

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

УДК 538.4

Зависимость технико-экономических показателей индукционных магнитогидродинамических машин от магнитного числа Рейнольдса

Доктор техн. наук, проф. А. И. ВОЛЬДЕК
Ленинградский политехнический институт

Основные положения и соотношения. По принципу своего действия индукционная магнитогидродинамическая (ИМГД) машина подобна асинхронной электрической машине, в которой роль вторичной обмотки выполняет жидкий металл или иная проводящая среда. Определенное практическое применение нашли ИМГД двигатели — насосы для жидких металлов [Л. 1]. Перспективы практического применения имеют также ИМГД генераторы.

Типичными по своей конструкции являются линейные (рис. 1) и цилиндрические (рис. 2) линейные ИМГД машины.

Интенсивность магнитогидродинамических процессов в данной среде или рабочем теле определяется так называемым магнитным числом Рейнольдса [Л. 2]:

$$Re_m = \varepsilon = \mu \gamma v L, \quad (1)$$

где μ — магнитная проницаемость среды;
 γ — электрическая проводимость среды;
 v — скорость движения среды относительно магнитного поля;
 L — характерный геометрический размер.

Исследование зависимости технико-экономических показателей и характеристик МГД машин от Re_m представляет значительный теоретический и практический интерес. Ниже исследуется мощность и некоторые энергетические показатели ИМГД машин в функции Re_m . Для определенности будем иметь в виду жидкометаллическое рабочее тело.

Рассмотрим ИМГД машину при следующих упрощающих предположениях: стенки канала не проводят тока; скорость рабочего тела v_m по всему сечению канала постоянна; толщина слоя жидкого металла Δ и величина немагнитного зазора между сердечниками индуктора δ малы по сравнению с полюсным делением τ ; продольные краевые эффекты, обусловленные конечной длиной машины, отсутствуют.

Решение задачи о индуцированных токах и усилиях в слое жидкого металла при этих условиях имеет простую форму [Л. 3—5] и в то же время достаточную точность для большинства практических целей, так как влияние перечисленных допущений обычно невелико или может быть учтено отдельно. Ниже для простоты положим также, что поперечный краевой эффект в распределении вторичных токов [Л. 3] отсутствует, т. е. рассматривается плоская машина с шириной канала $2a \approx \infty$ (боковые шины с весьма большой электрической проводимостью) или цилиндрическая машина. Поэтому получаемые ниже количественные соотношения действительны для машин, в которых указанный эффект отсутствует или сводится к минимуму. Однако в качественном отношении эти соотношения характеризуют тенденции, действительные для всех машин.

Примем следующие обозначения электромагнитных величин:

$E_{\Delta m}$ — амплитуда напряженности электрического поля в жидком металле;
 $B_{\Delta m}$ — амплитуда магнитной индукции в зазоре;
 A_m — амплитуда линейной токовой нагрузки;
 F_m — амплитуда н. с.

С дополнительным индексом «1» перечисленные величины представляют результат действия первичных токов, с индексом «2» вторичных токов и без дополнительного индекса — результирующие величины, обусловленные одновременным действием первичных и вторичных токов.

При указанных выше допущениях комплексная амплитуда плотности тока в жидком металле [Л. 3]

$$\dot{j}_{m2} = \gamma E_{\Delta m1} \frac{1-j\epsilon}{1+\epsilon^2} = B_{\Delta m1} \gamma 2\pi s f_1 \frac{1-j\epsilon}{1+\epsilon^2}. \quad (2)$$

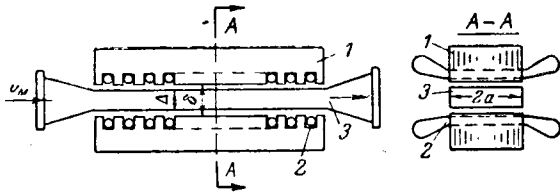


Рис. 1. Устройство плоской линейной индукционной магнитогидродинамической машины.

1 — сердечник индуктора; 2 — обмотка индуктора; 3 — канал для жидкого металла.

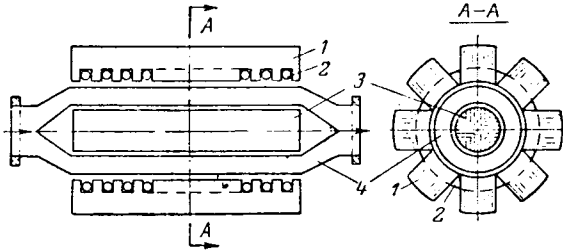


Рис. 2. Устройство цилиндрической линейной индукционной магнитогидродинамической машины.

1 — внешний сердечник индуктора; 2 — обмотка индуктора; 3 — внутренний сердечник индуктора; 4 — канал для жидкого металла.

Развиваемый в жидком металле электромагнитный напор

$$p_{\text{эм}} = \frac{B_{\Delta m1}^2 \gamma s f_1 \tau l}{1 + \epsilon^2}, \quad (3)$$

где f_1 — частота первичного тока,
 s — скольжение жидкого металла относительно бегущего поля;
 l — активная длина канала.

Кроме того, в (2) и (3) входит специфическая форма магнитного числа Рейнольдса ϵ . Когда $\Delta = \delta$, т. е. жидкий металл заполняет весь зазор, открытия пазов сердечников весьма малы и насыщением сердечников можно пренебречь, имеем [Л. 3]

$$\epsilon = \frac{\mu_0 \gamma s \omega_1 \tau^2}{\pi^2}, \quad (4)$$

где $\omega_1 = 2\pi f_1$ — угловая частота первичного тока.

Из сопоставления (1) и (4) можно установить:

$$v = \frac{s \omega_1 \tau}{\pi} = 2\pi s f_1 \quad (5)$$

и

$$L = \frac{\tau}{\pi}, \quad (6)$$

причем v в данном случае представляет скорость скольжения рабочего тела ИМГДМ относительно бегущего магнитного поля.

Магнитное число Рейнольдса по (4) можно трактовать так же, как удвоенное отношение квадрата характерного геометрического размера по (6) к квадрату эквивалентной глубины $h_{\text{пр}}$ проникновения плоской электромагнитной волны в рабочее тело при частоте скольжения $f_2 = s f_1$:

$$h_{\text{пр}} = \sqrt{\frac{2}{\mu_0 \gamma s \omega_1}}, \quad (7)$$

В более общем случае при $\Delta \neq \delta$ с учетом зубчатости сердечников и их насыщения [Л. 3 и 5]

$$\epsilon = \frac{\mu_0 \gamma s \omega_1 \tau^2}{\pi^2} \frac{\Delta}{k_\delta k_\mu \delta}, \quad (8)$$

где k_δ — коэффициент зазора;

k_μ — коэффициент насыщения магнитной цепи, равный отношению полной н. с. магнитной цепи к н. с. зазора.

Намагничивающий ток и коэффициент мощности. Согласно (2) модуль плотности вторичного тока, выраженный через величины первичного поля,

$$\delta_{m2} = \frac{\gamma E_{\Delta m1}}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} = \frac{2 B_{\Delta m1} \gamma s f_1 \tau}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (9)$$

С другой стороны, этот же модуль, выраженный через величины результирующего поля,

$$\delta_{m2} = \gamma E_{\Delta m} = 2 B_{\Delta m} \gamma s f_1 \tau. \quad (10)$$

На основании (9) и (10)

$$\frac{E_{\Delta m}}{E_{\Delta m1}} = \frac{B_{\Delta m}}{B_{\Delta m1}} = \frac{A_m}{A_{m1}} = \frac{F_m}{F_{m1}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (11)$$

Найдем соотношения между вторичными и первичными величинами:

$$A_{m2} = \Delta \delta_{m2} = \frac{\Delta \gamma E_{\Delta m1}}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} = \frac{2 \Delta \gamma B_{\Delta m1} s f_1 \tau}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (12)$$

Далее [Л. 6],

$$B_{\Delta m1} = \frac{\mu_0 F_{m1}}{k_\delta k_\mu \delta} = \frac{\mu_0 \tau A_{m1}}{\pi k_\delta k_\mu \delta}, \quad (13)$$

и согласно (12), (13) и (8)

$$A_{m2} = \frac{A_{m1}}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} \frac{\mu_0 \gamma \cdot 2\pi f_1 s \tau^2}{\pi^2} \frac{\Delta}{k_\delta k_\mu \delta} = \frac{\epsilon}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} A_{m1},$$

отсюда

$$\frac{A_{m2}}{A_{m1}} = \frac{F_{m2}}{F_{m1}} = \frac{B_{\Delta m2}}{B_{\Delta m1}} = \frac{E_{\Delta m2}}{E_{\Delta m1}} = \frac{\epsilon}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (14)$$

На основании (11) и (14)

$$\frac{A_{m2}}{A_m} = \frac{F_{m2}}{F_m} = \frac{B_{\Delta m2}}{B_{\Delta m}} = \frac{E_{\Delta m2}}{E_{\Delta m}} = \epsilon. \quad (15)$$

Выражение (2) можно представить в виде

$$\delta_{m2} = \frac{\gamma E_{\Delta m1}}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} (\cos \psi_{12} - j \sin \psi_{12}), \quad (16)$$

где $\psi_{12} = \arctg \epsilon$ — угол сдвига фаз между $E_{\Delta m1}$ и δ_{m2} .

На рис. 3 изображена векторная диаграмма рассмотренных электромагнитных величин, а на рис. 4 — векторная диаграмма ИМГД машины для двигательного режима, причем векторы I_1 , I_2 , I_m и E на рис. 4 соответствуют векторам A_{m1} , A_{m2} , A_m и $E_{\Delta m}$ рис. 3.

Относительная величина намагничивающего тока машины в соответствии с (11)

$$\frac{I_m}{I_1} = \frac{A_m}{A_{m1}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (17)$$

Если активное сопротивление r_1 и индуктивное сопротивление рассеяния x_1 первичной цепи были бы равны нулю, то коэффициент мощности машины

$$\cos \varphi_1 = \cos \varphi_{1e} = \sin \varphi_{12} = \frac{\epsilon}{\sqrt{1 + \epsilon^2}}. \quad (18)$$

В действительности $\cos \varphi_1 < \cos \varphi_{1e}$.

Из соотношений (17) и (18) и данных табл. 1 следует весьма важный вывод: для уменьшения намагничивающего тока и повышения коэффициента мощности ИМГДМ необходимо, чтобы магнитное число Рейнольдса было по возможности больше. Вместе с тем при $\epsilon > 5$ дальнейшее увеличение ϵ в этом отношении малоэффективно.

Мощность. Механическую или гидравлическую мощность P , развиваемую электромагнитными силами, получим как произведение напора по (3) на расход жидкого металла:

$$Q = \Delta 2av_m. \quad (19)$$

Выделив в указанном произведении ϵ по (8), получим:

$$P = \frac{SB_{\Delta m}^2 v_m \pi k_\delta k_\mu \delta}{2\mu_0 \tau} \frac{\epsilon}{1 + \epsilon^2}, \quad (20)$$

где $S = 2al$ — активная поверхность индуктора.

Величина $B_{\Delta m}^2$ в (20) не характеризует реального результирующего магнитного поля машины и степень использования материалов. Поэтому введем вместо нее произведение $B_{\Delta m} A_{m1}$, характеризующее степень насыщения магнитной цепи и тепловую нагрузку обмотки индуктора. Тогда на основании (11), (13) и (20)

$$P = \frac{1}{2} SB_{\Delta m} A_{m1} v_m \frac{\epsilon}{\sqrt{1 + \epsilon^2}} = \frac{1}{2} SB_{\Delta m} A_{m1} v_m \cos \varphi_{1e}. \quad (21)$$

Отметим, что

$$A_{m1} = \sqrt{2} A_1 k_{об1},$$

где A_1 — линейная нагрузка обмотки индуктора, вычисляемая обычным в теории электрических машин образом;

$k_{об1}$ — обмоточный коэффициент индуктора.

Следует отметить, что уравнение (21) подобно так называемой машинной постоянной Арнольда, рассматриваемой в теории электрических машин. Укажем также, что соотношение (21) можно получить и непосредственно из простых физических соображений, если иметь в виду выражение

$$\frac{1}{2} B_{\Delta m} A_{m1} \cos \varphi_{1e} = \frac{B_{\Delta m}}{\sqrt{2}} \frac{A_{m2}}{\sqrt{2}}, \quad (22)$$

которое представляет собой величину средней электромагнитной силы в жидком металле на единицу площади индуктора.

Из (21) следует, что при прочих равных условиях зависимости P и $\cos \varphi_{1e}$ от ϵ одинаковы. Поэтому цифры последней колонки табл. 1 характеризуют также $P = f(\epsilon)$.

Коэффициент полезного действия машины зависит от многих факторов и прямой его зависимости от ϵ не существует. Как следует из (8), при уменьшении γ и соответствующем увеличении s величина ϵ может остаться неизменной. Ясно, однако, что

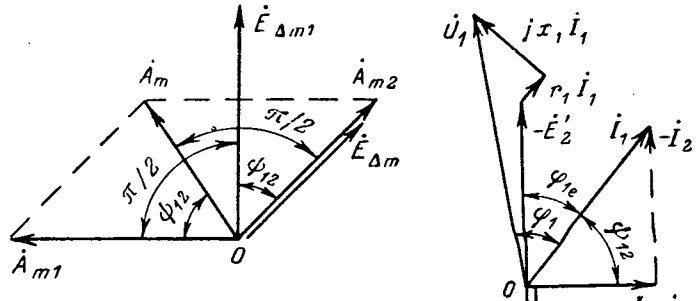


Рис. 3. Векторная диаграмма электромагнитных величин индукционного насоса.

Рис. 4. Векторная диаграмма токов и напряжений индукционного насоса.

к. п. д. при этом уменьшится. Поэтому увеличение ϵ выгодно только за счет увеличения γ и τ , а также за счет увеличения второго множителя уравнения (8). Можно показать, что при таком увеличении ϵ увеличивается также и к. п. д.

Скольжение. Приведем здесь также необходимое для дальнейшего изложения простое соотношение, определяющее величину скольжения s в зависимости от геометрических размеров и электромагнитных нагрузок машины.

Действующее значение плотности тока во вторичной цепи асинхронной машины

$$\delta_2 = \frac{\delta_{m2}}{\sqrt{2}} = \frac{\gamma_2 E_{\Delta m}}{\sqrt{2} k_{\pi 2}} = \frac{2\gamma_2 B_{\Delta m} s f_1 \tau}{\sqrt{2} k_{\pi 2}}, \quad (23)$$

где $k_{\pi 2}$ — отношение длины полувитка вторичной обмотки к ее активной длине.

Отсюда

$$s = \frac{\delta_2 k_{\pi 2}}{\sqrt{2} B_{\Delta m} \gamma_2 f_1 \tau} = \frac{\delta_2 \rho_2 k_{\pi 2}}{\sqrt{2} B_{\Delta m} f_1 \tau}, \quad (24)$$

где $\rho_2 = \frac{1}{\gamma_2}$ — удельное сопротивление вторичной обмотки.

Соотношение (24), во-первых, определяет хорошо известную зависимость s от δ_2 и ρ_2 . Кроме того, оно определяет также менее осознанную зависимость s от $B_{\Delta m}$, τ и f_1 и объясняет тот факт, что в мощных и быстроходных машинах s меньше.

Заметим, что все формулы данной статьи действительны в системе единиц СИ.

Сравнение с асинхронными машинами. Нормальные электрические машины являются в принципе более совершенными преобразователями энергии, чем ИМГД машины. Это обусловливается главным образом следующими двумя причинами: в электрических машинах проводниковые материалы имеют

Таблица 1

Значения относительного намагничивающего тока и коэффициента мощности ИМГД машины по соотношениям (17) и (18)

ϵ	I_m/I_1	$\cos \varphi_{1e}$
0	1,000	0
1	0,707	0,707
2	0,448	0,895
5	0,196	0,983
10	0,099	0,995

Данные асинхронных машин

Таблица 2

Тип машины	$P, кВт$	$n, об/мин$	$\tau, м$	$\delta, см$	k_δ	k_μ	$\Delta, см$	$\gamma_2, (см \cdot м)^{-1}$	$k_{л2}$	s	$\delta_2, а/мм^2$	$B_{\Delta m}, тл$	$Re_m = \epsilon$	Re'_m
К. з. а. д. [Л. 7]	0,05	3 000	0,081	0,03	1,17	1,44	0,188	$46 \cdot 10^8$	2,30	0,03	1,685	0,490	0,582	18,5
К. з. а. д. [Л. 8]	14	1 500	0,157	0,04	1,22	1,55	0,723	$23 \cdot 10^8$	1,53	0,028	3,26	0,710	3,98	139
Ф. а. д. [Л. 8]	250	1 000	0,275	0,10	1,24	1,55	0,705	$46 \cdot 10^8$	2,22	0,021	5,1	0,735	4,87	227
Ф. а. д. [Л. 9]	1 000	187,5	0,262	0,22	1,35	1,14	0,585	$46 \cdot 10^8$	2,40	0,021	4,7	0,750	1,92	89,5
Т. г. [Л. 9]	30 000	3 000	1,320	0,50	1,20	2,09	1,85	$46 \cdot 10^8$	1,5	0,0018	3,5	0,672	5,67	3 140
Г. г. [Л. 10]	57 200	62,5	0,421	1,50	1,15	1,13	1,35	$46 \cdot 10^8$	1,8	0,0053	3,05	0,757	0,667	125
Т. г. [Л. 11]	165 000	3 000	1,700	1,00	1,30	1,91	2,50	$46 \cdot 10^8$	1,5	0,0015	4,56	0,830	5,35	3 540

Примечания: 1. К. з. а. д. — короткозамкнутый асинхронный двигатель, Ф. а. д. — фазный асинхронный двигатель, Т. г. — турбогенератор, Г. г. — гидрогенератор.

2. Машина мощностью 14 кВт имеет алюминиевую, а все остальные — медные обмотки ротора.

большую электрическую проводимость, чем рабочее тело ИМГД машины; благодаря размещению проводников в пазах в электрических машинах обычно $\Delta/\delta > 1$ (см. табл. 2), а в ИМГД машинах всегда $\Delta/\delta < 1$. Поэтому для сравнения указанных машин представляет интерес вычисление эквивалентного магнитного числа Рейнольдса для асинхронных машин.

