показать, что при наличии в колебательной цепи дугового промежутка, напряжение которой можно считать в продолжение большей части полупериода величиной постоянной, форма кривой разрядного тока остается синусоидальной, с той же угловой частотой колебаний, уменьшается лишь амплитуда.

<sup>1</sup> В качестве отключающего устройства и испытуемого применялись дугогасящие трубки разъединителя мощности РИ

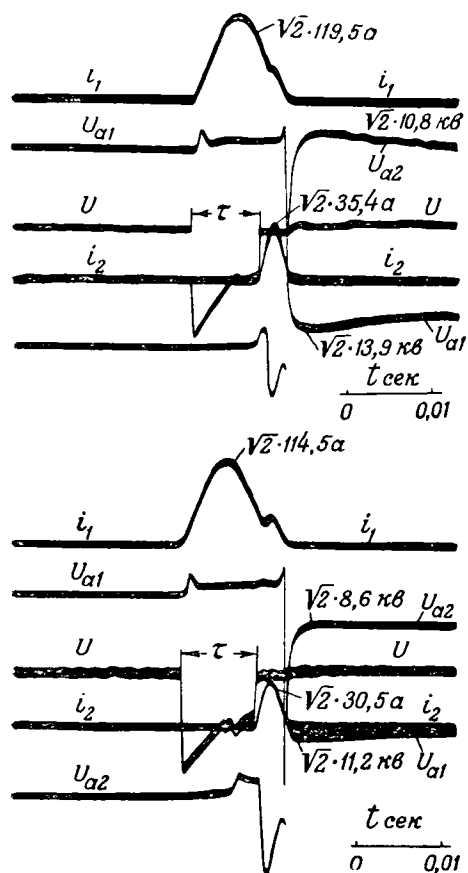


Рис. 2.

Поэтому при нормальной синхронизации контуров эти промежутки не будут приводить к несвоевременному переходу тока  $i_{12}$  в отключающем устройстве через

Утверждение автора, что «сооружение двухчастотной схемы на базе колебательного контура требует значительных капитальных затрат», также ошибочно.

Рассматривая вопрос о возможности сооружения двухчастотного колебательного контура на базе контура ВЭИ, исходит из предположения, что для этого необходимо дополнительно соорудить батарею емкости  $C_2$  для контура основной частоты. Между тем для оценки действительной эффективности схемы следует учесть, что при практической ее осуществлении, в частности на базе контура, что дополнительная батарея не нужна и нет дополнительных затрат на основное оборудование; в качестве емкости  $C_2$  следует использовать часть конденсаторов основной батареи емкости колебательного контура. осуществлении в ВЭИ двухчастотного контура на  $U_1$  и при номинальном напряжении батареи  $C_1$  основного контура 50 кВ эквивалентная испытательная мощность

контура увеличится примерно в 6 раз. Если в основном контуре использовать автотрансформатор и снизить напряжение с 50 до 25 кВ, то эквивалентная испытательная мощность колебательного контура увеличится примерно в 9,3 раза и будет около 11 500 мвта.

Испытательная мощность контура Лаборатории ТВН ЛПИ, равная приблизительно 250 мвта, без каких-либо дополнительных затрат была увеличена примерно до 3 000 мвта, в 12 раз. При этом все оборудование колебательного контура было разделено между основным и дополнительными контурами.

Как указывалось в статье, при выборе оптимального соотношения между напряжениями  $U_2$  и  $U_1$  «возможно в пределе увеличить в 10...12 раз эквивалентную трехфазную испытательную мощность колебательного контура», используя лишь конденсаторы основной батареи колебательного контура. Если же соорудить отдельно батарею  $C_2$ , можно еще больше увеличить испытательную мощность контура.

Например, в рассматриваемом автором случае при увеличении батареи приблизительно на 23% и трансформировании напряжения в основном контуре с 50 до 25 кВ испытательную мощность контура ВЭИ можно увеличить в 11,2 раза и довести до порядка 14 000 мвта.

Попутно отметим, что автор исходит из произвольного предположения, что в наших работах оценка эффективности двухчастотного контура производится на основании сравнения емкостей  $C_1$  и  $C_2$  различного номинального напряжения. Вместе с тем как в статье, так и во всех ответах лаборатории производится сравнение либо величин энергии, которые могут быть сосредоточены в батареях, либо емкостей конденсаторов одного и того же напряжения.

Выводы об эффективности двухчастотного колебательного контура сделаны на основании соответствующих расчетов, показывающих, во сколько раз испытательная мощность контура увеличивается при осуществлении на его базе двухчастотной схемы. Эти выводы подтверждены опытом эксплуатации двухчастотного колебательного контура Лаборатории ТВН ЛПИ.

**Выводы.** Из вышеизложенного, впрочем и непосредственно из статьи, следует, что все критические замечания С. П. Бакуменко являются результатом недоразумения.

Преимущество схемы двухчастотного колебательного контура по сравнению с искусственными схемами состоит в том, что она является в настоящее время единственной синтетической схемой, в которой достигаются полностью эквивалентные условия испытания.

Экономическая эффективность схемы видна уже из того, что, используя оборудование существующего колебательного контура ВЭИ, она позволяет получить мощности, необходимые для испытания выключателей на 400 кВ для Куйбышевской и Сталинградской гЭС при полностью эквивалентных условиях испытания.

### Литература

1. Н. М. Чернышев. Схема синхронизации для испытания высоковольтных выключателей в искусственном режиме. Электричество, № 4, 1950.





## ТЕПЛОЭЛЕКТРОЗАРЯДНАЯ СТАНЦИЯ ДЛЯ ЗИМНЕГО ОБСЛУЖИВАНИЯ ДВИГАТЕЛЕЙ

Научно-исследовательский сектор Лесотехнической академии им. Кирова сконструировал станцию типа ТЭЭС-5, позволяющую произвести: групповой прогрев двигателей внутреннего сгорания автомобилей и тракторов в зимнее время, нагрев воды и масла, заправку машин горячей водой и маслом, разжиг газогенераторов, зарядку аккумуляторных батарей, получение дистиллированной воды и освещение места стоянки машин. Кроме того, в помещении станции можно производить мелкий ремонт отдельных агрегатов, так как она размещена в утепленной будке, поставленной на санный ход, позволяющий легко передвигать станцию к месту работы. Размеры помещения —  $4 \times 2,7 \times 3$  м. Станция включает следующее оборудование: малогабаритный паровой котел передвижного типа с поверхностью нагрева  $4,29$  м<sup>2</sup>, номинальным давлением пара —  $5$  ат и паропроизводительностью  $115$  кг/час; турбогенератор постоянного тока ТГ-1-50 мощностью  $1$  кВт; воздуходувку центробежного типа; паровую водомаслогрейку; устройство для получения дистиллированной воды; распределительный щит с одним главным рубильником и шестью рубильниками для зарядки аккумуляторов; приборы электрического освещения и прочие принадлежности для эксплуатации станции.

(Лесная промышленность, № 10, 1951, В. Б. Прохоров и И. Г. Кутев)

## ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫЙ НАГРЕВ ТОКАМИ ПРОМЫШЛЕННОЙ ЧАСТОТЫ

Электроконтактный способ нагрева токами промышленной частоты (50 гц) имеет ряд преимуществ перед нагревом заготовок в пламенных печах и, в частности, дает значительную экономию при правильном применении. Например, на Владимирском тракторном заводе им. Жданова электроконтактный местный нагрев под гибку дал  $50\,000$  руб. годовой экономии без учета потерь на брак при нагреве в пламенных печах и эксплуатационных расходов, затрачиваемых на ремонт и обслуживание пламенных печей, а местный нагрев под запрессовку обеспечил экономию  $100\,000$  руб. и разрешил проблему нагрева деталей под запрессовку непосредственно в потоке их механической обработки.

Лучше всего местный электроконтактный нагрев деталей под гибку, высадку, запрессовку и пр. производить на стыковых сварочных машинах, но можно применять и специальные электрогорны.