В первых четырех строках табл. 2 приведены данные некоторых асинхронных двигателей по [Л. 7—9]. Величина Δ при этом является отношением суммарного сечения всех проводников обмотки ротора к длине окружности воздушного зазора и эквивалентна толщине слоя жидкого металла в ИМГД машине. Величины ϵ в табл. 2 вычислены по (8), причем влияние лобовых частей обмотки ротора учтено заменой γ в (8) на $\gamma/k_{л2}$.

В последних строках табл. 2 рассматриваются некоторые асинхронные машины, которые могут быть построены на основе турбо- и гидрогенераторов, рассчитанных в [Л. 9—11]. При этом принято, что суммарное сечение обмотки ротора асинхронных машин составляет 80% от суммарного сечения обмотки статора соответствующей исходной синхронной машины, а плотности тока δ_2 приняты равными плотностям тока обмотки статора исходных машин. При таких соотношениях исходная номинальная мощность в асинхронном режиме приблизительно сохраняется. Величины δ , k_δ , k_μ и $k_{л2}$ для этих машин взяты ориентировочно, а величина номинального скольжения s вычислена по (24). Величины ϵ вычислены по (8), как и выше.

Необходимо отметить, что магнитное число Рейнольдса для ИМГД машин можно вычислять иначе. Например, для кондукционных МГД машин постоянного тока в уравнение (1) войдет реальная скорость жидкого металла, и получаемые при этом значения Re_m не будут сопоставимы со значениями ϵ по (4) или (8). Сопоставимые значения Re_m получим, если для индукционных ИМГД машин вместо скорости скольжения по (5) введем реальную скорость жидкого металла

$$v_m = 2\pi f_1 (1 - s) = \frac{1-s}{s} v. \quad (25)$$

Если при этом сохранить характерный размер по (6), то получим новое значение магнитного числа Рейнольдса:

$$Re'_m = \frac{1-s}{s} \epsilon. \quad (26)$$

Значения Re'_m приведены в последней графе табл. 2.

Как следует из данных табл. 2, с ростом номинальной мощности и скорости вращения машины магнитное число Рейнольдса неуклонно возрастает, что, естественно, повышает технико-экономические показатели машины.

Для построенных к настоящему времени индукционных насосов рассматриваемые величины имеют порядок $\epsilon = 1-1,5$ и $Re'_m \approx 5$, что значительно меньше данных табл. 2 для хорошо использованных машин. Таким образом, по значению ϵ индукционные насосы в настоящее время находятся на уровне электрических микромашин. Это же справедливо для таких показателей, как коэффициент мощности и к. п. д. Дальнейшее увеличение ϵ у ИМГД машин и повышение их технико-экономических показателей может быть достигнуто при увеличении мощности машин и скорости движения металла.

Литература

1. Вольдек А. И., Электромагнитные насосы для жидких металлов, «Электричество», 1960, № 5.
2. Кирко И. М., Жидкий металл в электромагнитном поле, изд-во «Энергия», 1964.
3. Вольдек А. И., Токи и усилия в слое жидкого металла плоских линейных индукционных насосов, Известия вузов, Электромеханика, 1959, № 1.
4. Вольдек А. И., Токи и усилия в слое жидкого металла цилиндрических индукционных насосов, Известия вузов, Электромеханика, 1962, № 6.
5. Вольдек А. И., Основы унификации метода расчета цилиндрических и плоских индукционных насосов, «Магнитная гидродинамика», 1966, № 1.
6. Вольдек А. И., Некоторые общие соотношения для линейных индукционных насосов, Труды Таллинского политехнического института, сер. А, 1964, № 214.
7. Лопухина Е. М. и Сомихина Г. С., Расчет асинхронных микродвигателей однофазного и трехфазного тока, Госэнергоиздат, 1961.
8. Постников И. М., Проектирование электрических машин, ГИТЛ УССР, Киев, 1960.
9. Виноградов Н. В., Горяинов Ф. А. и Сергеев П. С., Проектирование электрических машин, Госэнергоиздат, 1956.
10. Домбровский В. В. и др., Проектирование гидрогенераторов, изд-во «Энергия», 1965.
11. Хуторецкий Г. М., Проектирование и расчет современных двухполюсных турбогенераторов, Ленинградский политехнический институт, 1962.

[1.3.1966]



Основы расчета колебаний нагрузок в электрических сетях

Доктор техн. наук, проф. Г. М. КАЯЛОВ и инж. Э. Г. КУРЕННЫЯ

Введение. Наряду с величиной напряжения у электроприемников одним из основных показателей качества электроэнергии является характер изменения этого напряжения во времени в зависимости от изменения нагрузки [Л. 1]. Поэтому при расчете количественных показателей формы резко переменных графиков нагрузки необходимо прежде всего определять величину пиков и выбросов нагрузки за различные уровни, их длительность и частоту: эта задача решена в работах авторов [Л. 2 и 3]. Но кроме того необходимо определение количественных показателей колебаний нагрузки.

Между тем вопросы теории и расчета последних разработаны совершенно недостаточно; настоящая работа, являясь развитием [Л. 4], имеет целью восполнить этот недостаток. При этом потребовались уточнение физического смысла и разработка строгих определений относящихся сюда понятий.

Соответственно установившемуся характеру технологического процесса и режиму работы группы электроприемников переменный график $P(t)$ их нагрузки по активной мощности¹ рассматривается в дальнейшем как нормальный стационарный случайный процесс [Л. 5, 6, 7].

Корреляционная функция $K(\tau)$ этого процесса может быть, как правило, вычислена непосредственно по одной записи графика $P(t)$, за один или несколько циклов T_{π} комплексного технологического процесса группы приемников [Л. 7]. Однако в проектной практике такая запись обычно отсутствует в исходных заданиях для выполнения проекта; учитывая это, функцию $K(\tau)$ для группы n независимых приемников можно определить [Л. 8] по формуле

$$K(\tau) = \sum_{r=1}^n k_r(\tau), \quad (1)$$

где $k_r(\tau)$ — корреляционные функции индивидуальных графиков. Последние обычно известны в практически наиболее важном случае нескольких мощных приемников, когда колебания нагрузки относительно велики. Как правило, эти графики периодичны, что, естественно, облегчает вычисление их корреляционных функций.

Следует указать, что изложенные далее основные понятия и принципы расчета применимы к процессам любой физической природы.

Основные понятия и определения. Рассмотрим последовательность случайных интервалов времени

$$\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N \quad (2)$$

между соседними экстремумами (максимумами и минимумами) графика $P(t)$. Если график $P(t)$ имеет ступенчатый характер, то за интервал θ между соседними экстремальными ступенями принимается

расстояние между серединами соответственных ступеней.

Установим следующие определения:

I. Колебание нагрузки есть изменение ее от одного экстремума к следующему.

II. Размах колебания есть абсолютная величина случайной разности между соседними экстремумами:

$$\Delta P_k = |P(t_k + \theta_k) - P(t_k)|, \quad (3)$$

где t_k — случайный момент времени достижения k -го экстремума.

III. Скорость колебания есть случайная величина

$$C_k = \frac{\Delta P_k}{\theta_k}. \quad (4)$$

IV. Частота колебаний есть их среднее количество в единицу времени:

$$\bar{\nu} = \frac{N}{T_{\pi}}, \quad (5)$$

где N — количество экстремумов за цикл T_{π} .

V. На основании пп. I—IV целесообразно ввести понятие колебательности графика, характеризующее всей совокупностью следующих четырех показателей:

1) среднее значение размаха колебаний

$$\overline{\Delta P} = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N \Delta P_k; \quad (6)$$

2) дисперсия размаха

$$D\Delta P = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N (\Delta P_k - \overline{\Delta P})^2; \quad (7)$$

3) среднее значение скорости колебания за цикл

$$\bar{C} = \frac{\sum_{k=1}^N C_k \theta_k}{\sum_{k=1}^N \theta_k} = \frac{\sum_{k=1}^N \Delta P_k}{T_{\pi}} = \frac{N \overline{\Delta P}}{T_{\pi}} = \frac{\overline{\Delta P}}{\bar{\theta}}, \quad (8)$$

где $\bar{\theta} = \frac{T_{\pi}}{N}$ — среднее значение длительности интервалов между соседними экстремумами;

4) частота колебаний.

Величину $\sum \Delta P_k$ в математике принято называть полной вариацией функции за время T_{π} .

Расчет показателей колебательности нагрузки. Средняя длительность $\bar{\theta}$ интервалов θ между двумя соседними экстремумами представляет, очевидно, среднюю длительность одного интервала времени, на котором скорость изменения нагрузки

$$V(t) = \frac{dP(t)}{dt} \quad (9)$$

сохраняет свой знак. Такие интервалы будем называть интервалами выбросов (при $V > 0$) или провалов (при $V < 0$) скорости за нулевой уровень.

¹ Все последующие выводы, очевидно, в равной мере справедливы также и для графиков реактивной мощности $Q(t)$ и тока $I(t)$.

Согласно теории стационарных случайных процессов [Л. 9] средняя длительность $\bar{\theta}$ такого нулевого выброса² определяется формулой

$$\bar{\theta} = \pi \frac{\sigma_V}{\sigma_A}, \quad (10)$$

где σ_A — стандарт случайного процесса

$$\frac{dV}{dt} = A(t). \quad (11)$$

При этом для σ_V и σ_A справедливы формулы:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_V &= \sqrt{-\left[\frac{d^2 K(\tau)}{d\tau^2}\right]_{\tau=0}}; \\ \sigma_A &= \sqrt{-\left[\frac{d^4 K(\tau)}{d\tau^4}\right]_{\tau=0}}. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Однако практическое применение формул (11) и (12), связанное с вычислением значений при $\tau=0$ производных высоких порядков от $K(\tau)$, неизбежно приводит к значительным погрешностям расчета; поэтому в настоящей статье предлагается следующий метод определения этих величин.

1. Для каждого заданного индивидуального графика нагрузки $p(t)$ путем однократного графического дифференцирования — с разбиением цикла $t_{\text{ц}}$ на равные малые интервалы времени Δ , строится ступенчатый приближенный график осредненной за эти интервалы скорости изменения нагрузки $v_{\Delta}(t)$.

2. Для каждого графика $v_{\Delta}(t)$ вычисляются: дисперсия Dv_{Δ} и значение $k_v(\Delta)$ корреляционной функции $k_v(\tau)$ для $\tau=\Delta$.

3. Стандарт σ_V определяется по формуле

$$\sigma_V = \sqrt{\sum_{r=1}^n Dv_{\Delta r}}. \quad (13)$$

4. Стандарт σ_A определяется по полученной в настоящей статье формуле (ее вывод дан в приложении)

$$\sigma_A = \frac{\sqrt{2} \sigma_V \sqrt{1 - R_V(\Delta)}}{\Delta}, \quad (14)$$

где

$$R_V(\Delta) = \frac{\sum_{r=1}^n k_{vr}(\Delta)}{\sigma_V^2}. \quad (15)$$

Формулы (13) и (14) требуют лишь однократного графического дифференцирования индивидуальных графиков нагрузки; очевидно, что это дифференцирование принципиально неизбежно при оценке скорости колебаний нагрузки.

Аналогичная (14) формула может быть применена вместо (13), а именно:

$$\sigma_V \approx \frac{\sqrt{2} \sigma \sqrt{1 - R(\Delta)}}{\Delta}; \quad (16)$$

² Вопрос о законе распределения интервалов θ между экстремумами рассмотрен в [Л. 10].

здесь $R(\Delta)$ — значение нормированной корреляционной функции группового графика

$$R(\tau) = \frac{K(\tau)}{K(0)} = \frac{K(\tau)}{\sigma^2} \quad (17)$$

для значения $\tau=\Delta$;

$$\sigma = \sqrt{DP(t)} = \sqrt{K(0)}. \quad (18)$$

После определения величины $\bar{\theta}$ по формулам (10), (14), (18) частота колебаний $\bar{\nu}$ определяется по формуле

$$\bar{\nu} = \frac{1}{\bar{\theta}}, \quad (19)$$

вытекающей из того очевидного положения, что $\bar{\theta}$ есть средняя длительность интервала между двумя соседними экстремумами.

Статистические характеристики случайного размаха между соседними экстремумами для стационарного процесса не зависят от момента времени начального экстремума, а только от характеристик случайной величины интервала θ между соседними экстремумами. Среднее значение $\bar{\theta}$ этого интервала найдено выше; значения размаха и скорости колебаний определяются в дальнейшем применительно к этому найденному значению $\bar{\theta}$ или, что то же, к средней частоте $\bar{\nu}$ из формулы (19).

Следует иметь в виду, что экстремумы группового графика нагрузки порождаются всем характером индивидуальных графиков и сдвигами между ними, а не только их экстремумами, и вообще могут даже не соответствовать последним. Таким образом, для значений экстремумов групповых (суммарных) графиков здесь соблюдаются условия, которые в практике применения теории вероятностей считаются достаточными для принятия нормального закона распределения. А так как, кроме того, все значения экстремумов (в частности, наибольшие и наименьшие из них) являются одними из возможных значений нагрузки, то можно считать нормальный закон распределения экстремумов совпадающим с нормальным законом распределения всех значений нагрузки³, что и принято в дальнейшем.

Указанное предположение подтверждается результатами опытной проверки, проведенной для трех групповых графиков нагрузки завалочных машин, заливочных кранов и двигателей-генераторов, питающих шины постоянного тока мартеновского цеха. Для этих графиков были найдены законы распределения значений групповых нагрузок, а также распределения экстремумов. Проверка с помощью критериев согласия (Колмогорова и Пирсона) показала, что эти законы распределения являются нормальными с одинаковыми средними значениями и дисперсиями. Результаты этой опытной проверки приведены на рис. 1.

Рассмотрим теперь нормальную дискретную последовательность экстремумов данного группового

³ При этом распределения одних только максимумов, как и одних минимумов, заведомо подчиняются другим законам распределения, поскольку маловероятно, что малые значения нагрузки будут максимумами, а большие значения — минимумами.

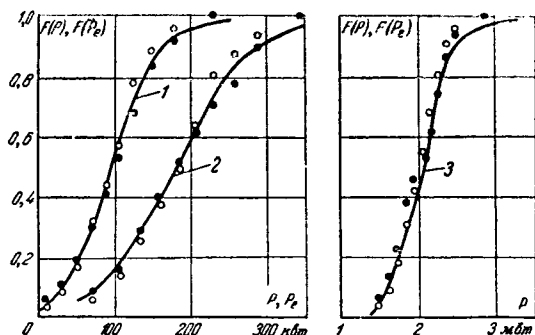


Рис. 1.

графика нагрузки, которую будем считать также стационарной. Очевидно, что для определения размаха существенно важно значение $R_e(1)$ коэффициента корреляции между соседними экстремумами, которое заведомо должно быть отрицательным:

$$0 > R_e(1) \geq -1. \quad (20)$$

Теоретическое определение величины $R_e(1)$ выходит за рамки настоящей работы; экспериментальное определение этой величины для нескольких реальных графиков нагрузки привело к значениям в пределах от $-0,56$ до $-0,71$. Учитывая, кроме того, что нижний предел, равный -1 , может достигаться лишь для регулярных графиков (например, синусоидального типа), в настоящей работе в качестве приближенного достаточно вероятного, наибольшего по абсолютной величине значения принято:

$$R_e(1) \approx -0,75. \quad (21)$$

Согласно приложению имеет место формула (П-16)

$$\Delta P_p = (1,13 + 0,85\beta) \sigma \sqrt{1 - R_e(1)}. \quad (22)$$

Здесь значение статистического коэффициента рекомендуется принимать равным $\beta = 2,58$, так что эта формула принимает вид:

$$\Delta P_p = 3,33\sigma \sqrt{1 - R_e(1)}. \quad (23)$$

Если принять теперь значение $R_e(1)$ из (21), то окончательно получим следующую простую формулу:

$$\Delta P_p = 4,4\sigma. \quad (24)$$

Расчетная скорость колебаний нагрузки согласно (4) определяется по формуле:

$$C_p = \frac{\Delta P_p}{\theta}. \quad (25)$$

Приложение. При графическом дифференцировании процесса $V(t)$ представляющая его реализация разбивается на одинаковые малые интервалы длительностью Δ . Найденные при этом случайные значения

$$A(t) \approx \frac{V(t + \Delta) - V(t)}{\Delta} = \frac{\Delta V}{\Delta} \quad (П-1)$$

процесса $A(t)$ пропорциональны разности случайных значений скоростей на границах интервала Δ .

Стандарт σ_A процесса $A(t)$ определяется по формуле

$$\sigma_A = \sqrt{A_0^2 - \bar{A}^2}. \quad (П-2)$$

Здесь A_0 и \bar{A} есть эффективное и соответственно среднее значения процесса $A(t)$:

$$A_0 \approx \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (\frac{\Delta V_i}{\Delta})^2} =$$

$$= \frac{1}{\Delta} \sqrt{\frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (\Delta V_i)^2} = \frac{\Delta V_0}{\Delta}; \quad (П-3)$$

$$\bar{A} \approx \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \frac{\Delta V_i}{\Delta} = \frac{\bar{\Delta V}}{\Delta}, \quad (П-4)$$

где m — количество интервалов разбиения,

$$m = \frac{T_n}{\Delta}; \quad (П-5)$$

ΔV_0 и $\bar{\Delta V}$ — эффективное и среднее значения приращений скорости за интервал Δ , к определению которых мы переходим.

Для нормального стационарного процесса $P(t)$ случайные процессы $V(t)$ и $A(t)$ также являются нормальными и стационарными с нулевыми средними значениями $\bar{V}=0$ и $\bar{A}=0$.