Для сокращения технологического времени на обработку деталей Владимирский тракторный завод им. Жданова применил метод прерывистого нагрева, причем равномерное распределение тепла по сечению заготовки обеспечивается короткими импульсами пропускания тока через место нагрева. Частота и длительность импульсов и пауз зависят от веса нагреваемой части заготовки, материала, применяемой для нагрева мощности и чистоты контактных поверхностей.

При уменьшении толщины детали и увеличении тока нагрева паузы и импульсы пропускания тока делаются чаще и короче.

Метод прерывистого нагрева с использованием повышенной мощности дал возможность заводу понизить трудоемкость операции нагрева и расход электрической энергии. Электроконтактный метод полностью устранил брак при нагреве под гибку и запрессовку, который имелся при таких же операциях в пламенных печах. Это имеет особенно большое значение для деталей, подвергающихся до нагрева точной механической обработке.

(Автомобильная и тракторная промышленность, стр. 25, № 10, 1951, А. И. Горьков.)

## МОЩНЫЕ ЭЛЕКТРОЗЕМЛЕСОСНЫЕ СНАРЯДА НА СТРОИТЕЛЬСТВЕ ЦИМЛЯНСКОГО ГИД

Опыт показывает, что весьма эффективным механизацией земляных работ является гидромеханизация.

На строительстве Цимлянского гидроузла гидромеханизация за год выполнялась земля в  $2,5$  раза больше, чем за два года на строительстве им. Москвы. В 1951 г. на строительстве даны в эксплуатацию новые мощные электроземлесосы типа 500—60.

Эти землесосные снаряды состоят из стальной сварной понтона, на котором установлен мощный электродвигатель мощностью  $2\,439$  квт при  $500$  об/мин. Синхронный электродвигатель работает от сети напряжением  $6\,600$  в. Его запущенный асинхронный, с автоматическим вводом в синхронный режим. Заборная труба насоса опускается на дно. Струя воды, увлекаемая в трубу, размывает грунт, вместе с водой засасывается насосом и гонится по трубам — пульповодам. В комплект землесосного снаряда входит плозучий пульповод из 40 звеньев, длиной по  $9$  м и диаметром  $700$  мм. Всасывающая труба заканчивается рыхлителем с фрезой диаметром  $2,5$  м, рываны в носовой части понтона. Рыхлитель снабжен электродвигателем мощностью  $180$  квт. при  $720$  об/мин. Подъем и опускание рамы рыхлителя осуществляются мощью десятитонной электрической лебедки. Электроснаряд рассчитан на подачу  $5\,000$  м<sup>3</sup>/час при напоре  $60$  м.

Для вспомогательных целей в машинном зале снаряда установлены два центробежных насоса производительностью  $108$  м<sup>3</sup>/час при напоре  $100$  м. Движение электродвигателем мощностью  $100$  квт. Один из насосов рабочий, а другой — резервный.

Общая установленная мощность электроземлесосного снаряда составляет  $2\,943$  квт. Для электродвигателей рыхлителя и лебедок, для освещения всех вспомогательных устройств на землесосном снаряде установлен трансформатор мощностью  $560$  квт при напряжении  $6\,000/380$  в. Электроснабжение землесосных снарядов производится от береговых электрических сетей.

Управление механизмами ведется из специальной кабины, где при помощи кнопок дистанционного управления включаются или останавливаются любая лебедка, электродвигатель рыхлителя. В случае аварии отсюда можно остановить главный электродвигатель землесоса.

Выпуск мощного электроземлесосного снаряда 500—60 представляет ценный вклад нашей науки и техники в гидромеханизацию работ на великих строительных коммунизма.

(Механизация тяжелых и трудоемких работ, № 5, 1951, Б. М. Шкундин).

## ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ ПИЛЫ И СТАНОК ДЛЯ ИХ ЗАТОЧКИ

В журнале «Электричество» [Л. 1] уже приводились сравнительные данные облегченных электрических пил типа ЦНИИМЭ-К-5 с ранее применявшимися двуручными электропилами ВАКОПП. В настоящее время Лики машиностроительный завод выпустил образцы новых электрических высококачественных электрических пил, исходя из необходимости удовлетворить следующим требованиям: а) раскряжовка деревьев в настоящее время территориально отделена от валки леса; б) необходима дифференциация пил по размерам для разработки насаждений с различными диаметрами деревьев; в) унификация конструкций пил для облегчения и удешевления производства. Разработаны четыре разновидности пил: 1) валочная кон-

с электродвигателем мощностью 1,3 кВт и шиной длиной 47 см (модель ВВК); 2) раскрывочная консольная аким же двигателем и шиной (модель ВРК); 3) валочная двуручная с двигателем мощностью 2,5 кВт и шиной 100 см (модель ВВД); 4) раскрывочная двуручная (модель ВРД). Раскрывочные пилы могут быть пеланы в валочные и обратно непосредственно на лесосе за 30 ... 40 мин.

Все пилы имеют асинхронные электродвигатели для напряжения 220 в и частоты 200 гц при 12 000 об/мин; электродвигатели с обдувно-протяжной вентиляцией и соединением обмоток в звезду. Вес пил: моделей ВВК и ВРК — 9,5 кг, а моделей ВВД и ВРД — 12 кг. Производительность пиления (по данным предварительных испытаний) пилами ВВК и ВРК — 50 см<sup>2</sup>/сек, а пилами укрупненных моделей — 70 см<sup>2</sup>/сек.

Электрические пилы могут быть использованы не только для валки и раскрывки леса при лесозаготовках, но и для разнообразных строительных, мостовых и иных связанных с деревянными поделками. В таблице показаны преимущества применения электрических пил ИИМЭ-К-5 с консольным пыльным аппаратом, успешно использованных на строительстве балочного моста и деревянных одноэтажных домов в Лесопромхозе.

**Затраты времени на выполнение плотничных работ**

Наименование работ	Электропила ИИМЭ-К-5, мин	Механически-повышенным ручным способом, мин	Отношение затрат времени, %
<b>На строительстве домов</b>			
пиловка двух торцов одного угла по всей высоте здания (8 пог. м пила) . . . . .	11,0	23,0	254
пиловка одного оконного проема скола надпила карнизов (3,1 пог. м одного пропила) . . . . .	6,4	27,0	425
то же, дверного проема (4,4 пог. м одного пропила) . . . . .	9,1	31,0	340
пиловка (вырубка) двух гребней одного проема под косяки (6,2 пог. м за четырех четвертей) . . . . .	10,5	30,0	285
то же, дверного проема (8,8 пог. м за) . . . . .	13,8	43,0	311
<b>Зарезка по шаблону концов стропил:</b>			
запил двух сторон шипа . . . . .	0,12	0,35	291
запил (вырубка) двух сторон надшки . . . . .	0,45	2,8	622
равнивание опорного стула диаметром 26 см и изготовление на нем . . . . .	2,4	5,9	245
<b>На строительстве моста:</b>			
отверстие свай средним диаметром . . . . .	2,1	5,2	247
запил 10 концов, установленных в прогонах, средним диаметром 8 см . . . . .	4,8	15,1	314

Одно из важнейших условий успешного применения электрических пил — правильная организация пилорабочей. Универсальный заточно-фуговочный станок ИИМЭ — переносного типа (вес ~ 22 кг) отличается от обычной конструкции, дает возможность (за 8 мин) заточить все зубья цепи пилы, причем как правой, так и левой стороны цепи получают ровные углы заточки, станок не требует прикрепления к столу или верстаку.

**Литература**

Э. А. Павлов и А. И. Осипов. Электропилы переменного тока 200 гц для лесозаготовок. Электричество, № 7, 1950.  
 Г. А. Вильке. Новые электрические пилы. Лесная промышленность, № 7, 1951.  
 Электричество, № 4.

3. Э. А. Павлов. Электропилы ЦНИИМЭ-К-5 на строительных работах. Лесная промышленность, № 9, 1951.

4. А. И. Андриевский. Универсальный заточно-фуговочный станок ЦНИИМЭ. Лесная промышленность, № 9, 1951.