Поэтому алгебраическая разность ΔV скоростей в числителе формулы (П-1) есть также нормальная случайная величина с нулевым средним значением

$$\bar{\Delta V} = M[V(t + \Delta) - V(t)] = 0 \quad (П-6)$$

и дисперсией

$$\begin{aligned} D\Delta V &= DV(t + \Delta) + DV(t) - 2R_V(\Delta) \sqrt{DV(t + \Delta) DV(t)} = \\ &= 2DV[1 - R_V(\Delta)]. \end{aligned} \quad (П-7)$$

Эффективное значение размаха скоростей с учетом (П-6) и (П-7) определяется по формуле

$$\Delta V_0 = \sqrt{\bar{\Delta V}^2 + D\Delta V} = \sqrt{2} \sigma_V \sqrt{1 - R_V(\Delta)}. \quad (П-8)$$

Стандарт σ_A согласно (П-2) с учетом (П-6), (П-8) составит:

$$\sigma_A = \frac{\sqrt{2} \sigma_V \sqrt{1 - R_V(\Delta)}}{\Delta}. \quad (П-9)$$

Для случайных нормальных величин $P(t)$ и $P(t + \theta)$ в силу стационарности процесса $P(t)$ среднее значение и дисперсия DP одинаковы и не зависят от времени. Поэтому алгебраическое значение размаха ΔP_a с учетом (3) есть также нормальная случайная величина с нулевым средним значением

$$\bar{\Delta P}_a = M[P(t + \theta) - P(t)] = 0, \quad (П-10)$$

дисперсией

$$D\Delta P_a = D[P(t + \theta) - P(t)] = 2DP[1 - R_e(1)] \quad (П-11)$$

и плотностью распределения

$$f(\Delta P_a) = \frac{1}{\sqrt{2\pi D\Delta P_a}} e^{-\frac{\Delta P_a^2}{2D\Delta P_a}}. \quad (П-12)$$

Плотность распределения $f(\Delta P)$ размаха ΔP как существенно положительной величины равна нулю для отрицательных значений ΔP , а для положительных ΔP она, очевидно, превышает таковую (П-12) в 2 раза. Таким образом, находим:

$$f(\Delta P) = \begin{cases} 0 & \text{при } \Delta P < 0; \\ \frac{2}{\sqrt{2\pi D\Delta P_a}} e^{-\frac{\Delta P_a^2}{2D\Delta P_a}} & \text{при } \Delta P > 0. \end{cases} \quad (П-13)$$

Среднее значение и дисперсия размаха с учетом (П-11) и (П-12) определяются по формулам:

$$\bar{\Delta P} = \int_{-\infty}^{\infty} \Delta P f(\Delta P) d(\Delta P) = 1,13\sigma \sqrt{1 - R_e(1)}; \quad (П-14)$$

$$D\Delta P = \int_{-\infty}^{\infty} (\Delta P - \bar{\Delta P})^2 f(\Delta P) d(\Delta P) = 0,85\sigma \sqrt{1 - R_e(1)}. \quad (П-15)$$

Расчетное значение ΔP_p случайной величины ΔP найдется отсюда по известной формуле [Л. 8]

$$\Delta P_p = \bar{\Delta P} + \beta \sqrt{D\Delta P} = (1,13 + 0,85\beta) \sigma \sqrt{1 - R_e(1)}. \quad (П-16)$$

Значение β определяется по обычным правилам математической статистики, но в применении к распределению (П-13),

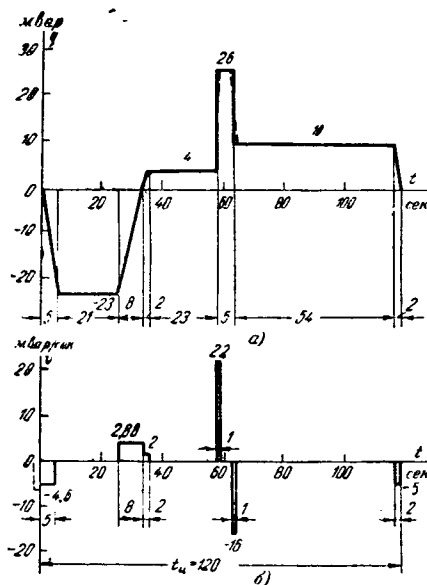


Рис. 2.

отличному от нормального. Считая практически невозможным событие с вероятностью, меньшей e_x , получим с учетом (П-13) следующее уравнение для определения значения β :

$$\Phi(\beta) = 1 - e_x. \quad (\text{П-17})$$

Здесь через

$$\Phi(z) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z e^{-\frac{x^2}{2}} dx$$

обозначена функция Лапласа, значения которой табулированы [Л. 11].

Величина e_x обычно выбирается в пределах от 0,05 до 0,001 [Л. 12]; нами в дальнейшем принято значение $e_x = 0,01$, которому отвечает величина $\beta = 2,58$; в итоге формула (П-16) принимает вид (22).

Пример 4. Требуется рассчитать характеристики колебательности реактивной нагрузки группы из четырех главных приводов прокатных станков. Расчет приводится лишь для одного индивидуального графика из четырех (рис. 2,а); для остальных расчет аналогичен.

1. Дисперсия индивидуального графика

$$Dq = q_2^2 - q_c^2 = 187 - 1,5 = 185,5 \text{ Мвар}^2.$$

2. График скорости изменения нагрузки (рис. 2,б) был получен графическим дифференцированием графика нагрузки; при этом было принято значение $\Delta = 1 \text{ сек}$; кроме того, скачки разрывности графика заменены на интервалах Δ непрерывным линейным изменением ординат, показанных на рис. 2,а пунктиром.

Среднее значение скорости изменения нагрузки заведомо должно быть равно нулю; поэтому согласно рис. 2,б дисперсия скорости будет равна:

$$Dv = v_0^2 = \frac{1}{120} [(-4,6)^2 \cdot 5 + 2,88^2 \cdot 8 + 2^2 \cdot 2 + 22^2 \cdot 1 + (-16)^2 \cdot 1 + (-5)^2 \cdot 2] = 8,1 \text{ (Мвар/сек)}^2.$$

3. Значение корреляционной функции графика скорости для $\tau = \Delta = 1 \text{ сек}$ составит:

$$k_v(1) = \frac{1}{120} \left[\frac{-5 - 4,6}{2} (-4,6) + (-4,6)^2 \cdot 3 + (-4,6) \frac{-4,6}{2} + \frac{2,88}{2} \cdot 2,88 + 2,88^2 \cdot 6 + 2,88 \cdot \frac{2,88 + 2}{2} + \frac{2,88 + 2}{2} \cdot 2 + 2 \cdot \frac{2}{2} + \left(\frac{22}{2}\right)^2 + \left(\frac{-16}{2}\right)^2 + \frac{-5}{2} (-5) + (-5) \frac{-4,6 - 5}{2} \right] = 3,3 \text{ (Мвар/сек)}^2.$$

4. Пример взят из расчета, выполненного для одного проектируемого металлургического комбината.

Здесь при вычислении k_v значения скорости v в точках скачкообразного ее изменения приняты равными полусумме границ скачков (в соответствии с известным математическим правилом для разрывов непрерывности первого рода).

4. Аналогично были вычислены следующие статистические характеристики остальных индивидуальных графиков:

а) дисперсии нагрузки—100, 105 и 26,8 Мвар²;

б) дисперсии скорости изменения нагрузки—0,66; 3 и 0,75 (Мвар/сек)²;

в) значения $k_v(1)$ —0,55; 1 и 0,25 (Мвар/сек)².

5. Стандарт скорости изменения групповой нагрузки согласно (13) равен:

$$\sigma_v = \sqrt{8,1 + 0,66 + 3 + 0,75} = 3,54 \text{ Мвар/сек}.$$

6. Значение коэффициента корреляции для $\Delta = 1 \text{ сек}$ найдется из (17):

$$R_v(1) = \frac{3,3 + 0,55 + 1 + 0,25}{3,54^2} = 0,406.$$

7. Стандарт ускорения определяется из (14):

$$\sigma_A = \frac{\sqrt{2} \cdot 3,54 \sqrt{1 - 0,406}}{1} = 3,85 \text{ (Мвар/сек)}^2.$$

8. Средняя длительность интервала между соседними экстремумами согласно (10) составит:

$$\bar{\theta} = \pi \frac{3,54}{3,85} = 2,9 \text{ сек},$$

т. е. расчетный размах будет встречаться в среднем 1 раз за 2,9 сек.

9. Стандарт группового графика

$$\sigma = \sqrt{185,5 + 100 + 105 + 26,8} = 20,4 \text{ Мвар}.$$

10. Расчетный размах колебаний согласно (14) составит:

$$\Delta Q_p = 4,4 \cdot 20,4 = 90 \text{ Мвар}.$$

11. Скорость и частоту колебаний определим по формулам (25) и (19):

$$C_p = \frac{90}{2,9} = 31 \text{ Мвар/сек};$$

$$\bar{v} = \frac{1}{2,9} = 0,35 \text{ 1/сек}.$$

Литература

1. Веников В. А. и Солдаткина Л. А., К вопросу о критериях качества автоматического регулирования режима энергосистем. «Электричество», 1959, № 12.
2. Каялов Г. М. и Куренный Э. Г., Применение математической теории массового обслуживания к расчетам пиков нагрузки заводских электрических сетей, Известия вузов, Электромеханика, 1965, № 7.
3. Каялов Г. М. и Куренный Э. Г., Расчет пиков электрических нагрузок группы мощных электроприемников, Известия вузов, Электромеханика, 1966, № 3.
4. Каялов Г. М., О расчетной величине колебаний нагрузки в промышленных электросетях, Известия вузов, Электромеханика, 1958, № 3.
5. Каялов Г. М., О применении теории вероятностей к анализу нагрузок промышленных электросетей, Известия вузов, Электромеханика, 1958, № 1.
6. Каялов Г. М., Теория случайных процессов и расчет нагрузок электрических сетей, Известия вузов, Электромеханика, 1961, № 11 и 12.
7. Волобровский С. Д., Каялов Г. М., Клейн П. Н. и Мешель Б. С., Электрические нагрузки промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1964.
8. Вентцель Е. С., Теория вероятностей, Физматгиз, 1965.
9. Свешников А. А., Прикладные методы теории случайных функций, Судпромгиз, 1961.
10. Longuet-Higgins M. S., On the intervals between successive zeros of a random function. Proceedings of the Royal Society, series of mathematical and physical sciences.
11. Романовский В. И., Математическая статистика, ГОНТИ, 1938.
12. Колмогоров А. Н., Теория вероятностей, Математика, ее содержание, методы и значение, Изд-во АН СССР, т. 2, 1956.

[27.6.1966]

Анализ условия регулирования возбуждения синхронных генераторов в аварийном режиме

Инж. Б. Х. БОЙЧЕВ

Народная Республика Болгария, София

В последнее время автоматическому регулированию возбуждения синхронных генераторов посвящено много работ [Л. 1—8]. Однако в этих работах мало уделено внимания анализу целесообразных условий регулирования синхронных генераторов в аварийном режиме, обеспечивающего максимальную устойчивость.

В статье приводится упрощенный способ определения целесообразных условий регулирования возбуждения в аварийном режиме и основные результаты исследований динамической устойчивости, выполненных для системы электропередачи, приведенной на рис. 1. Целью этих исследований являлось выяснение влияния параметров регулирования сильного действия [Л. 2] и определение условий регулирования возбуждения синхронных генераторов в первом цикле качаний ротора.

Задача регулирования возбуждения в аварийном (переходном) режиме заключается в том, чтобы изменением тока возбуждения уменьшить разность между вращающим моментом первичного двигателя и электромагнитным моментом генератора, появляющуюся при внезапном сбросе нагрузки или коротком замыкании. С этой целью при аварийном нарушении режима работы применяется форсирование возбуждения синхронного генератора [Л. 9—12].

Электромагнитный момент в переходных режимах обычно принимается пропорциональным отдаваемой мощности синхронного генератора¹ (рис. 1):

$$P = \frac{E^2}{z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{EU}{z_{12}} \sin (\delta - \alpha_{12}). \quad (1)$$

В основном отдаваемая мощность синхронного генератора определяется вторым членом уравнения (1), так как значение α_{11} , характеризующее величину активных сопротивлений электропередачи (рис. 1), мало. При трехфазном коротком замыкании полное сопротивление схемы замещения $z_{12} = \infty$. Поэтому в самый период короткого замыкания весьма трудно создать дополнительный момент торможения достаточной величины. Под действием большого избыточного момента кинетическая энергия ротора во время короткого замыкания значительно увеличивается. В дальнейшем избыток кинетической энергии переходит в электромагнитную, отдаваемую синхронным генератором в систему. Максимальный угол отклонения ротора δ_{\max} соответствует полному переходу избытка кинетической энергии в электромагнитную.

Считается, что возбуждение в функции первой производной угла δ' практически является эффективным средством для демпфирования качаний ро-

тора синхронных генераторов малой мощности [Л. 10—12]. Постоянные времени обмоток возбуждения таких генераторов малы, и ток ротора в переходных режимах при регулировании напряжения возбуждения по первой производной угла δ' имеет значительную составляющую демпфирования.

В синхронных генераторах с большой постоянной времени обмоток возбуждения изменение тока в роторе отстает от изменения напряжения на кольцах почти на угол $\varphi \approx \frac{\pi}{2}$. При изменении напряжения на кольцах ротора по закону изменения первой производной угла δ' составляющая демпфирования тока ротора в синхронных генераторах с большой постоянной времени обмоток возбуждения незначительна и регулирование возбуждения при этом будет слабодемпфирующим.

Наиболее эффективное демпфирование будет в том случае, если изменение тормозного момента совпадает с изменением скорости вращения [Л. 1, 7 и 13]. В синхронных генераторах этому условию соответствует синфазное изменение тока ротора с первой производной от угла по времени δ' . Для обеспечения такого изменения тока в переходных режимах необходимо, чтобы напряжение на кольцах ротора изменялось примерно по второй производной угла δ'' [Л. 3]. Однако такое регулирование в течение первого полупериода нецелесообразно по следующим причинам: 1) регулирование, настроенное для быстрой демпфирования колебаний, слишком рано снимет возбуждение задолго до достижения наибольшего значения угла вылета ротора, что не позволяет получить высокий предел динамической устойчивости; 2) поскольку в первом полупериоде происходят резкие изменения ускорения, связанные с возникновением и отключением короткого замыкания, то сигнал регулирования по второй производной в начале процесса действует в обратную сторону по сравнению с тем, что должно иметь место для быстрого гашения колебаний. Другими словами, коэффициенты регулирования, выбранные для демпфирования колебаний в последующих циклах, не являются оптимальными для первого цикла.

Поэтому для первого цикла целесообразно иметь регулирование, независимое от основного, обеспечивающее максимальную форсировку в части первого цикла с последующей форсировкой обратного знака. Наибольший предел по условиям динамической устойчивости будет достигнут при форсировке до достижения максимума первого отклонения

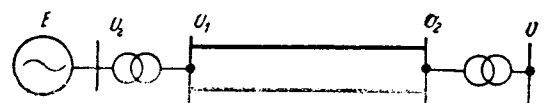


Рис. 1.

¹ При упрощенных расчетах динамической устойчивости в выражении (1), а также и во всех остальных выражениях фигурируют переходные э. д. с. E'_d , а в сопротивлениях z входят переходные реактивные сопротивления синхронного генератора x'_d по продольной оси, но для удобства их индексы в дальнейшем опускаются.

угла. Однако при этом увеличиваются отклонения в последующих циклах и следует форсировку снимать до достижения наибольшего значения угла. Может быть найден оптимальный момент переключения, при котором предел снижен будет мало и последующий вылет угла не будет большим.

Отметим, что при регуляторах сильного действия кривая напряжения возбуждения в первом цикле имеет релейный прямоугольный характер из-за больших коэффициентов усиления и ограниченности потолков возбуждения. Снятие форсировки можно производить, как известно, в функции суммы первой и второй производных от угла δ по времени, например, когда

$$\Delta E_{d_e} = \Delta U_f = k_{1\delta} \frac{d\delta}{dt} + k_{2\delta} \frac{d^2\delta}{dt^2} = k_{1\delta} \delta' + k_{2\delta} \delta'' = (k_{1\delta} p + k_{2\delta} p^2) \Delta \delta = 0, \quad (2)$$

где $\Delta E_{d_e} = \Delta U_f$ — приращение синхронной э. д. с. обмотки статора, или, что то же самое, приращение напряжения на обмотке возбуждения;

$k_{1\delta}$, $k_{2\delta}$ — коэффициенты усиления звеньев регулятора возбуждения сильного действия [Л. 1, 2 и 4];

δ — угол вылета ротора синхронного генератора;

$\Delta \delta$ — приращение угла вылета.

Соотношение коэффициентов

$$k_{1\delta} \text{ и } k_{2\delta} — [k_{\delta} = f(k_{1\delta}, k_{2\delta})]$$

необходимо выбрать таким, чтобы регулятор обеспечивал необходимую длительность форсировки. Сразу после снятия форсировки для уменьшения раскачивающего действия необходимо использовать развозбуждение. При этом необходимый потолок развозбуждения определяется величиной и длительностью форсировки.

При расчетах устойчивости необходимо бывает знать наибольшее отклонение угла и необходимое время форсировки. Кроме того, часто может встретиться необходимость в оценке влияния потолка возбуждения на величину вылета ротора в первом цикле качаний.

Условия регулирования возбуждения в первом полупериоде можно определить двумя способами: расчетным путем (обычно по методу последовательных интервалов) и экспериментально — на физической модели.

Так как такие расчеты очень трудоемки, целесообразно с целью сравнения влияния регулирования возбуждения на движение ротора в переходном режиме пользоваться упрощенным методом. Суть упрощения состоит в линеаризации дифференциальных уравнений качания ротора синхронного генератора. После отключения короткого замыкания движение ротора можно рассматривать как колебание около установившегося (стационарного) значения $\delta_{уст}$ угла δ . Пренебрегая явнополюсностью и рассматривая активную электрическую мощность синхронного генератора как функцию двух переменных δ и E , т. е. $P = f(\delta, E)$, дифференциальное уравнение движения ротора синхронного генератора, работающего на шины с неизменным напряжением

U , можно линеаризировать в области нового установившегося значения угла $\delta_{уст}$.

Экспериментальные исследования на физической (электродинамической) модели показали, что при форсировке возбуждения в рассматриваемом интервале времени $\Delta t \rightarrow 0$ можно принимать линейное изменение тока ротора синхронного генератора [Л. 1—5 и 10].

Качания ротора синхронного генератора при форсировке возбуждения. В этом случае линеаризованное дифференциальное уравнение движения ротора генератора, работающего на шины бесконечной мощности (неизменного напряжения) (рис. 1), с учетом уравнения (1), будет иметь вид:

$$\frac{d^2\Delta\delta}{dt^2} + c \frac{d\Delta\delta}{dt} + \beta^2\Delta\delta + m\Delta t = 0, \quad (3)$$

где

$$m = \frac{b\Delta U_f}{T_d} \left[\frac{2E}{z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{U}{z_{12}} \sin (\delta_{уст} - \alpha_{12}) \right];$$

$$\beta^2 = \frac{bEU}{z_{12}} \cos (\delta_{уст} - \alpha_{12});$$

$$b = \frac{\omega_0}{T_J S_n};$$

b , c , m и β — коэффициенты;

$\Delta t = t_1 + t_2$ — интервал времени;

t — длительность форсировки с момента отключения короткого замыкания;

t_1 — время с момента возникновения форсировки возбуждения до момента отключения короткого замыкания;

$t_2 = t_1 \frac{T_d}{T'_d}$ — относительная продолжительность короткого замыкания;

T_d — постоянная времени обмотки возбуждения синхронного генератора, работающего на ЛЭП с отключенным участком;

T'_d — постоянная времени обмотки возбуждения синхронного генератора, при коротком замыкании на ЛЭП;

T_J — постоянная инерции;

U — напряжение на шинах бесконечной мощности;

ΔU_f — приращение напряжения на обмотке возбуждения;

S_n — полная номинальная мощность синхронного генератора;

ω_0 — синхронная угловая частота;

z_{11} — собственное полное сопротивление;

z_{12} — взаимное полное сопротивление.

Общее решение дифференциального уравнения (3) будет иметь вид:

$$\Delta\delta = \Delta\delta_1 + \Delta\delta_2, \quad (4)$$

$\Delta\delta_1$ определяется подстановкой:

$$\Delta\delta_1 = C_1 e^{p_1 t} + C_2 e^{p_2 t},$$

p_1 и p_2 можно определить из уравнения

$$p^2 + cp + \beta^2 = 0, \quad (5)$$

т. е.

$$p_{1,2} = -\frac{c}{2} \pm j\gamma.$$

Тогда

$$\Delta\delta_1 = C_1 e^{\left(1 - \frac{c}{2} + i\gamma\right)t} + C_2 e^{\left(-\frac{c}{2} - i\gamma\right)t} = Fe^{-\frac{t}{T}} \cos(\gamma t - \psi) = Fe^{-\frac{t}{T}} \sin(\gamma t + \varphi), \quad (6)$$

где

$$F^* = \sqrt{F_1^2 + F_2^2} = \sqrt{(C_1 + C_2)^2 + (C_1 - C_2)^2};$$

$$\psi = \operatorname{arctg} \frac{C_1 - C_2}{C_1 + C_2}; \quad \varphi = \operatorname{arctg} \frac{C_1 + C_2}{C_1 - C_2};$$

$$T = \frac{2}{c} \quad (\text{рис. 2}).$$

Величина $\Delta\delta_2$ находится подстановкой $\Delta\delta_2 = B\Delta t$.

Согласно уравнению (5) получим $B = -\frac{m}{\beta^2}$. Следо-

вательно, $\Delta\delta_2 = -\frac{m}{\beta^2} \Delta t$.

Окончательно уравнение (4) примет вид:

$$\begin{aligned} \Delta\delta &= Fe^{-\frac{t}{T}} \cos(\gamma t - \psi) - \frac{m}{\beta^2} \Delta t = \\ &= Fe^{-\frac{t}{T}} \cos(\gamma t - \psi) - \frac{m}{\beta^2} (t + t_2). \end{aligned} \quad (7)$$

Первый член уравнения (7) описывает только свободное движение, а второй — движение, вызванное нарастанием по прямой тока возбуждения.

При машинном возбуждении можно положить $t_2 = 0$. Тогда решение уравнения (3) будет иметь более простой вид. Подставив в уравнение (7) значение времени, соответствующее максимуму угла $\Delta\delta_{\max}$, получим следующее уравнение:

$$\cos[\gamma t_{\max} - (\psi + g)] = Ae^{\frac{t_{\max}}{T}}, \quad (8)$$

где

$$g = \operatorname{arctg} \gamma T = \operatorname{arctg} \frac{2}{c} \sqrt{\beta^2 - \left(\frac{c}{2}\right)^2}.$$

Уравнение (8) можно решить графически (рис. 3) или аналитически. Аналитическое решение задачи иногда затруднительно, так как сначала приходится

разложить в ряд $e^{\frac{-t_{\max}}{T}}$ и $\cos[\gamma t_{\max} - (\psi + g)]$ и потом решать уравнения высокого порядка. Если соблюдается разложение в ряд вплоть до второго члена, получается уравнение

$$t_{\max}^3 + Mt_{\max}^2 + Nt_{\max} + R = 0, \quad (9)$$

где

$$M = -\left[T^2 + \frac{2}{\gamma}(\psi + g)\right];$$

$$N = \frac{2T^2(\psi + g)}{\gamma} + \frac{(\psi + g)^2}{\gamma^2} - \frac{4T}{\gamma^2};$$

$$R = \frac{4T^2}{\gamma^2} - \frac{T^2}{\gamma^2}(\psi + g)^2 + \frac{2T^2 m}{F\beta^2} \cos g.$$

Из уравнений (8) и (9) при $t_2 = 0$ можно получить максимальную продолжительность форсиров-

* Постоянные интегрирования C_1 , C_2 , F и углы ψ и φ определяются из начальных условий.

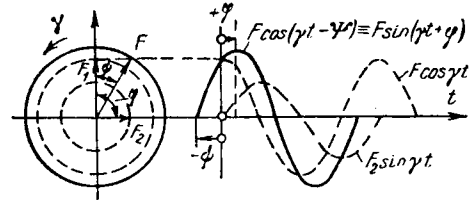


Рис. 2.

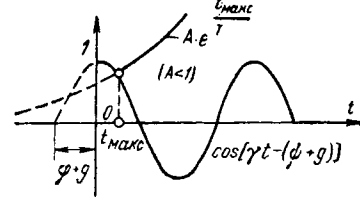


Рис. 3.

ки возбуждения синхронного генератора t_{\max} , которая соответствует максимальному значению угла $\Delta\delta_{\max}$. Подставив t_{\max} в уравнение (7), получим:

$$\Delta\delta_{\max} = Fe^{\frac{-t_{\max}}{T}} \cos(\gamma t_{\max} - \psi) - \frac{m}{\beta^2} (t + t_2). \quad (10)$$

Уравнение (10) позволяет построить графически зависимость максимального значения отклонения ротора при первом вылете от потолка форсировки, т. е.

$$\delta_{\max} = f(\Delta U_f). \quad (11)$$

Может быть решена и обратная задача. Как определить величины коэффициентов при производных для обеспечения заданного времени форсировки или заданного опережения снятия формировки?

Из уравнения (2) можно определить при уже выбранной длительности и заданных потолках форсировки соотношения коэффициентов при производных, необходимых для обеспечения регулятором выбранной длительности форсировки:

$$t_{\max}^3 + Mt_{\max}^2 + Nt_{\max} + R = 0, \quad (9)$$

где

$$M = -\left[T^2 + \frac{2}{\gamma}(\psi + g)\right];$$

$$N = \frac{2T^2(\psi + g)}{\gamma} + \frac{(\psi + g)^2}{\gamma^2} - \frac{4T}{\gamma^2};$$

$$R = \frac{4T^2}{\gamma^2} - \frac{T^2}{\gamma^2}(\psi + g)^2 + \frac{2T^2 m}{F\beta^2} \cos g.$$

$$k_{\delta} = \frac{k_{1\delta}}{k_{2\delta}} = -\frac{\frac{d^2 \Delta\delta}{dt^2}}{\frac{d \Delta\delta}{dt}} =$$

$$= -\frac{1}{\frac{C \cos[\gamma t - (\psi + g)]}{D \cos[\gamma t - (\psi + g)]} - \frac{m}{\beta^2 D e^{\frac{-t}{T}} \cos[\gamma t - (\psi + g)]}}, \quad (12)$$

где

$$q = \operatorname{arctg} \frac{2\gamma T}{1 - (\gamma T)^2};$$

$$D = \frac{F}{T^2} \frac{1 - (\gamma T)^2}{\cos q}.$$

Не вводя значительной ошибки в решение задачи, влиянием асинхронной мощности можно пренебречь, так как она благоприятно действует на переходный процесс при первом вылете. Тогда уравнения (7), (10) и (12) будут иметь вид:

$$\Delta\delta = F \cos(\beta t - \psi) - \frac{m}{\beta^2} \Delta t = F \cos(\beta t - \psi) - \frac{m}{\beta^2} (t + t_2); \quad (13)$$

$$\Delta\delta_{\max} = F \cos \arcsin \frac{m}{F\beta^2} - \frac{m}{\beta^2} \left(\psi - \arcsin \frac{m}{F\beta^2} \right) - \frac{m}{\beta^2} t_2; \quad (14)$$

$$k_s = \frac{1}{\frac{\operatorname{tg}(\beta t - \psi)}{\beta} + \frac{m}{F\beta^4 \cos(\beta t - \psi)}}. \quad (15)$$

Длительность форсировки будет автоматически изменяться регулятором в переходных режимах, если режим будет отличаться от расчетного.

Качения ротора синхронного генератора при развозбуждении. При развозбуждении, подаваемом в момент снятия форсированного возбуждения, линеаризованное дифференциальное уравнение движения ротора синхронного генератора имеет вид:

$$\frac{d^2 \Delta\delta}{dt^2} + c \frac{d\Delta\delta}{dt} + \beta^2 \Delta\delta - nt' + a = \frac{d^2 \Delta\delta}{dt^2} + c \frac{d\Delta\delta}{dt} + \beta^2 \Delta\delta - n(t' - kt) = 0, \quad (16)$$

где

$$n = \frac{b\Delta U_{f1}}{T_d} \left[\frac{2E}{z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{U}{z_{12}} \sin(\delta_{ycr} - \alpha_{12}) \right];$$

$$a = \frac{b\Delta U_{f1}}{T_d} \left[\frac{2E}{z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{U}{z_{12}} \sin(\delta_{ycr} - \alpha_{12}) \right] = \frac{n\Delta U_{f1}}{\Delta U_{f1}} = nkt;$$

$$k = \frac{\Delta U_f}{\Delta U_{f1}}; \Delta U_f = \Delta U_{f1} + \Delta U_{f_{pa}}.$$

Его решение

$$\Delta\delta = F'^{**} e^{-\frac{t'}{T}} \cos(\gamma t' - \psi') + \frac{nt'}{\beta^2} - \frac{n}{\beta^2} kt, \quad (17) \quad \text{и}$$

где

$$F' = \sqrt{(F'_1)^2 + (F'_2)^2} = \sqrt{(C'_1 + C'_2)^2 + (C'_1 - C'_2)^2};$$

$$\psi' = \arctg \frac{C'_1 - C'_2}{C'_1 + C'_2}.$$

Подставив в уравнение (17) значение времени развозбуждения, соответствующее максимуму угла $\Delta\delta_{\max}$, получим:

$$\cos[\gamma t'_{\max} - (\psi' + g)] = A'e^{\frac{t'_{\max}}{T}}, \quad (18)$$

где

$$A' = -\frac{n}{C'\beta^2};$$

$$C' = -\frac{F'}{T \cos g}.$$

** Постоянные интегрирования C'_1 , C'_2 , F' и угол ψ' определяются из начальных условий.

Уравнение (18) можно решить графическим или аналитическим способом, найдя при $t=0$ максимальную продолжительность развозбуждения t'_{\max} , соответствующую значению $\Delta\delta_{\max}$.

В свою очередь при заданных уровнях форсировки и развозбуждения уравнение

$$\Delta\delta_{\max} = F'e^{-\frac{t'_{\max}}{T}} \cos(\gamma t'_{\max} - \psi') + \frac{nt'_{\max}}{\beta^2} - \frac{nkt}{\beta^2} \quad (19)$$

позволяет построить графически зависимость

$$\delta_{\max} = f(t). \quad (20)$$

По этой зависимости можно выбрать необходимую длительность форсировки развозбуждения.

Имея в виду уравнение (2), можно определить и соотношение коэффициентов при производных, необходимое для обеспечения регуляторов выбранной длительности развозбуждения:

$$k'_\delta = \frac{1}{\frac{C' \cos[\gamma t' - (\psi' + g)]}{D' \cos[\gamma t' - (\psi' + q)]} + \frac{n}{\beta^2 D' e^{\frac{t'}{T}} \cos[\gamma t' - (\psi' + q)]}}, \quad (21)$$

где

$$D' = D \frac{F'}{F}.$$

Так как уравнение (2) не является точным при больших отклонениях, выражение (21) является приближенным.

Пренебрегая благоприятным влиянием асинхронной мощности на переходный процесс, для практических расчетов можно пользоваться следующими упрощенными уравнениями:

$$\Delta\delta = F' \cos(\beta t' - \psi') + \frac{nt'}{\beta^2} - \frac{n}{\beta^2} kt; \quad (22)$$

$$\Delta\delta_{\max} = F' \cos \arcsin \frac{n}{F'\beta^2} + \frac{n}{\beta^2} (\psi' + \arcsin \frac{n}{F'\beta^2}) - \frac{n}{\beta^2} kt \quad (23)$$

$$k'_\delta = \frac{1}{\frac{\operatorname{tg}(\beta t' - \psi')}{\beta} - \frac{n}{F'\beta^4 \cos(\beta t' - \psi')}}. \quad (24)$$

Пример. Расчеты выполнены для ЛЭП типа Куйбышев—Москва. На рис. 4 представлены кривые движения ротора

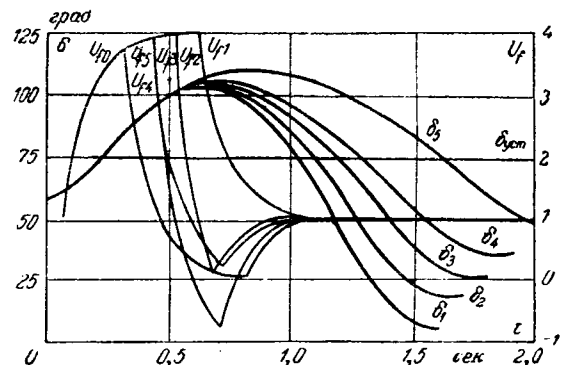


Рис. 4.

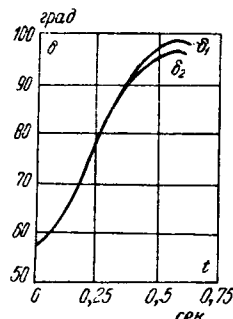


Рис. 5.

четы выполнены для четырехкратной форсировки по упрощенным формулам и при $\Delta U_f = 3$; $T_e = 0,1$ сек; $T_{d0} = 5,5$ сек.

Для δ_1 значение $t_1 = 0,56$ сек, $\Delta U_{fрв1} = 0$; для δ_2 — $t_2 = 0,46$ сек, $\Delta U_{fрв} = -2$; для δ_3 — $t_3 = 0,36$ сек, $\Delta U_{fрв3} = 1$; для δ_4 — $t_4 = 0,36$ сек и $\Delta U_{fрв4} = -2$ и для δ_5 — $t_5 = 0,26$ сек, $\Delta U_{fрв5} = -1$.

Кривая $\delta_1 = f_1(t)$ соответствует длительности форсировки возбуждения до момента достижения углом максимума. При отрицательном скольжении ротора угол синхронного генератора резко уменьшается и необходимо применить развозбуждение, причем регулированием надо обеспечить изменение тока ротора, опережающее по фазе изменение угла. С этой целью форсировку возбуждения следует снимать раньше, чем угол достигнет максимума (рис. 4).

Кривая $\delta_2 = f_2(t)$ рассчитана для снятия форсировки раньше того момента, когда угол достигает максимума, и соответствует случаю снятия форсировки в момент времени $t^*_{22} = 0,52$ сек, после чего подано развозбуждение $\Delta U_{fрв2} = -2$. Расчетные кривые $\delta_3 = f_3(t)$ и $\delta_4 = f_4(t)$ характеризуют движение ротора при снятии форсировки в момент $t^*_{33} = t^*_{44} = 0,42$ сек и подачи развозбуждения соответственно $\Delta U_{fрв3} = -1$ и $\Delta U_{fрв4} = -2$. Кривая $\delta_5 = f_5(t)$ соответствует снятию форсировки в момент $t^*_{55} = 0,32$ сек и подачи развозбуждения $\Delta U_{fрв5} = -1$. В последнем случае угол синхронного генератора при первом вылете увеличивается незначительно, в то время как отклонение ротора при отрицательном скольжении существенно уменьшается.

Таким образом, правильным выбором соотношения между длительностью форсировки и развозбуждения можно обеспечить надлежащий запас устойчивости при первом вылете и эффективное демпфирование последующих колебаний ротора синхронного генератора. Для сравнения на рис. 5 представ-

лены расчетные кривые $\delta_1 = f_1(t)$, рассчитанные методом последовательных интервалов, и $\delta_2 = f_2(t)$ по линеаризованным дифференциальным уравнениям. Как видно из рисунка, оба расчета практически совпадают.

Литература

1. Веников В. А., Переходные электромеханические процессы в электрических системах, изд-во «Энергия», 1964.
2. Веников В. А. и др., Сильное регулирование возбуждения, Госэнергоиздат, 1963.
3. Костенко М. П., Моделирование электромашиного оборудования для изучения устойчивости параллельной работы энергосистем, связанных с дальними линиями передачи, Известия АН СССР, ОТН, № 2.
4. Веников В. А. и Литкенс И. В., Математические основы теории автоматического управления режимами электросистем, изд-во «Высшая школа», 1964.
5. Веников В. А., Новицкий В. М. и Штробель В. А., Регулирование сильного действия, осуществляемое с применением третьей и четвертой производных абсолютного угла, «Электричество», 1965, № 3.
6. Горюшкин В. И., Об устойчивости синхронного генератора с ионным возбуждением, Известия АН СССР, ОТН, 1953, № 5.
7. Зубков П. И. и Горюшкин В. И., Повышение устойчивости синхронного генератора регулированием возбуждения по скольжению и ускорению ротора, Известия АН СССР, ОТН, 1953, № 9.
8. Камынин С. М., Регулирование возбуждения синхронных машин с использованием производных абсолютных углов, «Электричество», 1964, № 11.
9. Frey W., Stabilisierung von Synchrongeneratoren durch rasche Regelung der Erregung bei der Energieübertragung auf große Entfernung, BB-Mitteilungen, 1946, № 11.
10. Hess O., Großkraftübertragung mit Wechselstrom auf große Distanzen, BB-Mitteilungen, 1946, № 10.
11. Lawanchy C., Versuche zur Stabilisierung von Synchrongeneratoren durch rasche Regelung der Erregung bei Energieübertragung über sehr grosse Entfernungen, BB-Mitteilungen, 1946, № 11.
12. Wagner W., Die Stabilität des Parallelbetriebes bei der Energieübertragung auf grosse Distanzen mit Drehstrom, BB-Mitteilungen, 1946, № 10.
13. Bonfert K., Bedeutung und Kennzeichnung der Erregungsgeschwindigkeit von Erregeranordnungen, ETZ-A, Bd 81, 1960, № 7.