**ЗА РУБЕЖОМ**

**АВАРИИ НА ГОРНЫХ ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ, ВЫЗВАННЫЕ ПАДЕНИЕМ ЛАВИН**

Падением лавин, сопутствующим большим снегопадам в январе — феврале, в Альпах были повреждены линии электропередачи. Так, на линии 150 кв через перевал Лукманье лавина полностью сорвала одну металлическую опору. На линии 150 кв через Сен-Готардский перевал было разрушено лавинами пять металлических опор. Снежные заносы в горах были столь велики, что обход линии для установления объема и места разрушений был невозможен. Поэтому для этой цели был использован самолет.

После установления мест повреждения и возможных путей подхода к ним на лыжах были направлены бригады рабочих для ремонтно-восстановительных работ. Инструменты, материалы и провиант были сброшены к местам работ самолетами. Связь с бригадами поддерживалась по радио. Ремонтные работы заключались в освобождении от снега поврежденных опор, проводов и тросов, на что была истрачена большая часть времени. Затем были сооружены временные деревянные опоры и произведен монтаж изоляторов и проводов. Перерыв подачи энергии через перевал Лукманье от момента повреждения до включения в работу с временными опорами был равен 19 дням, аналогичный перерыв для южной части линии через перевал Сен-Готард был 22 дня и для Северной части этой линии 45 дней.

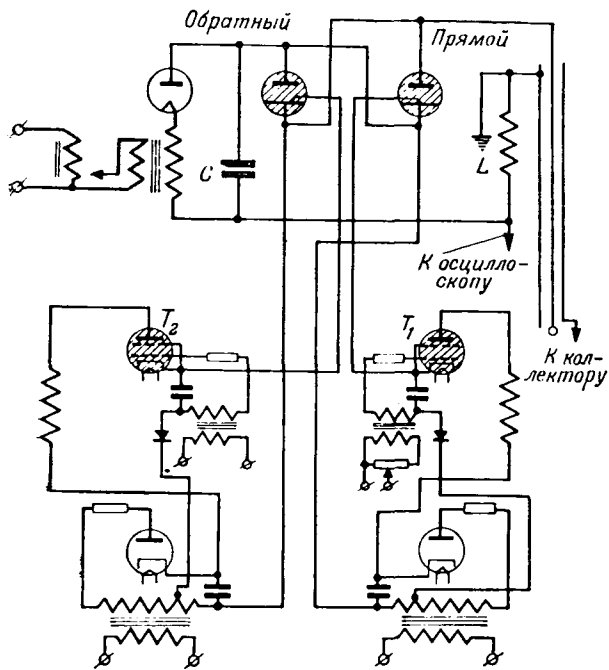
В результате этих повреждений швейцарские организации пришли к выводу о невозможности сооружения линий электропередачи, механическая часть которых могла бы противостоять падению лавин. Они считают необходимым при трассировке линий в горных условиях избегать направлений через лавиноопасные участки. Там же, где это невозможно, следует учитывать вероятность повреждения линий лавинами и иметь в соответствующих районах помещения для ремонтных бригад.

(Вул. ASE, № 13, стр. 467, 1951. R. Vogeli)

**Инж. С. С. РОКОТЯН**

**УСТАНОВКА ДЛЯ ИСПЫТАНИЯ МЕЖДУВИТКОВОЙ ИЗОЛЯЦИИ ЯКОРЕЙ КРУПНЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА**

Успешное использование для испытания междувитковой изоляции машин переменного тока схем с периодическим генерированием высокочастотных разрядов посредством тиратронов, побудило применить аналогичные методы для проверки якорей мощных машин постоянного тока. Во время войны встретилась необходимость в создании машин малых габаритов с ограниченными размерами изоляции. Для этих машин было найдено достаточным контролировать изоляцию секций, лежащих между соседними пластинами коллектора напряжением 500 в. Ввиду малой индуктивности обмотки, несмотря на высокочастотное напряжение, ток через обмотку при напряжении 500 в достигал 300 а. Схему удалось осуществить, заряжая в один полупериод рабочей частоты емкость в 1 мкф до 6 кв и разряжая ее в другой полупериод через тиратрон и концентричный кабель на обмотку. Концентричный кабель был применен для уменьшения индуктивности подводки. Так как разряд должен быть высокочастотный, то параллельно включающему тиратрону был подсоединен второй тиратрон навстречу, пропускающий вторую половину тока высокочастотного разряда. Напряжение на обмотке измерялось катодным осциллоскопом. Успешные испытания на этой установке продолжались и после войны. В 1949 г. решено развить эти схемы для машин с еще меньшей индуктивностью, так чтобы ток при 500 в достигал нескольких тысяч ампер.



Использовать тиратроны для получения таких токов непрактично. Была разработана установка на игнитронах, схема которой показана на рисунке (схема осциллографа для краткости не приведена).

Емкость  $C$  заряжается в один полупериод и разряжается в следующий. Так как разрядная цепь колебательная, то предусмотрен второй игнитрон для пропускания обратного тока. Каждый игнитрон имеет свою схему зажигания, посылающую импульсы тока длительностью 500 мксек через поджигатель. Время зажигания меняется от 20 до 40 мксек, а длительность первой полуволны колебания основной испытательной цепи может быть короче, поэтому необходимо зажигать обратный игнитрон первым. Это обеспечивает готовность к действию обратной трубки, когда наступает обратное протекание испытательного тока. Сетка обратного тиратрона  $T_2$  имеет отрицательное смещение около 30 в, которое модулируется напряжением около 250 в при 60 гц так, что зажигания происходит вскоре после нуля зажигающего полупериода. Прямой тиратрон контролируется таким же образом, за тем исключением, что модулирующее напряжение немного меньше, поэтому зажигание несколько запаздывает. Положительный полюс генератора импульсов присоединен к земле через катушку из нескольких витков; положительное падение напряжения в этой катушке используется для зажигания осциллографа, чем достигается неподвижность изображения на его экране, несмотря на колебания момента зажигания игнитрона.

Чтобы избежать влияния падения напряжения в контактах на коллекторе главной цепи, пластины осциллографа присоединены к коллектору особым концентрическим кабелем.

Контактный механизм для подачи импульса к коллектору укреплен в хорошо изолированном теле, снабженном двумя рукоятками, держа за которые, наблюдатель безопасно прижимает контактный механизм поочередно к пластинам коллектора.

Генератор импульсов имеет емкость 0,5 мкф, заряжаемую до 7,5 кв, и способен создавать до 1000 в между пластинами коллектора любой машины.

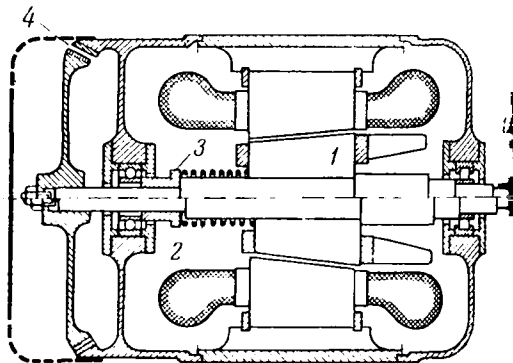
Установка пригодна и для испытания обмоток более высокой индуктивности: катушек возбуждения и катушек статоров машин переменного тока. Последние могут испытываться после сборки машины. Напряжение 7,5 кв достаточно для обнаружения дефекта даже высокоизолированных секций первого класса, имеющих пробивное напряжение в два или три раза большее.

(E1. Eng., № 7, 1951. F. H. Catlin, N. Rohats).

Кандидат техн. наук, доц. Е. В. КАЛИНИН

## ПРИВОД СО СТОП-ДВИГАТЕЛЕМ

Принцип конструкции так называемого стоп-двигателя состоит в том, что в одной машине совмещены двигатель и тормозное устройство. Сама конструкция такого двигателя ясно видна из рисунка. Отличительной особенностью по сравнению с обычным короткозамкнутым трехфазным двигателем является то, что ротор имеет коническую форму и может перемещаться в осевом направлении относительно на 1 мм по отношению к корпусу.



Схематический разрез стоп-двигателя.

1 — ротор; 2 — пружина; 3 — упор для пружины; 4 — торс. Примечание. Нижняя часть чертежа показывает положение ротора, когда двигатель выключен, а тормоз зажат.

При отключенном состоянии под действием пружины ротор 1 перемещается вправо, вследствие чего конус 1 плотно прижимается к конусу, укрепленному в статоре, и двигатель находится в заторможенном состоянии. При включении статора на сеть ротор втягивается и переместится влево до упора 3, прекратив тем самым сцепление тормозных конусов 4 и дав свободу вращению ротору. Таким образом, выключение тока статора мгновенно и автоматически затормаживает ось двигателя, прекращая его вращение. Наоборот, пуск двигателя автоматически сопровождается прекращением торможения и в малой работе привода.

Такой двигатель весьма ценен для станков, которые по условиям производства требуют мгновенной остановки без выбега.

(В. В. С. Mitt. № 5/6, стр. 192, 1951. V. Rusterholz. E. и M., стр. 844, 1951, M. Schultze).

Инж. Б. А. ПРОТОПОПОВ

## ДАЛЬНЕЙШЕЕ РАЗВИТИЕ МУФТ С ФЕРРОМАГНИТНЫМИ ПОРОШКАМИ

Муфты с ферромагнитными частями в масле ставятся перед их конструктором ряд достаточно сложных проблем. Статья рассматривает некоторые из них.

Весьма серьезной задачей в описываемых муфтах является отвод тепла, в особенности при работе муфты в режиме регулирования скорости, т. е. со скольжением. Проблема решается как воздушное, так и жидкостное охлаждение. В частности, охлаждающей жидкостью может быть сама жидкая основа, в которой взвешены ферромагнитные частицы. Это тем более рационально, что основное количество тепла выделяется в воздушном зазоре. Однако охлаждающая жидкость свободно проходит внутрь муфты лишь при отключенном ее состоянии. При появлении магнитного поля и, следовательно, затвердевании массы железные частицы теряют подвижность и циркуляция масла становится невозможной. Эту трудность можно обойти, направив охлаждающую жидкость по специальным каналам. С точки зрения теплоотвода хороши муфты с твердой основой, например графитом или тальком, в которых теплопроводность массы больше и теплопередача от внутренних частей муфты к наружным облегчена.

Большое внимание также должно быть уделено уплотнениям. Лабиринтовые уплотнения применяются не всегда успешно. Они хороши при сравнительно больших скоростях вращения муфты, когда возможно использование центробежной силы, действующей на ферромагнитные ча-

ы. Но при переменной скорости лаптовые уплотнения работают неэффективно. Большой их недостаток состоит также в том, что они не позволяют муфте «дышать». Заключенный в муфте воздух выходит, расширяясь при вращении, а при остывании засасывается свежий воздух. Вместе с ним попадают кислород и влага, вызывающие коррозию как частей муфты, так и ферромагнитных частиц. Эти соображения заставляют предпочитать герметические муфты, устраняющие зависимость от окружающих атмосферных условий. Пример конструкции муфты, имеющей герметические уплотнения и изолирующую жидкостную составляющую — эмульсионной смеси для охлаждения, на рис. 1. Насос 1 прокачивает масло через уплотнения вдоль вала муфты. Обратное масло возвращается в камеру 2 через магнитные ловушки 3, сделанные из кольцевого магнита 4, вставленного из сплава альнико и стальных колец 5. Ферромагнитные частицы не могут пройти через узкую щель между кольцами, масло же проходит через свободно. Плотность системы в целом обеспечивается наружными уплотнениями 6, которые должны лишь предотвратить утечку масла. Муфты подобной конструкции удовлетворительно работают при скорости от 120 до 1400 об/мин, а также при регулировании скорости скольжением от нуля до 200% в течение 30 дней без видимых утечек ферромагнитных частиц и масла.

Под действием центробежной силы эмульсия уплотняется. Это уплотнение может быть настолько значительным, что муфта потеряет управляемость. Иногда, особенно в дисковых муфтах, действие центробежных сил оказывается большим, чем действие сил магнитного притяжения. Муфты, работающие при высоких скоростях вращения, требуют специальных конструктивных мер, обеспечивающих их нормальную работу. На рис. 2 схематически изображена муфта, рассчитанная на 10 000 об/мин. Внешний корпус 1 выполнен из немагнитного металла и работает в виде сосуда с небольшим объемом масла, образованного кольцевой выточкой в корпусе 1 и двумя кольцевыми башмаками 3 и 4. При такой конструкции центробежная сила, создаваемая катушкой возбуждения 5, действует на центробежную силу даже на высоких скоростях. Другое преимущество такой муфты состоит в том, что при снятии магнитного поля частицы отпадают от магнитных поверхностей и сцепление нарушается.

Для работы муфты постоянный ток может быть получен как от внешней сети, так и при помощи специальных устройств на самой муфте, делающих ее независимой от внешних источников. Для этой цели на валу муфты размещается магнитопровод, несущий обмотку, вращающийся вместе с корпусом. Против магнитопровода неподвижно устанавливаются постоянные магниты электромагниты возбуждения. Полученный таким образом ток можно использовать для питания выпрямителя, питающего обмотку муфты. В другом варианте на валу муфты размещается обмотка, соединенная через полупроводниковый выпрямитель с обмоткой муфты. Обмотка, помещенная на валу, охватывается неподвижной обмоткой, подключенной к сети переменного тока. В обоих вариантах питание обмотки муфты переменным током происходит без выпрямления.

В ряде случаев необходимо бывает предотвратить вращение муфты при исчезновении напряжения питающей сети. Такое устройство особенно важно, например, для лифтов. Хорошим способом для выполнения этого требования является применение постоянных магнитов, снабженных обмоткой таким образом, что при включении ток в обмотку уменьшается настолько, что муфта разблокируется. Неоднократно также предлагались различные способы управления потоком постоянного магнита путем перемещения передвигания самого магнита или магнитных полюсов.

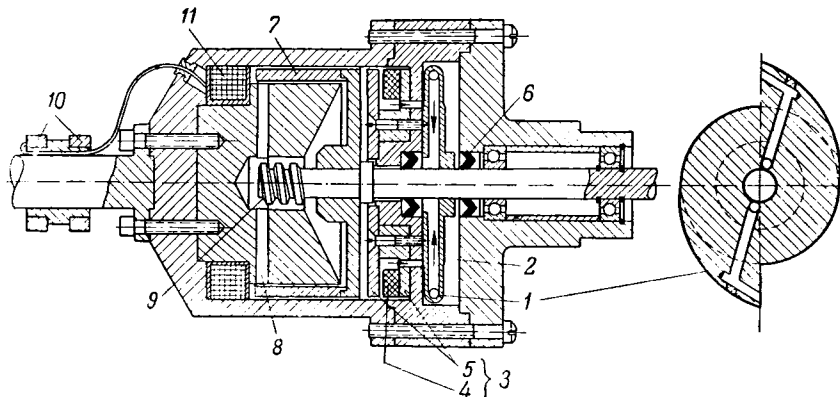


Рис. 1. Муфта с герметическим уплотнением.

1 — масляный насос; 2 — полость с чистым маслом; 3 — магнитные ловушки; 4 — кольцевой магнит из альнико; 5 — стальные кольца; 6 — уплотнения; 7 — цилиндр сцепления; 8 — проход для жидкости; 9 — циркуляционный насос; 10 — контактные кольца; 11 — катушка возбуждения.

Обычно скорость срабатывания муфты зависит в основном от скорости установления магнитного потока, а не от скорости процесса, происходящего в ферромагнитной среде. Скорость нарастания тока в обмотке (и следовательно, скорость установления магнитного потока) зависит от индуктивности обмотки. Как и во всех магнитных устройствах, выполнение магнитопровода из листового материала снижает вихревые токи и соответственно ускоряет срабатывание муфты.