[8.1.1966]



УДК 621.3.072

Регулирование турбины как средство улучшения переходных процессов электрических систем¹

Доктор техн. наук, проф. В. А. ВЕНИКОВ, инж. Д. В. НИКИТИН, инж. В. А. ШТРОБЕЛЬ
Московский энергетический институт

и канд. техн. наук В. Б. РУБИН
Всесоюзный теплотехнический институт

Введение. Современный этап развития энергетики Советского Союза характеризуется вводом большого числа крупных электростанций и увеличением протяженности электропередач. Устанавливаемые на станциях блочные агрегаты мощностью 200—300 Мвт обладают хорошими технико-экономическими показателями, однако их электрические и ме-

ханические характеристики неблагоприятны с точки зрения обеспечения должного уровня устойчивости системы. В этих условиях более остро встает проблема обеспечения устойчивой работы энергосистем, которая на современном уровне должна быть решена путем комплексного регулирующего воздействия как на систему возбуждения, так и на момент турбины агрегата, а в ряде случаев и на дополнительные устройства быстродействующего

¹ В порядке обсуждения.

торможения, регулирования реактивной мощности и т. п. Система регулирования агрегата должна строиться как взаимосвязанная система, позволяющая в любых аварийных ситуациях вести оптимальное управление агрегатом.

Настоящая статья посвящена рассмотрению одной из сторон этой проблемы, а именно совместно-му регулированию возбуждения и турбины мощного турбоагрегата.

Идея регулирования турбин возникла еще в 30-е годы, когда были проведены первые работы как в СССР, так и за границей. Тогда же ВЭИ совместно с ВТИ была исследована система аварийного регулирования турбины на одной из тепловых станций Мосэнерго [Л. 1—3].

В настоящее время работы по созданию систем регулирования турбин ведутся по двум направлениям: 1) создание систем непрерывного действия и 2) создание так называемых аварийных систем. К первым относятся системы регулирования по взаимному и абсолютному углу [Л. 4 и 5]. К аварийным или же сочетающим в себе элементы аварийного и непрерывного регулирования относятся устройства типа АРИОМ [Л. 6] или типа электроприставки [Л. 7]. К настоящему времени получены положительные результаты, однако имеется ряд нерешенных вопросов в части организации телепередач, разгрузки турбины при качаниях, работы регулируемой станции с большим весом местной нагрузки и пр.

Использование турбин для решения системных задач требует реорганизации их регулирования. Помимо импульса по скорости, система регулирования должна допускать ввод дополнительных сигналов. Основное расширение функций регулирования заключается прежде всего: а) в повышении динамической устойчивости; б) обеспечении быстрой ресинхронизации; в) демпфировании колебаний, позволяющем увеличить уровень устойчивости при вынужденных колебаниях и обеспечить быстрый набор мощности после аварийной разгрузки турбины.

Для осуществления указанных выше задач система регулирования турбины должна иметь импульсную электрическую часть или дополнительный электрический блок с электрогидравлическим преобразователем.

Такой электрический блок позволит ввести необходимые системные импульсы и осуществить комплексное регулирование [Л. 8 и 9]. Основные параметры, вводимые в него, целесообразно измерять непосредственно на станции без применения телепередач, однако предусматриваются входы и для дополнительных импульсов, которые могут потребоваться в особых случаях и нести в себе более широкую информацию о состоянии системы.

В настоящей статье приводятся результаты исследования устойчивости энергосистемы при совместном регулировании возбуждения и турбины с использованием электрического блока, осуществляющего регулирование в соответствии с нижеуказанной передаточной функцией.

Структура системы регулирования. Передаточная функция блока имеет вид:

$$\eta_{\text{эг}} = - \frac{1}{1 + T_{\text{эг}} p} \{ k_0 \delta_{\text{п}}(p) + F_{\text{л}}(p) k [F_{\text{л}}(p)] + f_{\text{н}}(p) k_{2\text{н}} [\varphi'_m(p) - \varphi'_0(p)] \},$$

где $\eta_{\text{эг}}$ — воздействие электрогидравлического преобразователя (ЭГП);

$T_{\text{эг}}$ — постоянная времени ЭГП;

$F_{\text{л}}(p)$ — передаточная функция линейных каналов регулирования по производным абсолютного угла,

$$F_{\text{л}}(p) = k_2 \varphi'(p) + k_3 \varphi''(p),$$

где φ' , φ'' — вторая и третья производные абсолютного угла.

Производные получаются с помощью реальных дифференциаторов:

$$\varphi''(p) = \frac{p}{1 + \tau_3 p} \varphi'(p); \quad \varphi'(p) = \frac{p}{1 + \tau_2 p} \varphi(p);$$

$$\varphi(p) = \frac{1}{1 + \tau_1 p} (\omega - \omega_0) \frac{1}{\omega_0},$$

где τ_1 , τ_2 , τ_3 — постоянные времени, равные 0,02 ÷ 0,03 сек;

ω — скорость вращения агрегата;

ω_0 — синхронная скорость;

$k_{\text{л}}[F_{\text{л}}(p)]$ — коэффициент усиления несимметричного усилителя, вводимого для компенсации разгрузки турбины при качаниях за счет разницы скоростей хода сервомотора на закрытие и на открытие,

$$k[F_{\text{л}}(p)] \begin{cases} \leq 1 & \text{при } F_{\text{л}}(p) > 0; \\ \geq 1 & \text{при } F_{\text{л}}(p) < 0. \end{cases}$$

В систему регулирования вводится нелинейное звено, предназначенное для повышения динамической устойчивости путем однократного воздействия на закрытие клапанов при тяжелых авариях, — устройство однократной расфорсировки турбины (УОРФ). Передаточная функция этого устройства

$$f_{\text{н}}(p) k_{2\text{н}} [\varphi'_m(p) - \varphi'_0(p)],$$

где $k_{2\text{н}}$ — коэффициент усиления УОРФ;

φ'_0 — уставка по ускорению;

φ'_m — максимальное значение ускорения в начале аварии;

$f_{\text{н}}(p)$ — передаточная функция релейного устройства, равная:

$$f_{\text{н}}(p) \begin{cases} = 0 & \text{при } [\varphi'_m(p) - \varphi'_0(p)] \leq 0; \\ \neq 0 & \text{при } [\varphi'_m(p) - \varphi'_0(p)] > 0; \end{cases}$$

$$f_{\text{н}}(p) \begin{cases} = 1 & \text{при } t < t_0 + \tau_{\text{н}}; \\ = 0 & \text{при } t + \tau_{\text{н}} \leq t \leq t_0 + \tau_0; \\ = 1 & \text{при } t > t_0 + \tau_0. \end{cases}$$

В соответствии с этими соотношениями УОРФ вступает в работу в момент времени t_0 при ускорении, превышающем уставку φ'_0 , воздействует пропорционально разности $(\varphi'_m - \varphi'_0)$ в течение времени $\tau_{\text{н}}$, а затем блокируется на время τ_0 , равное приблизительно 10 сек. По истечении времени блокировки τ_0 устройство возвращается в исходное состояние. Коэффициент усиления $k_{2\text{н}}$ и время действия УОРФ $\tau_{\text{н}}$ выбираются из условия, чтобы при тяжелой аварии обеспечить полное закрытие турбины.

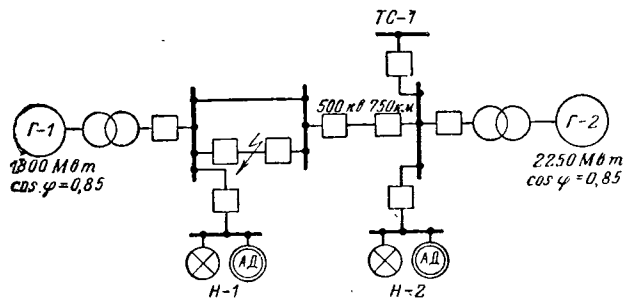


Рис. 1. Схема исследуемой системы.

Параметры генераторов Г-1: $x_d = 1,92$; $x'_d = 0,28$; $T_{d0} = 6$ сек;
 $T_I = 6$ сек; Г-2: $x_d = 1,7$; $x'_d = 0,29$; $T_{d0} = 6,28$ сек; $T_I = 6,9$ сек.

В законе регулирования предусматривается составляющая, пропорциональная параметру δ_n , близкому к абсолютному углу. Параметр δ_n может быть введен в случае необходимости уменьшить время ресинхронизации, улучшить приемистость турбины или увеличить устойчивость слабой связи при толчках нагрузки.

В настоящей работе проводилось исследование регулирования только по производным абсолютного угла и параметр δ_n не вводился.

Параметры исследуемой системы. Исследование проводилось на динамической модели. Схема и параметры системы указаны на рис. 1. Передающая станция Г-1 имеет местную нагрузку (Н-1), составляющую 50% от мощности станции и состоящую из асинхронной и осветительной нагрузки. Приемная система может быть представлена в двух вариантах: «шины бесконечной мощности» (ТС-1) и «система соизмеримой мощности» (Г-2, Н-2).

На передающей станции регулирование возбуждения рассматривалось в двух вариантах: а) АРВ пропорционального действия (АРВ ПД) и б) АРВ сильного действия (АРВ СД) со стабилизацией по отклонению частоты и первой производной частоты. Параметры АРВ и системы возбуждения указаны в табл. 2. В приемной системе принято регулирование возбуждения пропорционального действия.

Турбины передающей станции и приемной системы моделировались электроприводом, управляемым от аналогового устройства. Была исследована работа станции с турбинами как без промежуточного перегрева, так и с ним. Параметры модели соответствуют параметрам турбин и регуляторов скорости агрегатов 100—300 Мвт (см. приложение).

Автоматический регулятор турбины (АРТ) набран на аналоговой машине МН-7. В принятой схеме модели АРТ предусмотрены диапазоны изменения коэффициентов усиления в следующих пределах:

по второй производной абсолютного угла k_2 от 0 до $\pm 100 \frac{1}{\text{отн. ед. уск.}}$.

по третьей производной абсолютного угла k_3 от 0 до $\pm 20 \frac{1}{\text{отн. ед. уск./сек.}}$.

За единицу скорости принята номинальная скорость вращения. За единицу ускорения принято

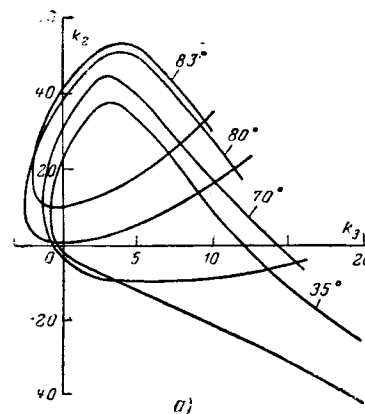
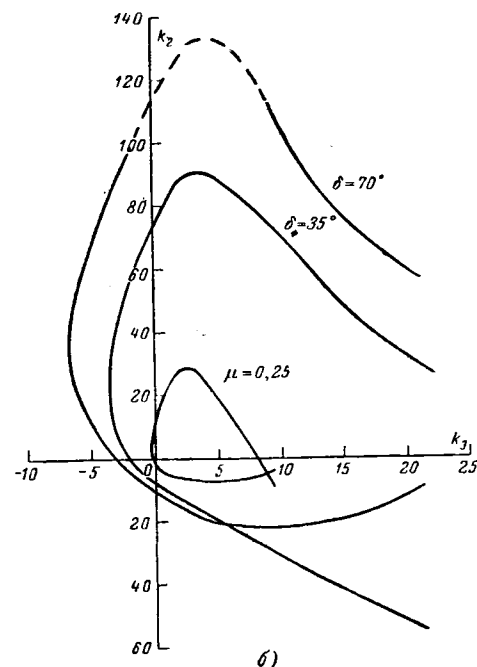


Рис. 2. Области устойчивости в координатах коэффициентов усиления АРТ с АРВ пропорционального действия при работе станции на систему бесконечной мощности.

а — турбина без промежуточного перегрева; б — турбина с промежуточным перегревом.

ускорение, соответствующее изменению скорости от 0 до номинальной за 1 сек.

Результаты исследования на динамической модели. Статическая устойчивость исследовалась путем экспериментального определения областей устойчивости в координатах коэффициентов усиления АРТ и АРВ сильного действия, а также статических пределов передаваемой мощности.

Области устойчивости для двух рассматриваемых типов турбин и двух вариантов приемной системы в случае АРВ ПД на передающей станции показаны на рис. 2 и 3. Области устойчивости при увеличении передаваемой мощности и соответственно угла δ перемещаются кверху и влево. В режиме, предельном по статической устойчивости, при отключенном АРТ ($\delta = 80^\circ$, рис. 2,а) граница области устойчивости проходит через начало координат. При наличии АРТ возможна работа при мощности выше предельной без АРТ, что подтверждает кривая для угла $\delta = 83^\circ$, которая не охватывает начало координат. Для турбин с промежуточным перегревом (рис. 2,б и 3,б) области устойчивости имеют большие размеры, чем для турбин без

промежуточного перегрева (рис. 2, а и 3, а). Однако увеличение областей устойчивости для турбин с промежуточным перегревом имеет место только для режимов, в которых клапан ЧСД полностью открыт. При частичном закрытии клапа-

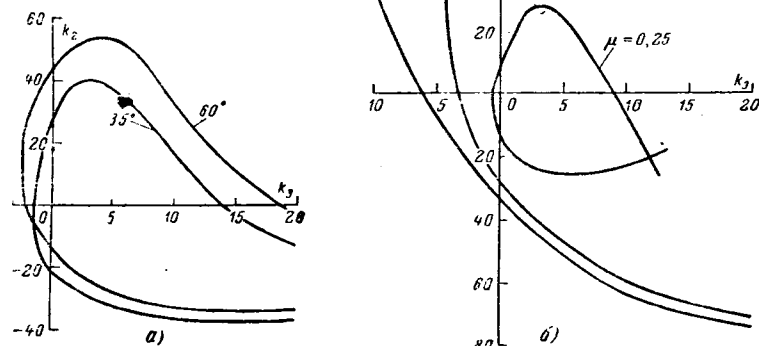


Рис. 3. Области устойчивости при работе станции на систему соизмеримой мощности.

а — турбина без промежуточного перегрева; б — турбина с промежуточным перегревом.

на ЧСД область устойчивости уменьшается и достигает минимального размера при открытии клапана ЧСД на 70—80%.

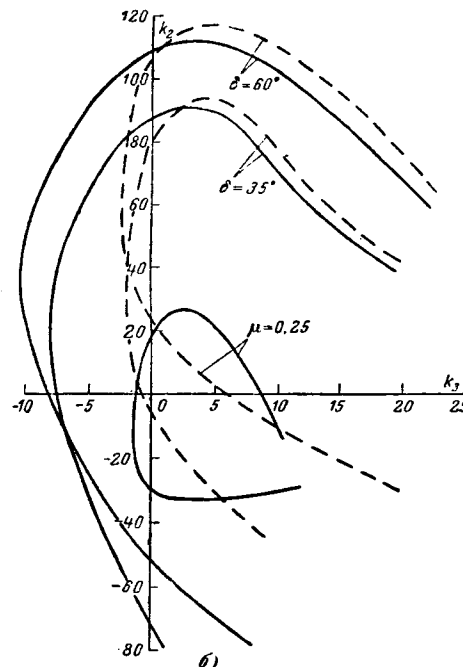
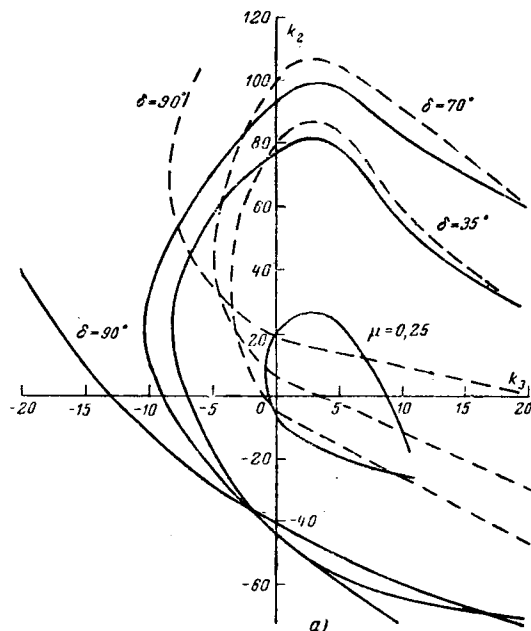
На рис. 4 представлены области устойчивости в координатах коэффициентов усиления АРТ в случае сильного регулирования возбуждения на передающей станции для вариантов работы на шины бесконечной мощности (рис. 4, а) и на систему соизмеримой мощности (рис. 4, б).

Методика определения областей устойчивости при совместном сильном регулировании турбины и возбуждения была принята следующая. Вначале при отключенном АРТ определялась настройка АРВ, соответствующая наиболее интенсивному демпфированию свободных колебаний. При такой настройке АРВ сняты области устойчивости в координатах коэффициентов усиления АРТ; внутри этих областей найдена настройка АРТ, соответствующая также максимальному демпфированию. Затем производилась проверка влияния АРТ на настройку АРВ, которая показала, что зона интенсивного демпфирования в координатах АРВ расширяется и что его настройка при включении АРТ может быть оставлена прежняя.

Рассмотрение областей устойчивости в координатах k_2 и k_3 АРТ при совместном регулировании турбины и возбуждения по производным абсолютного угла показывает, что области устойчивости несколько больше, чем в случае АРВ пропорционального действия, причем расширение областей имеет место в сторону отрицательных значений k_2 и k_3 . С другой стороны, при включении АРТ области устойчивости в координатах АРВ охватывают начало координат. Это говорит о взаимном резерви-

Рис. 4. Области устойчивости в координатах коэффициентов усиления АРТ (турбина с промежуточным перегревом; АРВ сильного действия).

а — станция работает на систему бесконечной мощности; б — станция работает на систему соизмеримой мощности. Штриховыми линиями нанесены области при отключенных каналах стабилизации АРВ.



ровании обоих регуляторов, т. е. при отказе каналов стабилизации в одном из них второй обеспечивает работу внутри области устойчивости.

При выявлении настроек АРТ необходимо учесть возможность временного отключения агрегата от системы с переходом его в режим холостого хода или в режим работы на отдельную нагрузку. С этой целью были определены области устойчивости в указанных режимах для турбин обоих типов. Сравнение их с областями, полученными при работе станций в системе, показывает, что при переходе в такого рода режимы не требуется отключения или перенастройки АРТ.