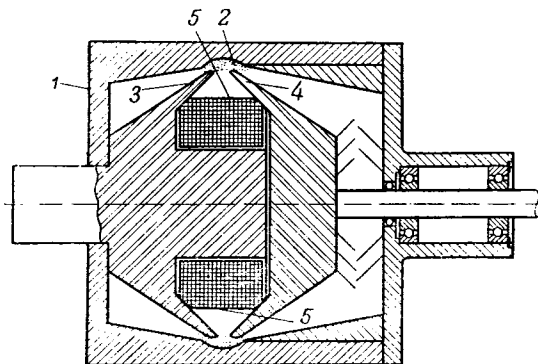


Рис. 2. Муфта для больших скоростей вращения.

Широкие возможности муфт с ферромагнитной массой вызвали многочисленные их применения. Формы выполнения их также весьма разнообразны. Так, например, были предложены муфты с цилиндрическими и коническими поверхностями, расположенными не соосно. Эти муфты применялись для получения более медленного вращения от быстровращающегося ведущего вала. В этом случае ведущий вал выполнялся в виде коленчатого. Соединенные с его кривошипами шатуны приводили в колебательное движение корпусы муфт, ведомые части которых насажены на один вал. Вращающийся от того же коленчатого вала переключатель замыкает ту или иную муфту, и, таким образом, ведомый вал получает вращение. Моменты включения устанавливаются так, что ведомый вал вращается непрерывно в одном направлении с меньшей скоростью, чем ведущий, коленчатый.

[Machinery (London), № 120 (2—VIII), стр. 192, 1951]

Инж. Ю. И. АНОСОВ

### ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ЗАБОР

Забор состоит из колючей проволоки, укрепленной изолированно на легких переносных или стационарных кольях или штангах, и зарядного устройства. Последнее подает короткие электрические импульсы, которые пугают животных, не причиняя им вреда, и не позволяют им вырваться из огражденной забором территории. Имеются све-



## Вопросы использования энергии ветра

### Научно-техническая сессия в Баку

В феврале с. г. в Баку состоялась научно-техническая сессия по вопросам использования энергии ветра. Энергетический институт им. Есьмана Академии наук Азербайджанской ССР и Азербайджанское отделение ВНИТОЭ пригласили к участию в работе сессии ряд научно-исследовательских институтов, занимающихся проблемами использования энергии ветра, в том числе: Всесоюзный институт механизации сельского хозяйства, Московский институт механизации и электрификации сельского хозяйства, республиканские отделения ВНИТОЭ и др., всего 107 чел.

Сессию открыл президент Академии наук Азербайджанской ССР **М. М. Алиев**, осветивший перспективы использования энергии ветра в народном хозяйстве и отметивший, что целью сессии является обмен опытом и обсуждение вопросов теории и практики в этой области энергетики.

На пяти пленарных заседаниях участники сессии заслушали и обсудили 14 докладов. С докладом «Современное состояние ветроиспользования в Р и перспективы его развития» выступил председатель комиссии по ветроиспользованию при Всесоюзной академии сельскохозяйственных наук им. Ленина, заведующий отделом ветросиловых установок Министерства сельского хозяйства СССР **А. В. Кармишин**.

Обзору работ, выполненных по ветродвигателям, был посвящен доклад кандидата техн. наук **М. Я. Гембарского**. О результатах «Исследования работы ветросиловой станции с ветродвигателем «Д-18» сообщил инж.

**П. Вашкевич**. Перспективам использования энергии ветра на юге Украинской ССР, в связи со строительством гидроэлектростанций и оросительных каналов, был посвящен доклад **Г. П. Бескоровайного** (АН УССР). Состоянию и перспективам развития в Азербайджане использования энергии ветра был посвящен доклад кандидата техн. наук

**А. Логова** (Энергетический институт АН АзССР). **Т. Сафаров** (ЭНИН АН АзССР) в своем докладе осветил перспективы использования энергии ветра для малой

нефтедобычи. Кандидат техн. наук **Г. Т. Адонц** (АН АзССР) дал в своем выступлении сравнительный анализ использования электроэнергии и энергии ветра для целей водоподъема на примере Апшерона. С интересом был заслушан доклад главного инженера завода «Ильмарине» в Таллине **Н. Н. Щеглова** на тему «Опыт освоения выпуска ветроэлектростанций «ВЭ-2».

**И. В. Рождественский** (ВИМ) в своем докладе осветил работы, проводимые ветросиловой лабораторией Всесоюзного научно-исследовательского института механизации сельского хозяйства (ВИМ) по доводке и испытаниям ветродвигателя «Д-18».

О перспективах использования энергии ветра в республиках сообщили научные сотрудники Академии наук Казахской ССР **В. И. Кравченко** и **С. Я. Майзель** и Академии наук Грузинской ССР **Г. Г. Сванидзе**. Инж. **В. И. Есьман** (ЭНИН АН АзССР) остановился на результатах исследования бесквиверного насоса с автоматическим регулированием режима работы, предназначенного для спаривания его с быстроходным ветродвигателем.

Сессия приняла развернутую резолюцию, в которой отметила совершенно неудовлетворительное состояние работ по конструированию серийных ветроагрегатов и подготовке выпуска для внедрения в народное хозяйство различных типов ветродвигателей.

Учитывая положительный опыт создания ветроэлектростанций мощностью 25—50 кВт и результаты исследований параллельной работы этих ветростанций с энергосистемами, сессия рекомендовала разработку конструкций более мощных ветроэлектростанций.

Участники сессии ознакомились с работой ветродвигателей на Азербайджанской железной дороге и на опытных участках Энергетического института АН АзССР.

**Инж. И. М. ПЕТРОВ**  
г. Баку



## А. И. Дидебулидзе

*К годовщине со дня смерти*

18 апреля 1951 г. скончался заслуженный деятель науки и техники, действительный член Академии наук Грузинской ССР, доктор техн. наук, директор Энергетического института Академии наук Грузинской ССР и профессор Грузинского политехнического института, член ВКП(б) Александр Иосифович Дидебулидзе.

А. И. Дидебулидзе родился в 1882 г. в Тбилиси и там получил среднее образование. В 1911 г. он окончил Рижский политехнический институт со званием инженера-технолога по гидротехнической специальности.

В 1915 г. А. И. Дидебулидзе было присвоено звание доцента. Одновременно с работой на кафедре Рижского политехнического института он принимал деятельное участие в организации электротехнических лабораторий в техникумах и в народных училищах г. Риги.

С переездом в 1915 г. в Москву, он читал лекции по электротехнике в Промышленном училище, в Народном университете и руководил одной из лабораторий в Московском университете. Затем после непродолжительной работы в Одесском политехническом институте А. И. Дидебулидзе вернулся в 1919 г. на родину в Тбилиси. В течение ряда лет он возглавлял в Тбилисском государственном университете кафедру физики, а с 1922 г. и до последних дней своей жизни А. И. Дидебулидзе руководил также кафедрой теоретической электротехники в Грузинском политехническом институте.

Весьма многообразна была кипучая научная и общественная деятельность А. И. Дидебулидзе. В 1923—1924 гг. он работал директором Тбилисской геофизической обсерватории и принимал деятельное участие в восстановлении магнитной обсерватории в Карсани. В 1924 г. им была организована научная экспедиция на вершину горы Казбек. Этой экспедицией он руководил лично. В период пуска Загэс А. И. Дидебулидзе возглавлял работу по сооружению электросети г. Тбилиси. С появлением в Советском Союзе звукового кино Александр Иосифович принимал деятельное участие во внедрении этого новшества в Грузию. Им был разработан проект звукового ателье Госкин-



прома Грузинской ССР и проект переустройства под кино одного из Тбилисских кинотеатров. В 1928 г. Дидебулидзе разработал мероприятия по борьбе с радиопомехами в Тбилиси.

А. И. Дидебулидзе активно участвовал в организации изобретательства, он являлся первым председателем Комитета по делам изобретательства ВСНХ Грузинской ССР.

Имя профессора А. И. Дидебулидзе хорошо известно сельским электротехникам Советского Союза. С его именем связаны первые советские тракторы. Им же была разработана оригинальная конструкция дальних дождевальных аппаратов, которые находят успешное применение в сельском хозяйстве республики. В течение 15 лет А. И. Дидебулидзе заведовал кафедрой электрификации сельского хозяйства в Грузинском сельскохозяйственном институте, а также принимал

деятельное участие в научных исследованиях Тбилисского филиала ВИЭСХ.

В 1944 г. А. И. Дидебулидзе был избран действительным членом Академии наук Грузинской ССР и назначен директором Энергетического института Академии наук Грузинской ССР, которому Указом Верховного Совета Грузинской ССР присвоено имя А. И. Дидебулидзе.

Перу Александра Иосифовича принадлежит большое количество научных трудов на русском и грузинском языках («Теоретические основы электротехники», «Электрическая магнетометрия», «Теория погрешности», «Фотопроизводство невидимого», «Электро- и светокультура растений и животных» и др.).

Свою большую научную педагогическую работу А. И. Дидебулидзе успешно сочетал с общественной деятельностью. Он неоднократно избирался депутатом Тбилисского городского и районного советов депутатов трудящихся.

Плодотворная научная, педагогическая и общественная деятельность А. И. Дидебулидзе получила высокую оценку партии и правительства. Он был награжден орденом Ленина, двумя орденами Трудового Красного Знамени и медалями.

**Г. Д. АНАНИШВИЛИ, Н. В. ГАБАШВИЛИ, И. С. КУРДИАНИ,  
А. К. КОТЯ, Г. А. СИСОЯН, Н. А. САЗОНОВ**



## М. А. БАБИКОВ. СОВРЕМЕННЫЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ АППАРАТЫ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ. 271 стр., ц. 14 руб. 80 коп. Госэнергоиздат, 1950.

Советское высоковольтное аппаратостроение за последние годы достигло большого развития. Поэтому книга А. Бабикова не может не вызвать значительного инте-

Рецензируемую книгу нельзя рассматривать как рывающий труд, полностью охватывающий тему. В основном дает обзор новых достижений в теории и технике аппаратостроения, широко освещая достижения отечественной науки и техники. При построении книги стремился теоретически обосновать конструкции аппаратов, предпослав для этого содержание, посвященному разным видам аппаратов, главы «Основы теории гашения дуги» и «Основные элементы электрических аппаратов».

В главе первой (Основы теории горения и гашения) даны общие сведения о дуге и затем рассмотрены основы теории гашения дуги и дуговых перенапряжений. В наиболее сложном разделе работы изложены исторические сведения о развитии дугового разряда и о роли отечественных ученых в его изучении, а также даны основные представления о гашении дуги.

Вопросы теории горения и гашения дуги изложены на уровне достигнутом ко времени составления книги; вместе с тем представляется сомнительной целесообразность предположения автором подробного освещения спорной работы Шиннова. За период, прошедший после написания книги, появился целый ряд новых работ, значительно продвинувших развитие теории горения и гашения дуги, поэтому содержание содержащийся в книге материал, относящийся к этой теории, несколько уже устарел. В частности, отсутствие систематического изложения энергетической теории гашения дуги, не рассмотрен вопрос о связи этой теории с теорией восстанавливающейся диэлектрической прочности. Раздел, излагающий дуговые перенапряжения, хотя и характеризуется краткостью, но дает основные сведения о причинах и характере дуговых перенапряжений. В приложении I — «Расчет восстанавливающегося напряжения» изложена на современном уровне теории и техники излагается сложный вопрос.

В главе второй рассматриваются основные элементы электрических аппаратов. Вполне обоснованно большая часть главы посвящена дугогасящим устройствам как элементу определяющему конструкции, параметры и частично эксплуатационные свойства коммутационного аппарата. Этот раздел изложен достаточно полно и систематично, и конкретно показана роль отечественных ученых в развитии теории и конструкций дугогасящих устройств. Излишним здесь является пересказ ложной расширительной дугогасящего устройства Кессера. Оценка перспектив вакуумного выключателя слишком оптимистична. Крупным недостатком второй главы можно считать неудачный подбор иллюстраций (это можно частично справедливо и для других разделов). Для иллюстрации принципов построения конструкций дугогасящих устройств автор привел иностранные чертежи, хотя существуют более совершенные отечественные аналоги; во многих случаях рассматриваемые в книге типы дугогашения, вообще, впервые разработаны и применены в СССР (рис. 2,8, 2,9, 2,52). Разделы, относящиеся к контактам, электромагнитам и приводам, содержат важные положения, разработанных за последние годы,

но не могут претендовать на достаточную полноту изложения.

Глава третья посвящена выключателям. Здесь описан ряд новых конструкций выключателей, в особенности воздушных. При сравнении различных типов выключателей автор не считает перспективными масляные баковые выключатели, полагая, что будут развиваться только малообъемные и воздушные выключатели. Это положение пока спорно. Вывод является следствием того, что при сравнении опущены два определяющих показателя — надежность работы в любых условиях и стоимость, — показатели, по которым баковый выключатель пока превосходит два других типа.

При описании выключателя с магнитным дутьем указано, что время горения дуги при отключении не превышает 0,03 сек, однако, известно, что эта справка относится только к случаю отключения больших токов и основным дефектом выключателя является затяжное гашение дуги при малых токах.

В главе четвертой (Разъединители) описаны новые конструкции разработанные в Советском Союзе за последние годы. В этом же разделе приведены конструкции, которые нельзя назвать удачными и которые не рекомендовали себя положительно (рис. 4,15, 4,16).

Глава пятая (Предохранители и разрядники), в основном, изложена достаточно хорошо. Подробное описание трубчатого разрядника из органического стекла неоправдано, так как этот тип разрядника не является перспективным. В описании вентильных разрядников автором отражены крупные отечественные достижения в этой области.

Глава шестая посвящена конденсаторам. Можно считать спорной необходимость целой главы в книге, посвященной аппаратам высокого напряжения. Но приведенные в этой главе некоторые последние данные о конденсаторах полезны, так как впервые освещены в литературе.

Глава седьмая, посвященная трансформаторам тока и напряжения, весьма кратка и не охватывает ряда важных и необходимых разделов. Неполно разобран вопрос о компенсации измерительных трансформаторов — разобран лишь один метод компенсации. Не упоминается о методике расчета компенсации трансформаторов тока, хотя этот вопрос является весьма актуальным. Методы измерения постоянных токов при высоком напряжении также заслуживают более подробного изложения. Раздел, посвященный емкостным трансформаторам напряжения, дает лишь принцип действия аппарата. Правильнее было бы либо не останавливаться на этом типе вообще, либо дать современные методы расчета этих устройств.

Глава восьмая (Комплектные электрические аппараты) является, пожалуй, самой неудачной в книге. Изложение этого весьма актуального вопроса сведлось к описанию помещенных в тексте случайных рисунков комплектных аппаратов иностранных марок.

В заключение следует отметить, что хотя в рецензируемой книге имеется немало упущений в целом книга полезна и своевременна: издание ее заполнило пробел, существовавший до последнего времени.

**Кандидат техн. наук, доц. М. М. АКОДИС**  
**Кандидат техн. наук О. П. СИТНИКОВ**  
*Уральский политехнический институт*

## Новые книги по электричеству, электротехнике и электроэнергетике

(Издания 1951 г.)

Сексеев С. В., Кузнецов П. В. СПРАВОЧНИК ПО ТЕОРИИ ЭКСПЛУАТАЦИИ И РЕМОНТУ КОММУТАЦИОННОЙ АППАРАТУРЫ ВЫСОКОГО НАПРЯЖЕНИЯ. 216 стр., ц. 15 руб. 70 коп. Госэнергоиздат.

Виноградов В. А., Куликов Н. Н. ТЕХНИКА МАССОВОГО ИЗГОТОВЛЕНИЯ СЛЮДЯНЫХ И БУМАЖНЫХ КОНДЕНСАТОРОВ. 196 стр., ц. 8 руб. 95 коп. Госэнергоиздат.

Значками отмечены книги, по которым предполагается по-  
лучить рецензии.