После выбора настроек АРТ и АРВ были найдены предельные по статической устойчивости зна-

чения передаваемой мощности. Предельные мощности для турбин обоих типов отличаются незначительно, поэтому в табл. 1 дается одна цифра. Как видно из этой таблицы, введение АРТ повышает предел передаваемой мощности на 2—3%. В то же время АРВ сильного действия повышает статические пределы соответственно на 6,5 и 30%.

В заключение следует отметить малую зависимость конфигурации и размера областей устойчивости в координатах k_2, k_3 от режима и параметров приемной системы и вида АРВ, что является положительным свойством данной системы регулирования турбины.

Выбор настройки АРТ. При определении настройки каналов стабилизации (линейные каналы по Φ' и Φ'') в качестве критерия принималась наибольшая степень демпфирования колебаний, которые создавались путем подачи кратковременного импульса в цепь управления приводным двигателем модельного генератора. При экспериментах определялось затухание колебаний двух основных параметров: угла δ между вектором э. д. с. генератора передающей станции и вектором эквивалентной э. д. с. приемной системы, а также сигнала на выходе электрогидравлического преобразователя $\eta_{эг}$. Эти показатели позволяют оценить как скорость затухания электромеханического переходного процесса в системе, так и количество колебаний сервомотора турбины.

Для всех исследованных вариантов и режимов внутри области устойчивости (рис. 5 и 6) выбирался ряд равномерно распределенных точек настроек по k_2 и k_3 , в которых производились замеры числа колебаний δ и $\eta_{эг}$. Эти числа (n_δ и $n_{эг}$) наносились на поле области. Затем проводились изолинии равного числа колебаний через точки с числом колебаний 1, 2, 4. Изолинии для большего числа колебаний не наносились, поскольку для всех рассмотренных вариантов оказалось возможным найти настройки внутри зон, ограниченных изолиниями с числом колебаний не более четырех.

На рис. 5 и 6 нанесены изолинии для двух режимов: 35° и 70°.

Для случая АРВ ПД заштрихованы зоны, ограниченные изолиниями $n_\delta=2$ и $n_{эг}=4$, внутри ко-

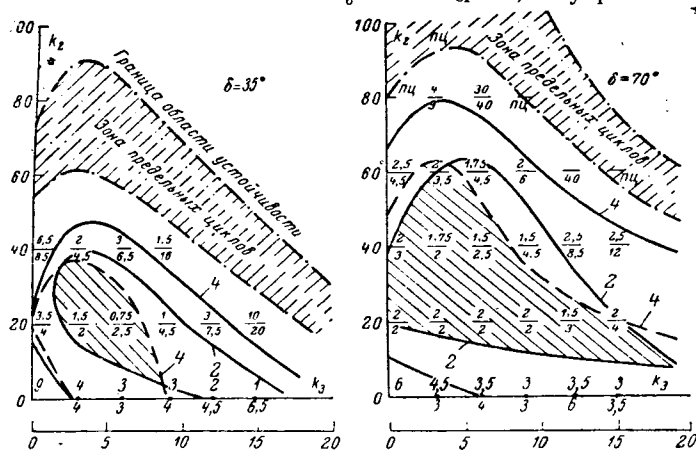


Рис. 5. Кривые равных затуханий угла и сигнала электрогидравлического преобразователя при работе станции на систему бесконечной мощности (турбина с промежуточным перегревом, АРВ пропорционального действия).

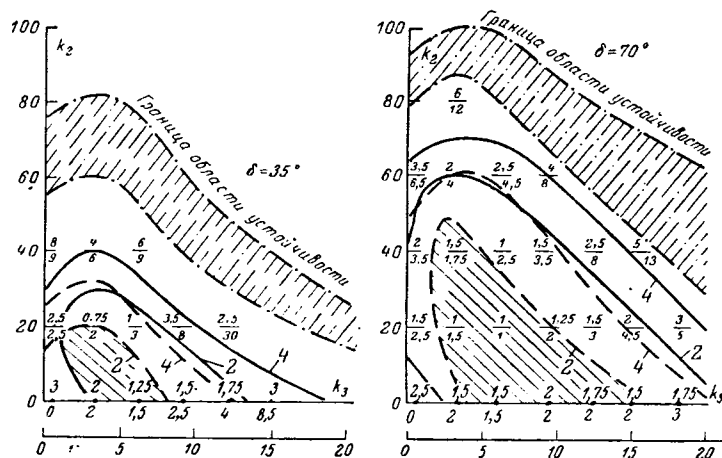


Рис. 6. Кривые равных затуханий при АРВ сильного действия.

торых обеспечивается для данного режима наилучшее затухание колебаний и которые в дальнейшем будем называть «зонами интенсивного демпфирования». Для случая АРВ СД имеют место достаточно большие зоны, ограниченные изолиниями $n_\delta=2$ и $n_{эг}=2$, которые приняты в качестве зон интенсивного демпфирования.

Как видно из характера расположения кривых равных затуханий, внутри области можно найти настройку, обеспечивающую максимальное демпфирование для данного режима. При увеличении коэффициентов k_2, k_3 и при приближении к границе области устойчивости возможно возникновение после толчка незатухающих колебаний типа предельных циклов. Наличие зоны предельных циклов внутри области устойчивости характерно не для всех рассмотренных случаев. Более вероятно появление этой зоны в случаях турбин с промежуточным перегревом, при АРВ сильного действия, при большей мощности приемной системы.

На основании построенных зон интенсивного демпфирования определялись зоны оптимальных настроек, которые получались как общие участки зон равного затухания для разных режимов с учетом ограничивающих линий. Ограничивающими факторами являются границы областей устойчивости при малых открытиях клапана ($\mu_1=0,25$) и при отключенных каналах стабилизации АРВ сильного действия. При совмещении зон оказалось, что существует общая зона настроек при применении АРВ обоих типов, внутри которой выбиралась настройка для данного варианта системы. Таким образом, были выбраны настройки для всех рассмотренных вариантов, которые указаны в табл. 1.

Таблица 1

Вид системы	Турбина с промежуточным перегревом	Турбина без промежуточного перегрева	Тип АРВ
Станция — шины	$k_2 = 20, k_3 = 4$	$k_2 = 18, k_3 = 3$	ПД
	$k_2 = 20, k_3 = 4$	$k_2 = 12, k_3 = 4$	СД
Станция — станция	$k_2 = 20, k_3 = 5$	$k_2 = 12, k_3 = 3$	ПД
	$k_2 = 20, k_3 = 5$	$k_2 = 12, k_3 = 4$	СД

Как видно из этой таблицы, оптимальные настройки АРТ лежат внутри сравнительно узкой области, ограниченной координатами по k_2 от 12 до 20, по k_3 от 3 до 5, что говорит о сравнительно малой зависимости настроек от параметров приемной системы, типа турбины и типа АРВ. Последнее позволяет сделать вывод о возможности исключения необходимости перенастройки или самонастройки АРТ при изменении режима и параметров системы.

Настройка УОРФ. При настройке УОРФ выбираются следующие параметры: уровень срабатывания ϕ_0 , коэффициент усиления $k_{2н}$ и время действия УОРФ τ_n . При выборе уровня срабатывания ϕ_0 необходимо обеспечить условие, чтобы УОРФ не срабатывал при авариях, не опасных с точки зрения динамической устойчивости.

Выбор величины коэффициента усиления и времени действия УОРФ проводился из условия, что в случае тяжелой аварии УОРФ за время своего действия должен полностью закрыть клапаны турбины. Очевидно, что время действия УОРФ τ_n должно быть больше времени закрытия сервомотора $T_3=0,25$ сек, но должно быть ограничено величиной, при которой еще не происходит выпадение генератора из синхронизма за счет торможения.

Из этих условий принято: $\tau_n=0,3$ сек. Остальные параметры УОРФ: $k_{2н}=80 \frac{1}{\text{отн. ед. уск.}}$; ϕ_0 равно ускорению при сбросе 25% мощности генератора.

Динамическая и результирующая устойчивость. Динамическая устойчивость исследовалась при трехфазном коротком замыкании на шинах местной нагрузки длительностью $t_{к.з}=0,19$ сек. Целью исследования являлось: 1) определение предельной передаваемой по линии мощности и 2) определение эффективности действия АРТ с точки зрения повышения предела, гашения колебаний в переходном процессе и обеспечения ресинхронизации.

Результаты опытов представлены в табл. 2, где указаны предельные углы $\delta_{пр}$; предельные передаваемые по линии мощности $P_{л.пр}$ и соответствующие им предельные мощности регулируемой станции $P_{г.пр}$ по статической, динамической и результирующей устойчивости. Мощности выражены в относительных единицах, причем за базисную принята номинальная мощность станции. В последней графе табл. 2 указано увеличение предельной передаваемой мощности по линии $\Delta P_{л}$ за счет действия АРТ и АРВ, которое выражается в процентах по отношению к предельной мощности, имеющей место при АРВ пропорционального действия и отключенном АРТ.

Как следует из табл. 2, повышение предела динамической устойчивости за счет действия только линейных каналов АРТ составляет от 5,9 до 10,9%; при действии как линейных каналов, так и УОРФ соответственно от 12,7 до 18,5%, причем большие цифры относятся к случаю работы станции на систему бесконечной мощности. Повышение предела за счет АРВ СД по сравнению с АРВ ПД составляет от 9 до 13,8%. Совместное действие АРТ и АРВ СД повышает пределы на 22—32%.

Рис. 7. Осциллограммы переходных процессов при коротком замыкании (станция работает на систему бесконечной мощности, АРВ сильного действия, турбина с промежуточным перегревом).

а — при отключенном АРТ $P_T=0,86$; б — при включенном АРТ $P_T=0,93$ (устойчивость сохраняется); в — при включенном АРТ $P_T=0,95$ (выпадение из синхронизма и ресинхронизация); P_T — мощность турбины; μ — ход клапана ЧВД; $E_{де}$ — напряжение возбудителя; U — напряжение генератора; $\eta_{3г}$ — сигнал ЭГП; δ — угол между э. д. с. генератора и напряжением системы.

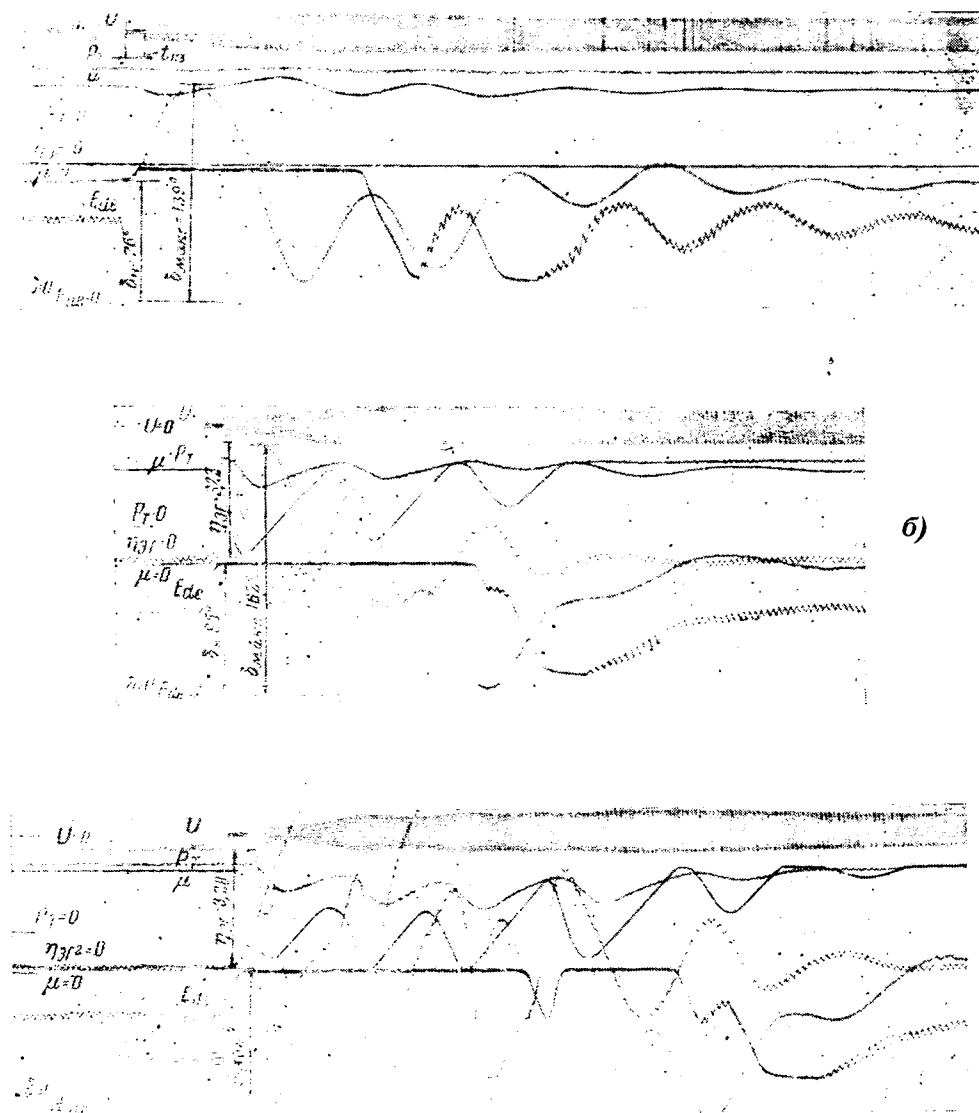


Таблица 2

Предел	Тип АРВ и его параметры	Параметры АРТ			$\delta_{пр}^0$	$P_{г.пр}$	$P_{л.пр}$	$\Delta P_{л}, \%$	
		k_2	k_3	УОРФ					
Статический	Пропорционального действия	0	0	0	80	—	0,455	—	Станция — шина
Статический		$\frac{18}{20}$	$\frac{3}{4}$	—	83	—	0,47	3,3	
Динамический		0	0	0	$\frac{73}{71}$	$\frac{0,91}{0,89}$	$\frac{0,365}{0,35}$	—	
Динамический		$\frac{18}{20}$	$\frac{4}{4}$	0	$\frac{77}{75}$	$\frac{0,94}{0,925}$	$\frac{0,395}{0,38}$	$\frac{8,2}{8,5}$	
Динамический		$\frac{18}{20}$	$\frac{4}{4}$	Включен	80	0,96	0,415	18,5	
Результирующий		$\frac{18}{20}$	$\frac{4}{4}$	Включен	83	0,981	0,436	$\frac{19,5}{24,5}$	
Статический	Сильного действия	0	0	0	108	—	0,595	—	
Статический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{4}$	—	112	—	0,610	2,5	
Динамический		0	0	0	$\frac{80}{77}$	$\frac{0,96}{0,94}$	$\frac{0,415}{0,395}$	$\frac{13,8}{13}$	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{4}$	0	$\frac{86}{80}$	$\frac{1,0}{0,96}$	$\frac{0,455}{0,415}$	$\frac{24,7}{18,5}$	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{4}$	Включен	$\frac{90}{86}$	$\frac{1,03}{1,00}$	$\frac{0,482}{0,455}$	$\frac{32}{30}$	
Результирующий		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{4}$	Включен	90	1,045	0,482	$\frac{32}{38}$	
Статический	Пропорционального действия	0	0	0	80	—	0,517	—	Станция — станция
Статический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	—	80	—	0,517	0	
Динамический		0	0	0	$\frac{38}{38}$	$\frac{0,82}{0,82}$	$\frac{0,31}{0,31}$	—	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	0	$\frac{42}{43}$	$\frac{0,848}{0,853}$	$\frac{0,335}{0,34}$	$\frac{8,1}{9,8}$	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	Включен	$\frac{45}{44,5}$	$\frac{0,863}{0,86}$	$\frac{0,351}{0,349}$	$\frac{13,3}{12,7}$	
Результирующий		$\frac{20}{20}$	$\frac{4}{5}$	Включен	80	1,045	0,517	67	
Статический	Сильного действия	0	0	0	88	—	0,55	—	
Статический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	—	90	—	0,56	1,9	
Динамический		0	0	0	$\frac{44}{42,5}$	$\frac{0,858}{0,85}$	$\frac{0,345}{0,338}$	$\frac{11,3}{9,0}$	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	0	$\frac{48}{46}$	$\frac{0,88}{0,87}$	$\frac{0,368}{0,356}$	$\frac{18,8}{14,9}$	
Динамический		$\frac{12}{20}$	$\frac{4}{5}$	Включен	$\frac{51}{50}$	$\frac{0,897}{0,891}$	$\frac{0,384}{0,378}$	$\frac{24}{22}$	
Результирующий		$\frac{20}{20}$	$\frac{4}{5}$	Включен	80	1,045	0,517	67	

Примечание. В колонках сверху указаны цифры для турбины с промежуточным перегревом, снизу — без промежуточного перегрева.

Ресинхронизация станции при выпадении ее из синхронизма, при наличии АРТ обеспечивается во всех рассмотренных случаях, причем результирующая устойчивость обеспечивается вплоть до максимально возможной мощности станции. Характер протекания переходного процесса после короткого замыкания как в случае сохранения устойчивости, так и при ресинхронизации иллюстрируется оциллограммами, представленными на рис. 7.

Влияние АРТ на заброс оборотов при отключении генератора от сети. Для выявления влияния АРТ на заброс оборотов были проведены опыты, в которых фиксировались изменения частоты f , мощности турбины P_T и хода клапанов μ при отключении от сети генератора, работавшего с номинальной нагрузкой, которые для случая турбины с промежуточным перепадом показали, что заброс оборотов при наличии только регулятора скорости составляет 10,6%, при введении линейных каналов АРТ — 7,04%, при введении линейных каналов и УОРФ — 6,8%. Таким образом, АРТ позволяет значительно снизить заброс оборотов при сбросах нагрузки, причем переход к установившемуся значению скорости, определяемому статизмом регулятора скорости при наличии АРТ, происходит без перерегулирования.

Влияние зоны нечувствительности. В некоторых случаях, возможно, потребуется введение зоны нечувствительности на выходе АРТ с целью отстройки от пульсаций и от небольших толчков в системе, на которые турбина по тем или иным соображениям не должна реагировать.

Для выявления влияния зоны нечувствительности на работу АРТ был проведен опыт, в котором на выходе ЭГП установлено звено с зоной нечувствительности величиной 1—2% от единичного сигнала ЭГП.