Бойков В. В. РАДИОЛОКАЦИЯ И ЕЕ ПРИМЕНЕНИЕ. 40 стр., ц. 1 руб. ДОСАРМ.

\* Бутаев Ф. И., Эттингер Е. Л. ВЕНТИЛЬНЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД. 248 стр., ц. 12 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.

Вайнштейн С. С., Конашинский Д. А. ЗАДАЧИ И ПРИМЕРЫ ДЛЯ РАДИОЛЮБИТЕЛЕЙ (Массовая радиобиблиотека под общей редакцией А. И. Берга, вып. 112), 176 стр., ц. 6 руб. 10 коп. Госэнергоиздат.

В ТВОРЧЕСКОМ СОДРУЖЕСТВЕ. Из опыта работы ленинградского завода «Электрсила» им. С. М. Кирова. 78 стр., ц. 1 руб. Ленинград.



- Винтер А. В. ОТ ПЕРВЕНЦЕВ СОВЕТСКОГО ГИДРОЭЛЕКТРОСТРОИТЕЛЬСТВА К ВЕЛИКИМ СТРОЙКАМ КОММУНИЗМА. 40 стр., ц. 60 коп. Издательство «Правда».
- Вольтовский С. А. РУДНИЧНАЯ ЭЛЕКТРОВОЗНАЯ ТЯГА (учебник для высших учебных заведений специальности «Горная электротехника»). 400 стр. + 7 листов чертежей. ц. 14 руб. 50 коп. Углетехиздат.
- Волохова В. А., Ошер И. Н. МОСТЫ ПОСТОЯННОГО И ПЕРЕМЕННОГО ТОКА. 168 стр., ц. 9 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.
- ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРОИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ ТЕХНИКИ, вып. 2. Под общей редакцией Н. Н. Соловьева (МПС. Бюро технической информации). 123 стр., ц. 4 руб. 30 коп. Госэнергоиздат.
- Воронов Р. А. ОБЩАЯ ТЕОРИЯ ЧЕТЫРЕХПОЛУСЯСОВ И МНОГОПОЛУСЯСОВ. 192 стр., ц. 9 руб. 80 коп. Госэнергоиздат.
- Гальперин Е. Р., Гуделевич В. П., Евтянов С. И., Криппель Ж., Кунина С. Л., Попов И. А. ЗАДАЧИК ПО РАДИОПЕРЕДАЮЩИМ УСТРОЙСТВАМ. Под редакцией С. И. Евтянова и Е. Р. Гальперина. Допущено Министерством высшего образования в качестве учебного пособия для вузов. 176 стр., ц. 6 руб. 80 коп. Связьиздат.
- ГЕНЕРИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ СПЕЦИАЛЬНОЙ ФОРМЫ. Перевод под редакцией Л. Ю. Блюмберга и Т. Р. Брахмана. 424 стр., ц. 18 руб. Издательство «Советское радио».
- Головин Г. И. ПИГР НИКОЛАЕВИЧ РЫБКИН (1864—1948). Ближайший помощник изобретателя радио А. С. Попова. 44 стр., ц. 1 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.
- Дехтярь Г. Я. ЭЛЕКТРОКАРДИОГРАФИЯ (методика и практика). (Библиотека практического врача). 315 стр., ц. 11 руб. 15 коп. Медгиз.
- Гурьев П. Н. МОИ СОВЕТЫ МОЛОДЫМ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКАМ (Опыт передовиков лесозаготовок) 32 стр., ц. 50 коп. Вологодское областное издательство.
- Давыдовский В. М., Волоцкой А. Н. ТЕЛЕФОНИЯ. I. РУЧНЫЕ И АВТОМАТИЧЕСКИЕ ТЕЛЕФОННЫЕ СТАНЦИИ. Утверждено Главным управлением учебных заведений МПС в качестве учебника для техникумов железнодорожного транспорта. 491 стр. + 4 вкладыша, ц. 23 руб. Трансжелдориздат.
- Добрынин И. Ф. ЭЛЕКТРОСВАРКА В СТРОИТЕЛЬСТВЕ. 72 стр., ц. 1 руб. 60 коп. Гостройиздат.
- Жерве Г. К. РАСЧЕТ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ ПЕРЕМОТКЕ. 143 стр. + 2 листа таблиц, ц. 7 руб. 20 коп. Госэнергоиздат.
- Золотых Б. Н. ЭЛЕКТРОСКРОВОЙ КОНТАКТНЫЙ СПОСОБ УПРОЧНЕНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ. 55 стр., ц. 3 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.
- Иванов А. А. ОПЫТ РЕВИЗИИ И НАЛАДКИ ШАХТНЫХ ПОДЪЕМНЫХ МАШИН С АСИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ. 116 стр., ц. 5 руб. 45 коп. Углетехиздат.
- Изюмов Н. М. КУРС РАДИОТЕХНИКИ (для военных училищ связи). 547 стр., ц. 16 руб. 30 коп. Эгтгосиздат (на восточном языке).
- ИНСТРУКЦИЯ № 91-51 ПО ОБРАЩЕНИЮ С КОНДЕНСАТОРАМИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ ПРИ ЧАСТОТЕ 50 Гц. 16 стр., беспл. ЦБТИ МЭП СССР.
- Кифер И. И. О ВАТТМЕТРОВЫМ МЕТОДЕ ИЗМЕРЕНИЯ ПОТЕРЬ В ЛИСТОВОЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКОЙ СТАЛИ. 40 стр., беспл. (Московский энергетический институт).
- Клементьев С. Д. АВТОМАТИЧЕСКАЯ ТЕЛЕФОННАЯ СТАНЦИЯ. 76 стр., ц. 2 руб. 70 коп. Связьиздат.
- Княжичский Г. М. ТЕЛЕГРАФИЯ. 191 стр., ц. 4 руб. 50 коп. (ДОСАРМ).
- \* Константинов М. В. ТЕХНОЛОГИЯ ПРОИЗВОДСТВА КАБЕЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ С РЕЗИНОВОЙ ИЗОЛЯЦИЕЙ. Издание второе, совершенно переработанное. Допущено управлением учебными заведениями МЭП СССР в качестве учебного пособия для техникумов электротехнической специальности. 384 стр., ц. 13 руб. 10 коп. Госэнергоиздат.
- Крыжановский П. С. ЗАТЧКА ИНСТРУМЕНТА НА АНОДНО-МЕХАНИЧЕСКИХ СТАНКАХ. 111 стр., ц. 4 руб. Ленинградское отделение Машизгиз.
- Кудрявцев-Скайф С. РАДИО — ДЕТИШЕ РУССКОГО ФЛОТА. 26 стр., ц. 1 руб. 75 коп. Военно-морское издательство.
- Кузнецов М. ЭЛЕКТРОТЕХНИКА (учебное пособие для ремесленных училищ). Перевод З. Межавик. 320 стр., ц. 9 руб. 25 коп. Латгосиздат (на латышском языке).
- Куликов В. В. МОНТАЖ ВЫСОКОЧАСТОТНОЙ АППАРАТУРЫ ДЛЯ СВЯЗИ, ТЕЛЕМЕХАНИКИ И ЗАЩИТЫ ПО ЛИНИЯМ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ. Под редакцией Б. П. Белоуса. 112 стр., ц. 3 руб. 30 коп. Госэнергоиздат.
- Лебедев Н. Н. ПАМЯТКА ПО ТЕХНИКЕ БЕЗОПАСНОСТИ ДЛЯ ЭЛЕКТРОМОНТЕРОВ, занятых эксплуатацией и монтажом электроустановок на строительстве. Издание второе, дополненное и переработанное (Министерство строительства предприятий тяжелой индустрии СССР). 68 стр., ц. 75 коп. Гостройиздат.
- Левин М. А., Добровольский Е. Е. ПРИЕМНО-ПЕРЕДАЮЩИЕ РАДИОСТАНЦИИ. 268 стр. + 1 лист схем, ц. 22 руб. Связьиздат.
- Лушецкий Н. Н., Постнов И. Г., Семенов А. И., Заварзин С. И. ЛИНЕЙНЫЙ НАДСМОТРИК ГОРОДСКОЙ ТЕЛЕФОННОЙ СЕТИ (пособие для связистов массовых профессий). 395 стр., ц. 15 руб. Связьиздат.
- Магидсон А. О. РУКОВОДСТВО К ЛАБОРАТОРНЫМ РАБОТАМ ПО КУРСУ «ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ». Под редакцией Н. В. Александрова. 36 стр., беспл. (Всесоюзный заочный энергетический институт. Кафедра электротехнических материалов и кабельной техники).
- Мазель К. В. ВЫПРЯМИТЕЛИ И СТАБИЛИЗАТОРЫ НАПРЯЖЕНИЯ (Массовая радиоблиблиотека под общей редакцией А. И. Берга, вып. 111). 120 стр., ц. 3 руб. 55 коп. Госэнергоиздат.

- Макаричев В. В. ФУНДАМЕНТЫ ПОД ТУРБИНАМИ. 248 стр., ц. 12 руб. 25 коп. Госэнергоиздат.
- Маматкин С. П., Илюгина К. П. КОММУТАЦИОННАЯ НАЛИЗАЦИЯ НА ТЕЛЕГРАФАХ. 181 стр., ц. 12 руб. 25 коп. Издат.
- Милян Я. В., Петров И. А. АВТОМАТИКА ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ МАШИН. 299 стр. + 2 листа 15 руб. Гизлегрпрм.
- Михеев Ю. А., Файбисович И. Л. РАСЧЕТ СЕТИ УЧАСТКА ШАХТЫ. 72 стр. + 3 листа номограмм. Углетехиздат.
- Можаяев В. Н. ЭЛЕКТРООБОРУДОВАНИЕ ТРАКТОРОВ. Изд. второе, переработанное и дополненное. 7 руб. 20 коп. Сельхозгиз.
- Мукосеев Ю. Л. ВОПРОСЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ. 227 стр., ц. 12 руб. 55 коп. Издат.
- Никанорова А. Н. КОНСЕРВИРОВАНИЕ СПИРТОВЫХ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЙ СВЯЗИ. 77 стр., ц. 4 руб. 25 коп.
- Патон Е. А. О ПЕРВЕНСТВЕ СОВЕТСКОЙ НАУКИ В ОБЛАСТИ СВАРКИ ПОД ФЛЮСОМ (Академия наук СССР. Совет научно-технической пропаганды). 31 стр. 50 коп. Издательство Академии наук Украинской ССР.
- Печеный Х. Д., Лукач Ю. Е. СПРАВОЧНИК ПО ОБОРУДОВАНИЮ АВТОМОБИЛЕЙ, МОТОЦИКЛОВ И Т. П. 184 стр. + 1 лист схем, ц. 9 руб. 60 коп. Машизгиз.
- Пиотровский Л. М. ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ ДЛЯ ТЕХНИКОВ. 530 стр., ц. 17 руб. 75 коп. (на языке).
- Плонский А. Ф. ПЬЕЗОКВАРЦ В ТЕХНИКЕ СВЯЗИ. 11 руб. 60 коп. Госэнергоиздат.
- Оранский С. Н. ЛЮМИНЕСЦЕНТНОЕ ОСВЕЩЕНИЕ ИЗВОДСТВЕННЫХ ПОМЕЩЕНИЙ. Под общей редакцией С. И. 131 стр., ц. 6 руб. 20 коп. Гостехиздат Украины.
- ОСНОВЫ РАДИОЛОКАЦИОННОЙ ТЕХНИКИ. Т. I под редакцией Л. Ю. Блюмберга, Т. Р. Брахмана, И. С. А и М. Е. Левбмана. Изд. второе. 391 стр., ц. 17 руб. Обобщ. Охотников В. Д. МАГНИТЫ. 32 стр., ц. 60 коп. Гостехиздат Украины (на украинском языке).
- Рабинович Э. А., Сургучев В. Д. ЗАДАЧИ В ЭЛЕКТРОТЕХНИКЕ (учебное пособие для неэлектротехников). 160 стр., ц. 5 руб. 50 коп. Госэнергоиздат.
- ТЕОРИЯ ЛИНИЙ ПЕРЕДАЧИ СВЕРХВЫСОКИХ ЧАСТОТ под редакцией А. И. Шунтова. Часть 1. 260 стр. Часть 2. 264 стр., ц. 11 руб. Издательство «Советское радио».
- Терентьев Б. П. ЭЛЕКТРОПИТАНИЕ РАДИОУСТРОЙСТВ (учебник для техникумов связи). 252 стр., ц. 11 руб. Связьиздат.
- Токарев А. К., Радаков Д. В. ПРОМЫСЛОВЫЕ РАДИОКАСИЕТЫ И КИЛЬКИ С ПОМОЩЬЮ ЭЛЕКТРОСВЕТА. 1 руб. 25 коп. Пищепромиздат.
- Толстов Ю. Г. ИЗМЕРИТЕЛЬНЫЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА. 119 стр., ц. 6 руб. 15 коп. Госэнергоиздат.
- Фарафонов А. С., Волкова К. И., Кобелев Р. И. АТС ДЕКАДНО-ШАГАЮЩИХ ЧАСТОТ (АТС-47). 297 стр. + альбом схем, ц. 26 руб. 85 коп. Связьиздат.
- Фогель А. А. СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ ТОКОВ ВЫСОКОЙ ЧАСТОТЫ В ПРОМЫШЛЕННОСТИ. 28 стр., ц. 3 руб. (Всесоюзное общество по распространению научных и научных знаний. Ленинградский дем научно-тех. пропаганды).
- Фриш С. Э., Тиморева А. В. КУРС ОБЩЕЙ ТЕОРИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ И ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ЯВЛЕНИЙ. Часть третья, дополненная. Допущено Министерством высшего и среднего специального образования СССР в качестве учебного пособия для физических факультетов государственных университетов. 14 руб. 40 коп. Государственное издательство физико-математической литературы.
- Шипов В. В., Давыдов Г. М. ИСТОЧНИКИ ТОКОВ ДЛЯ БАТАРЕЙНЫХ РАДИОПРИЕМНИКОВ. 30 стр., ц. 80 коп. Связьиздат.
- Шляхто П. Н., Захарченко Д. Д. ТЯГОВЫЕ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛИ И СПОМОГАТЕЛЬНЫЕ МАШИНЫ. Подвижные электрические железные дороги. Учебное пособие для железнодорожного транспорта. 484 стр. + 2 листа чертежей, ц. 22 руб. Трансжелдориздат.
- Шнитников В. Н. ЭЛЕКТРОСУШИЛКА ПЛОДОВ И ОВОЩЕЙ. 15 стр. + 1 лист чертежей, ц. 30 коп. Казгосиздат (на казахском языке).
- ЭЛЕКТРОУПРОЧНЕНИЕ ИНСТРУМЕНТА (Всесоюзное инженерно-техническое общество машиностроителей. Ленинградское отделение — ЛОНИТОМАШ. Книга 28). 124 стр., ц. 4 руб. Машизгиз. Сборник содержит статьи: Л. Я. Попилова, «Современное состояние техники электроскорового упрочнения», А. В. Алексеева, «Электрические способы повышения износостойкости деталей тупого инструмента», А. Н. Армстронга и А. И. Вишнякова, «Принципы конструирования установок для электроскорового упрочнения», Б. Г. Гуткина, «Универсальная установка «ЭУ-3»», И. И. Мачева, «Стойкость упрочненного инструмента», А. Т. Сидорова, «Опыт завода «Электросила» им. С. М. Кирова по электроскоровому упрочнению», Р. П. Стронга, «Опыт внедрения электроскорового упрочнения на заводе Министерства транспортного машиностроения».
- ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ СБОРНИК. Информационно-технический журнал по энергетике, вып. 2 (ВНИТОЭ, Белорусское отделение Энергосбыт Белорусэнерго). 136 стр., беспл. Издательство Академии наук Белорусской ССР.