При введении зоны нечувствительности АРТ не повышает предел статической устойчивости. Однако качество демпфирования колебаний при больших возмущениях в системе, конфигурация зон интенсивного демпфирования и пределы динамической и результирующей устойчивости практически не изменяются.

Влияние АРТ на разгрузку турбин при качаниях. Известно, что непрерывно действующие АРТ приводят к разгрузке турбины при качаниях за счет разницы в скоростях открытия и закрытия сервомотора. С целью выяснения величины разгрузки исследуемой системой регулирования были проведены специальные опыты, в которых время открытия сервомотора было принято $T_{от} = 2$ сек, время закрытия $T_з = 0,25$ сек.

В первой серии опытов качания создавались искусственно путем подачи синусоидального возмущающего сигнала в блок управления двигателем эквивалентного генератора приемной системы. Предварительно были сняты зависимости амплитуды колебаний угла от частоты возмущающего сигнала и выявлены резонансные частоты, лежащие для разных режимов в диапазоне 0,6—0,8 гц. Обнаружено, что включение АРТ на передающей станции сравнительно мало изменяет резонансную частоту, но приводит к существенному уменьшению

(приблизительно в 3 раза) амплитуды колебаний угла при резонансной частоте.

Определение разгрузки проводилось при создании в системе установившихся колебаний с резонансной частотой, амплитуда которых доводилась до значений, близких к предельным по синхронной устойчивости (колебания с амплитудой $\pm 70 \div 80^\circ$ вокруг установившегося режима $\delta = 35^\circ$ при мощности станции $P_T = 0,8$). Замеры средней мощности турбины показали, что при отключенном АРТ разгрузки турбины практически нет. При включенном АРТ имеет место снижение мощности турбины приблизительно на 20% номинальной.

Во второй серии опытов качания создавались за счет асинхронного хода одной из станций приемной системы, мощность, которой составляла 20% от мощности системы. При уменьшении частоты скольжения асинхронно идущей станции амплитуда колебаний угла увеличивалась и достигала максимальных значений ($\pm 50 \div 60^\circ$) в процессе втягивания в синхронизм. При включенном АРТ наблюдалась кратковременная разгрузка турбины на 5—10%.

При необходимости разгрузка турбины может быть устранена. Для этого в выходной усилитель АРТ введена нелинейность, заключающаяся в том, что коэффициент усиления усилителя для сигнала «на закрытие» $k_з$ устанавливается меньшим, чем коэффициент для сигнала «открытие» $k_{от}$. При этом среднее значение коэффициента усиления сохраняется неизменным. Введение несимметрии практически не влияет на конфигурацию областей устойчивости и на демпфирующие свойства. Пределы динамической устойчивости также практически не изменяются ввиду наличия УОРФ.

Эксперименты с вынужденными колебаниями в системе показали, что соотношение коэффициентов, при котором устраняется разгрузка, равно $k_з/k_{от} = 0,3$. Надо, однако, отметить, что при полном устранении разгрузки ухудшаются условия ресинхронизации передающей станции при выпадении ее из синхронизма в сторону повышения оборотов. Поэтому целесообразно ограничиться частичным устранением разгрузки, подобрав такое соотношение $k_з/k_{от}$, при котором, с одной стороны, разгрузка при вынужденных колебаниях невелика, а с другой стороны, обеспечиваются условия ресинхронизации.

Опыты показали, что условия ресинхронизации обеспечиваются при соотношении $k_з/k_{от} \geq 0,4$, при котором разгрузка турбины уменьшается в 3 раза.

Особенностью систем аварийного регулирования турбин является возможность выпадения из синхронизма станций, имеющих значительную местную нагрузку в сторону понижения оборотов за счет переторможения. Вероятность нарушения синхронизма за счет переторможения увеличивается при увеличении времени открытия сервомотора. Так, в проведенных опытах при $T_{от} = 1$ сек при выбранных настройках АРТ не наблюдалось выпадение в сторону понижения оборотов, а при $T_{от} = 2$ сек эти случаи имели место при работе станции на систему бесконечной мощности. При введении нелинейности, уменьшающей разгрузку турбины, выпа-

дения в сторону понижения оборотов не наблюдались при $k_3/k_{от} \leq 0,6$.

Демпфирующие свойства АРТ. В отличие от аварийных систем регулирования турбин исследуемая непрерывно действующая система регулирования обладает хорошими демпфирующими свойствами, которые позволяют получить положительный эффект в ряде аварийных ситуаций.

1. Из рассмотрения осциллограмм переходного процесса после короткого замыкания видно, что АРТ способствует быстрому успокоению колебаний. Так, количество колебаний в различных исследованных вариантах системы при отсутствии АРТ составляет от 5 до 18; при наличии только линейных каналов АРТ от 2 до 5; при включении линейных каналов и УОРФ от 2 до 6 (большие цифры относятся к варианту станция — шины, а также АРВ пропорционального действия).

2. Гашение колебаний, хотя оно и не является самоцелью, позволяет не ограничивать скорость набора нагрузки после аварийного сброса мощности при коротком замыкании, поскольку уменьшается опасность выпадения из синхронизма во втором и последующих циклах качаний.

3. Хорошее демпфирование облегчает условия втягивания в синхронизм.

4. АРТ предотвращает нарушение устойчивости системы при вынужденных колебаниях. Кроме того, даже при выпадении из синхронизма АРТ обеспечивает ресинхронизацию.

Выводы. 1. Исследование непрерывного регулирования паровых турбин по 2-й и 3-й производным абсолютного угла показало эффективность и хорошие качества такого способа регулирования.

2. Введение в систему регулирования паровых турбин импульсов по 2-й и 3-й производным абсолютного угла повышает устойчивость энергетических систем и улучшает качество переходного процесса.

3. Целесообразно использовать указанные стабилизирующие средства вне зависимости от применения других средств аварийного регулирования.

Приложение. Параметры турбин и регуляторов скорости. Турбины станции рассматриваются в двух вариантах:

1. Без промежуточного перегрева — постоянная времени парового объема $T_n=0,3$ сек.

2. С промежуточным перегревом — постоянная времени парового объема ЧВД $T_1=0,2$ сек;

эквивалентная постоянная времени пароперегревателя $T_2=5$ сек;

эквивалентная постоянная времени паровых объемов ЧСД и ЧНД $T_3=0,3 \div 0,4$ сек.

Регулирующие органы турбины имеют следующие параметры:

постоянная времени главного сервомотора $T_c=0,2$ сек;

время закрытия главного сервомотора $T_z=0,25$ сек;

время открытия главного сервомотора $T_{от}=1,0$ или 2,0 сек;

постоянная времени электрогидравлического преобразователя $T_{эг}=0,03$;

постоянная времени предварительного гидроусилителя $T'_{гс}=0,05$ сек;

статизм регулятора скорости $\delta_p=0,065$.

Приемная система считается снабженной турбинами без промежуточного перегрева с регуляторами скорости. Параметры турбин и регуляторов приняты следующие:

$T_n=0,4$ сек; $T_c=0,3$ сек; $T'_{гс}=0,04$ сек; $\delta_p=0,06$.

Литература

1. Майер Р. И., Аварийное регулирование паровых турбин как мера увеличения устойчивости электрической системы, «Электричество», 1934, № 13.

2. Лебедев С. А. и Жданов П. С., Устойчивость параллельной работы электрических систем, Энергоиздат, 1934.

3. Жданов П. С., Майер Р. И. и Маркович И. М., Аварийное регулирование на Сталингорской ГРЭС, «Электрические станции», 1937, № 6.

4. Горнштейн В. М., Предотвращение нарушения устойчивости энергетических систем со слабыми связями при любых возмущениях, Труды ВНИИЭ, вып. IX, 1959.

5. Боголепов В. И. и Юревич Е. И., Исследование на электронной модели динамики регулирования двух связанных турбоагрегатов по абсолютному углу при малых возмущениях, Доклады IV межвузовской конференции по применению физического и математического моделирования, Сб. № 2, МЭИ, 1962.

6. Мурганов Б. П., Регулирование мощности турбогенераторов, работающих в энергетической системе, «Теплоэнергетика», 1961, № 2.

7. Каштелян В. Е., Юревич Е. И. и Герценберг Г. Р., Повышение устойчивости электрических систем с помощью быстродействующего регулирования паровых турбин, «Электричество», 1965, № 4.

8. Кузьмин Г. И., Панфилов В. А. и Рубин В. Б., Регулирование мощности крупных турбогенераторов, «Электрические станции», 1965, № 2.

[25.7.1966]



К вопросу об определении производных от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных станций

Канд. техн. наук В. С. ХАЧАТРЯН

Ереван

Введение. В настоящее время существует ряд методов определения производных от потерь [Л. 1—13]. Однако большинство из них [Л. 2—5] основывается на ряде допущений, и лишь в [Л. 7—10] даны теоретические основы построения точных формул при предположении независимости активных и реактивных мощностей. Точное определение производных от потерь мощности по мощностям отдельных станционных узлов зависит от точного и строгого учета взаимовлияния всех параметров электрических режимов. Такими параметрами являются активные и реактивные мощности, а также комплексные напряжения во всех узлах схемы замещения рассматриваемой энергосистемы.

Приращение активной мощности в одном из станционных узлов в общем случае приводит к новому режиму, который характеризуется новыми значениями активных и реактивных мощностей и комплексных напряжений во всех узлах данной энергосистемы. Пренебрежение комплексным изменением характеризующих величин с целью некоторого сокращения числа вычислительных операций приводило иногда к грубым ошибкам. Однако с появлением цифровых вычислительных машин необходимость в построении упрощенных формул отпала. Сейчас первоочередной задачей является обеспечение необходимой точности расчетов и построение общих и универсальных алгоритмов для решения соответствующих проблем.

Тем не менее возможные упрощения, вытекающие из конкретного характера рассматриваемого объекта, отнюдь не исключаются. В настоящей работе разработан аналитический метод определения производных от потерь по активным мощностям отдельных станций с учетом взаимовлияния всех параметров электрических режимов — активных и реактивных мощностей и комплексных напряжений — во всех узлах схем замещения.

Основные математические выводы. В общем случае выражение потерь активной мощности можно представить в неявной или явной форме как функцию от следующих взаимосвязанных переменных:

$$P_a = P_a(P_i, Q_i, U_i, \psi_i)^* = \sum_{i=1}^{M-1} \sum_{j=1}^{M-1} P_i \left(\frac{R_{ij}}{U_i U_j} \cdot \frac{\cos \theta_{ij}}{\cos \varphi_i \varphi_j} \right) P_j, \quad (1)$$

где P_a — потери активной мощности в сетях;
 P_i, Q_i — активные и реактивные мощности в узлах;
 U_i, ψ_i — модули и фазовые сдвиги комплексных напряжений в узлах;

R_{ij} — активные сопротивления узлов относительно базисного узла.

С другой стороны

$$\left. \begin{aligned} \theta_{ij} &= \varphi_{ij} - \psi_{ij}; \\ \varphi_{ij} &= \varphi_i - \varphi_j; \\ \psi_{ij} &= \psi_i - \psi_j; \\ \varphi_i(j) &= \arctg \frac{Q_i(j)}{P_i(j)}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

(Индексы i и j равноправны и «пробегают» все значения от 1 до $M-1$, где M — число узлов в схеме замещения.)

Частные производные от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных узлов можно определить следующим образом¹:

$$\begin{aligned} \frac{\partial P_a}{\partial P_i} &= \left(\frac{\partial P_a}{\partial P_i} \right) + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial P_a}{\partial Q_j} \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} + \\ &+ \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial P_a}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial P_a}{\partial \psi_j} \frac{\partial \psi_j}{\partial P_i}. \end{aligned} \quad (3)$$

Частные производные типа $\left(\frac{\partial P_a}{\partial P_i} \right)$, $\frac{\partial P_a}{\partial Q_j}$, $\frac{\partial P_a}{\partial U_j}$ и $\frac{\partial P_a}{\partial \psi_j}$ определяются непосредственно из аналитического выражения формулы потерь активной мощности (1):

$$\left(\frac{\partial P_a}{\partial P_i} \right) = \frac{2}{U_i} \sum_{j=1}^{M-1} \frac{P_j}{U_j \cos \varphi_j} R_{ij} \cos \theta_{ji}; \quad (4)$$

$$\frac{\partial P_a}{\partial Q_j} = \frac{2}{U_j} \sum_{i=1}^{M-1} \frac{P_i}{U_i \cos \varphi_i} R_{ji} \sin \theta_{ij}; \quad (5)$$

$$\frac{\partial P_a}{\partial U_j} = - \frac{2P_j}{U_j^2 \cos \varphi_j} \sum_{i=1}^{M-1} \frac{P_i}{U_i \cos \varphi_i} R_{ji} \cos \theta_{ji}; \quad (6)$$

$$\frac{\partial P_a}{\partial \psi_j} = \frac{2P_j}{U_j \cos \varphi_j} \sum_{i=1}^{M-1} \frac{P_i}{U_i \cos \varphi_i} R_{ji} \sin \theta_{ji}, \quad (7)$$

где

$$\theta_{ij} = \varphi_i - \psi_{ij}. \quad (8)$$

Для определения частных производных типа $\frac{\partial Q_j}{\partial P_i}$, $\frac{\partial U_j}{\partial P_i}$ и $\frac{\partial \psi_j}{\partial P_i}$ составляются добавочные функциональные зависимости, связывающие данные переменные. В качестве таких функциональных зависимостей принимаются уравнения модулей напряжений, углов векторов напряжений, реактивных мощностей, составленных для всех узлов схемы замещения рассматриваемой энергосистемы. Исключение составляет базисный узел, в котором поддерживается постоянное комплексное напряжение.

Представим данную систему уравнений в неявной или явной форме:

* Переменные P_i, Q_i, U_i, ψ_i связаны с помощью добавочных функциональных зависимостей.

¹ Предполагается, что изменения узловых параметров электрических режимов остаются в допустимых пределах.

$$\varphi_v(P_i, Q_i, U_i, \psi_i) = \left(U_E + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{c_{vj}}{U_j} \right)^2 + \left(\sum_{j=1}^{M-1} \frac{d_{vj}}{U_j} \right)^2 - U_v^2 = 0;$$

$$f_v(P_i, Q_i, U_i, \psi_i) = \frac{\sum_{j=1}^{M-1} \frac{d_{vj}}{U_j}}{\sum_{j=1}^{M-1} \frac{C_{vj}}{U_j}} - \operatorname{tg} \psi_v = 0;$$

$$\eta_v(P_i, Q_i, U_i, \psi_i) = U_E \frac{P_v \sin \theta_v}{U_v \cos \varphi_v} + \sum_{j=1}^{M-1} \alpha_{vj} - Q_v = 0.$$

Здесь $\theta_v = \varphi_v - \psi_v$ ($v = 1, 2, 3, \dots, M-1$).

В системе уравнений (9)

$$\left. \begin{aligned} c_{vk} &= P_k a_{vk} + Q_k b_{vk}; \\ d_{vk} &= P_k b_{vk} - Q_k a_{vk}, \end{aligned} \right\}$$

где

$$\left. \begin{aligned} a_{vk} &= R_{vk} \cos \psi_k - X_{vk} \sin \psi_k; \\ b_{vk} &= R_{vk} \sin \psi_k + X_{vk} \cos \psi_k; \end{aligned} \right\}$$

$$\alpha_{vj} = \frac{P_v P_j}{U_v U_j} \left(\frac{R_{vj} \sin \theta_{vj} + X_{vj} \cos \theta_{vj}}{\cos \varphi_v \cos \varphi_j} \right).$$

Используя существующие методы математического анализа для решения уравнений (9), получаем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \varphi_v}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \varphi_v}{\partial Q_j} \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \varphi_v}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \varphi_v}{\partial \psi_j} \frac{\partial \psi_j}{\partial P_i} &= 0; \\ \frac{\partial f_v}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial f_v}{\partial Q_j} \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial f_v}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial f_v}{\partial \psi_j} \frac{\partial \psi_j}{\partial P_i} &= 0; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \eta_v}{\partial Q_j} \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \eta_v}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_i} + \sum_{j=1}^{M-1} \frac{\partial \eta_v}{\partial \psi_j} \frac{\partial \psi_j}{\partial P_i} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Система уравнений (14) является линейной относительно искомых частных производных. При совместном рассмотрении систем линейных уравнений (14) с учетом соответствующих индексов искомые частные производные определяются:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial Q_j}{\partial P_i} \\ \frac{\partial U_j}{\partial P_i} \\ \frac{\partial \psi_j}{\partial P_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \varphi_v}{\partial Q_j} & \frac{\partial \varphi_v}{\partial U_j} & \frac{\partial \varphi_v}{\partial \psi_j} \\ \frac{\partial f_v}{\partial Q_j} & \frac{\partial f_v}{\partial U_j} & \frac{\partial f_v}{\partial \psi_j} \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial Q_j} & \frac{\partial \eta_v}{\partial U_j} & \frac{\partial \eta_v}{\partial \psi_j} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -\frac{\partial \varphi_v}{\partial P_i} \\ -\frac{\partial f_v}{\partial P_i} \\ -\frac{\partial \eta_v}{\partial P_i} \end{bmatrix}. \quad (15)$$

Для каждого значения $i=1, 2, \dots$ и т. д. остальные индексы одновременно «пробегают» все значения: $v, j=1, 2, 3, \dots, M-1$. Частные производные, входящие в систему уравнений (14), за исключением искомых, определяются из аналитических уравнений (9).

Из первого типа уравнений (9) получим:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \varphi_v}{\partial P_i} &= \frac{2}{U_i} (U_{av} a_{vi} + U_{pv} b_{vi}); \\ \frac{\partial \varphi_v}{\partial Q_j} &= \frac{2}{U_j} (U_{av} b_{vj} - U_{pv} a_{vj}); \\ \frac{\partial \varphi_v}{\partial U_j} &= -\frac{2}{U_j^2} (U_{av} c_{vj} + U_{pv} d_{vj}) - U_v [1 + (-1)^{v+j}] \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

при $v=j$;

$$\frac{\partial \varphi_v}{\partial \psi_j} = -\frac{2}{U_j} (U_{av} d_{vj} - U_{pv} c_{vj}).$$

Из второго типа системы уравнений (9), взяв производные по соответствующим переменным, получим:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial f_v}{\partial P_i} &= \frac{(U_{av} b_{vi} - U_{pv} a_{vi})}{U_i U_{av}^2}; \\ \frac{\partial f_v}{\partial Q_j} &= -\frac{(U_{av} a_{vj} + U_{pv} b_{vj})}{U_j U_{av}^2}; \\ \frac{\partial f_v}{\partial U_j} &= -\frac{(U_{av} d_{vj} - U_{pv} b_{vj})}{U_j^2 U_{av}^2}; \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

$$\frac{\partial f_v}{\partial \psi_j} = \frac{(U_{av} c_{vj} + U_{pv} d_{vj})}{U_j U_{av}^2} - \frac{1}{2 \cos^2 \psi_v} [1 + (-1)^{v+j}]$$

при $v=j$.

В выражениях (16) и (17) U_{av} и U_{pv} являются действительными и мнимыми составляющими комплексных узловых напряжений \dot{U}_v . Частные производные типа $\frac{\partial \eta_v}{\partial P_j}$, $\frac{\partial \eta_v}{\partial Q_j}$, $\frac{\partial \eta_v}{\partial U_j}$ и $\frac{\partial \eta_v}{\partial \psi_j}$ определяются из третьего типа системы уравнений (9).

При одинаковых импульсах:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \eta_v}{\partial P_v} &= -\frac{U_E}{U_v} \sin \psi_v + \frac{2P_v}{U_v^2} X_{vv} + \\ &+ \frac{1}{U_v} \left[\sum_{\substack{i=1 \\ i \neq v}}^{M-1} \frac{P_i}{U_i} \left(\frac{-R_{vi} \sin \psi_{iv} + X_{vi} \cos \psi_{iv}}{\cos \varphi_i} \right) \right]; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial Q_j} &= \frac{U_E}{U_v} \cos \psi_v + \frac{2Q_v}{U_v^2} X_{vv} + \\ &+ \frac{1}{U_v} \left[\sum_{\substack{i=1 \\ i \neq v}}^{M-1} \frac{P_i}{U_i} \left(\frac{R_{vi} \cos \psi_{iv} + X_{vi} \sin \psi_{iv}}{\cos \varphi_i} \right) \right] - 1; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial U_j} &= -\frac{1}{U_v} \left[\frac{U_E}{U_v} P_v \frac{\sin \theta_v}{\cos \varphi_v} + \right. \\ &+ \left. \frac{2(P_v^2 + Q_v^2)}{U_v^2} X_{vv} + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq v}}^{M-1} \alpha_{vi} \right]; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial \psi_j} &= -\frac{U_E}{U_v} P_v \frac{\cos \theta_v}{\cos \varphi_v} + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq v}}^{M-1} \frac{P_v P_i}{U_v U_i} \times \\ &\times \left(\frac{-R_{vi} \cos \theta_{vi} + X_{vi} \sin \theta_{vi}}{\cos \varphi_v \cos \varphi_i} \right). \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

При разных индексах, т. е. $i(j) \neq v$:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \eta_v}{\partial P_i} &= \frac{1}{U_i} \left[\frac{P_v}{U_v} \left(\frac{R_{vi} \sin \theta_{vi} + X_{vi} \cos \theta_{vi}}{\cos \varphi_v} \right) \right]; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial Q_j} &= \frac{1}{U_i} \left[\frac{P_v}{U_v} \left(\frac{-R_{vj} \cos \theta_{vj} + X_{vj} \sin \theta_{vj}}{\cos \varphi_v} \right) \right]; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial U_j} &= -\frac{1}{U_j} \alpha_{vj}; \\ \frac{\partial \eta_v}{\partial \psi_j} &= \frac{P_v P_j}{U_v U_j} \left(\frac{R_{vj} \cos \theta_{vj} - X_{vj} \sin \theta_{vj}}{\cos \varphi_v \cos \varphi_j} \right). \end{aligned} \right\} (19)$$

Как уже было сказано, вышеприведенные рассуждения и выводы касаются случая, когда приращение активной мощности в каком-либо узле приводит к новому режиму, т. е. к изменению первоначальных значений всех параметров электрических режимов активных и реактивных мощностей, модулей и фазовых сдвигов комплексных напряжений всех узлов схем замещения.

При определенных допущениях можно получить различные существующие упрощенные формулы. Следует отметить, что для определения области применения тех или иных упрощенных формул, для расчета производных от потерь в каждом конкретном случае требуется дополнительное исследование, при котором надо исходить из характерных особенностей схем замещения рассматриваемой энергосистемы.

Таким образом, упрощенные формулы могут иметь весьма частный характер и их пригодность ограничивается в рамках тех схем замещения, для которых они получены.

Пример. Рассмотрим схему замещения одной энергосистемы, состоящую из четырех узловых точек [Л. 12]. К узлам 1, 2 и 4 этой схемы подключены генераторы, а к узлу 3 — нагрузка.

В качестве базисного узла выбран генераторный узел 4, в котором поддерживается постоянное комплексное напряжение $U_B = 220 \text{ в} < 0$. Для того чтобы произвести расчет по определению частных производных от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных узлов, рассматривается следующий сетевой режим для заданной схемы замещения (табл. 1).

Таблица 1

Узлы	Параметры			
	$P, \text{ Мвт}$	$Q, \text{ Мвар}$	$U, \text{ кВ}$	$\psi U, \text{ град}$
Г-1	105,4623	63,2978	226,0011	0°23'
Г-2	217,7322	163,2991	229,6010	0°35'
Г-3	63,7527	-6,5837	220,0000	0°0'
Н-1	371,5786	185,7893	212,1001	-2°25'

Для данного режима ведутся расчеты: 1) по методу В постоянных [Л. 2]; 2) по методу [Л. 9]; 3) по методу [Л. 7] или [Л. 8]; 4) по предложенному методу.

В табл. 2 приводятся числовые данные частных производных для станционного узла 2, который характерен для рассматриваемой схемы замещения.

Анализ результатов, приведенных в табл. 2, показывает, что применение метода В постоянных сильно искажает физическую картину, происходящую в сетях при варьировании активной

мощности какого-либо станционного узла. Поэтому в настоящее время при наличии современных цифровых вычислительных машин можно избежать применения этого метода при решении вопросов, связанных с экономичным режимом сложных энергосистем. Относительно удовлетворительные данные получаются по методу [Л. 9].

Сравнение данных, полученных по предложенному методу и по методу [Л. 7] или [Л. 8], применительно к рассматриваемой схеме замещения показывает, что один из важных факторов при определении производных от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных станций — это учет изменений реактивных мощностей. Относительно меньше влияют на величину указанных частных производных изменения модулей и фаз узловых комплексных напряжений.

Сравнение результатов, полученных в данном примере, показывает, что слагающие, учитывающие изменение узловых реактивных мощностей, выражаются величиной, которая составляет 31,5% основной слагающей (величина $1,99221454 \cdot 10^{-2}$). Слагающие, учитывающие изменения модулей и фаз узловых комплексных напряжений, составляют соответственно 5,6 и 2,6% основной слагающей.

Выводы. 1. Предлагаемая методика определения производных от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных узлов применима для схем замещения любой сложности с любыми рабочими режимами.

2. Для реализации метода требуется расчет лишь одного предварительного потокораспределения и обращение некоторой матрицы с действительными элементами.

Литература

1. Горнштейн В. М., Об определении наивыгоднейшего режима работы энергетических систем, «Электричество», 1961, № 8.
2. George E. E., Intrasytem transmission losses, AIEE Transactions, vol. 62, 1943.

Таблица 2

Слагаемые ¹	Методы			
	Метод В постоянных	Метод [Л. 9]	Метод [Л. 7] или [Л. 8]	Предлагаемый метод
$2 \sum_{j=1}^3 P_j B_{2j} = 10^{-2}$	3,90713840	0	0	0
$\left(\frac{\partial P_a}{\partial P_2} \right) = 10^{-2}$	0	1,99221454	1,99221454	1,99221454
$\sum_{j=1}^3 \frac{\partial P_a}{\partial Q_j} \frac{\partial Q_j}{\partial P_2} = 10^{-2}$	0	0	0	-0,62824069
$\sum_{j=1}^3 \frac{\partial P_a}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_2} = 10^{-2}$	0	0	-0,36538644	-0,11061109
$\sum_{j=1}^3 \frac{\partial P_a}{\partial \psi_j} \frac{\partial \psi_j}{\partial P_2} = 10^{-2}$	0	0	-0,04557607	-0,05270959
$\frac{\partial P_a}{\partial P_2} = 10^{-2}$	3,90713840	1,99221454	1,58125203	1,20065317

¹ Расчет был произведен вручную.

Электрические характеристики аппаратной бумажно-масляной изоляции при коммутационных перенапряжениях

Канд. техн. наук Д. А. КАПЛАН, инж. А. М. КОНТОРОВИЧ,
доктор техн. наук, проф. Г. С. КУЧИНСКИЙ

Ленинградский политехнический институт,

Канд. техн. наук М. А. ГРЕЙСУХ и канд. техн. наук Г. Т. МЕССЕРМАН

Завод «Электроаппарат»

Расчет и конструирование изоляции высоковольтного электрооборудования, а также выбор величины и формы испытательных напряжений требуют возможно более полных знаний электрических характеристик изоляции при всех видах эксплуатационных воздействий. В статье излагаются результаты исследований бумажно-масляной аппаратной изоляции конденсаторного типа при воздействии импульсов, близких по форме к реальным коммутационным перенапряжениям. Анализ показал, что форма импульсов коммутационных перенапряжений в электропередачах представляет собой затухающие колебания. Наиболее характерные частоты колебаний лежат в пределах от десятков герц до нескольких килогерц.

Накопленный к настоящему времени экспериментальный материал не дает оснований для выбора одной наиболее характерной формы импульса коммутационного перенапряжения. МЭК рекомендовал проводить коммутационные испытания изоляции аperiodическим импульсом 500/3 000 мксек [Л. 1]. Выбор аperiodической формы объясняется простотой генерирования такого импульса при помощи обычного ГИН. Для бумажно-масляной изоляции колебательный импульс является, очевидно, более тяжелым воздействием, и поэтому исследования электрических характеристик должны быть проведены не только для аperiodических, но и для колебательных импульсов.

Такие воздействия создавались при помощи генераторов внутренних перенапряжений (ГВП) трех типов. Импульсы с частотой 200—300 гц давала установка, созданная на базе высоковольтного испытательного трансформатора, обмотка НН которого питалась от двухчастотного колебательного контура. Подробное описание схемы аналогичного ГВП приведено в [Л. 2]. Колебательный импульс

с частотой 800 гц давала установка, состоящая из высоковольтного контура $L-C$. Разряд емкости на индуктивность осуществляется через шаровой разрядник. Испытуемый образец в большинстве опытов подключался к реактору, так что форма напряжения на образце имела вид затухающей косинусоиды. Колебательный импульс частотой около 2 000 гц давал ГИН-ГВП 2,2 Мв, подробно описанный в [Л. 3]. Сравнительные опыты были выполнены с аperiodическими импульсами 50/5 000, 500/5 000 и 2 000/5 000 мксек, которые получались от простейшего одноступенчатого ГИН с номинальным напряжением 200 кВ. Характерные осциллограммы импульсов приведены на рис. 1.

Наложение импульсов (колебательных с частотой 800 гц) на переменное напряжение 50 гц осуществлялось по схеме (рис. 2), автоматически обеспечивающей срабатывание шарового разрядника контура $L-C$ в момент прохождения переменного напряжения через максимум.

Пробивное напряжение образцов определялось по 10-ударной методике, причем напряжение первой ступени выбиралось равным 30—40% ожидаемого пробивного. Образец в процессе испытания подвергался воздействию 60—70 импульсов. Коммутационные перенапряжения, воздействующие на изоляцию, в подавляющем большинстве случаев представляют собой одиночные импульсы. Поэтому выбранная методика дает несколько заниженные значения прочности при воздействии на изоляцию коммутационных импульсов, по-видимому, не более чем на 5—10%.

Опыты производились на образцах (рис. 3) с толщиной изоляции 1 мм и длиной уступа от 15 до 100 мм, что соответствует размерам, наиболее часто применяемым в высоковольтных аппаратах. Образцы изготавливались из лент кабельной бума-

3. Kron G., Tensorial analysis of integrated transmission system. Part 1. The six basic reference frames, AIEE Transactions, vol. 70, 1951.

4. Kirchmayer L. K., Economic operation of power system (book), New York, 1958.

5. Early E. D., Watson R. E., Smith G. L., A general transmission loss equation, AIEE Transactions, vol. 74, part III, 1955.

6. Шаханов В. С., Метод и алгоритм вычисления частных производных электрических потерь в сложных сетях энергосистемы на электронных цифровых машинах, «Электричество», 1960, № 12.

7. Мельников Н. А., Учет потерь в сети при определении невыгоднейшего режима энергосистемы, «Электричество», 1960, № 2.

8. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1963.

9. Адонц Г. Т., К методам расчета потерь мощности в электрических сетях энергосистемы, «Электричество», 1962, № 11.

10. Мельников Н. А., К определению относительных приростов потерь в сложной электросети, Известия АН СССР, Энергетика и транспорт, 1964, № 1.

11. Хачатрян В. С., К вопросу об определении производных от потерь по активным мощностям, Известия АН Арм. ССР (серия ТН), 1963, № 6.

12. Хачатрян В. С., К вопросу об определении собственных и взаимных сопротивлений энергосистемы относительно базисного узла при изменении конфигурации сети, «Электричество», 1964, № 4.

13. Тамаев А. Г., Анализ критериев невыгоднейшего распределения активных и реактивных мощностей в энергосистеме при учете ограничений, Известия АН СССР, Энергетика и транспорт, 1964, № 3.



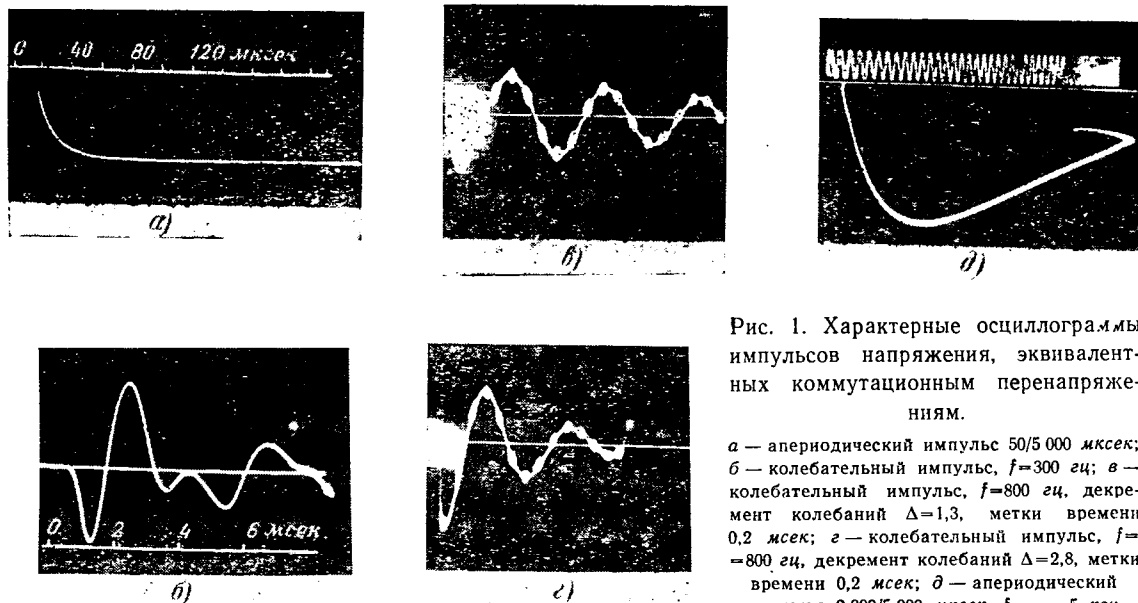


Рис. 1. Характерные осциллограммы импульсов напряжения, эквивалентных коммутационным перенапряжениям.

а — аperiodический импульс 50/5 000 мксек;
б — колебательный импульс, $f=300$ гц;
в — колебательный импульс, $f=800$ гц, декремент колебаний $\Delta=1,3$, метки времени 0,2 мсек;
г — колебательный импульс, $f=800$ гц, декремент колебаний $\Delta=2,8$, метки времени 0,2 мсек;
д — аperiodический импульс 2 000/5 000 мксек, $f_{\text{град}}=5$ кГц.

ги К-12, сушились и пропитывались трансформаторным маслом при остаточном давлении около 1 мм рт. ст.

На рис. 4 приведены значения пробивного напряжения образцов при воздействии различных по форме импульсов, переменного напряжения 50 гц (одноминутное приложение) и постоянного напряжения (плавный подъем). Каждая точка соответствует одному образцу, цифры указывают средние значения для каждой группы образцов. Как видно из рисунка, изменение пробивного напряжения для аperiodических импульсов с изменением их длительности лежит в пределах разброса. Среднее значение может быть принято равным 85 кВ. Для колебательных импульсов можно отметить зависимость от их длительности: с ее увеличением пробивное напряжение уменьшается. Рассматривая данные, полученные при всех импульсах, как одну совокупность, эту тенденцию можно распространить и на аperiodические импульсы.

Среднеквадратичные отклонения σ пробивных напряжений для различных импульсов лежат в пределах 10—15%. В предыдущей работе [Л. 4] было принято $\sigma=13\%$ для импульса 1,5/40 мксек. По-видимому, это значение может быть принято и для импульсов другой формы.

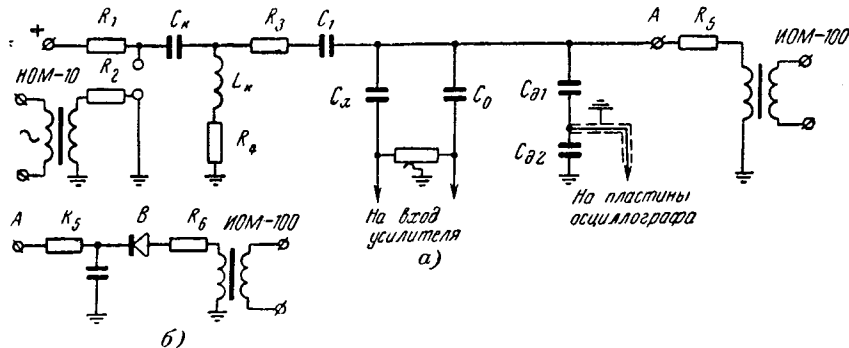


Рис. 2. Схема установки для наложения колебательных импульсов на переменное (а) и постоянное (б) напряжения.

$R_1=40$ ком, $R_2=1$ Мом, $R_3=20$ ком, $R_4=50$ ом, $R_5=300$ ком, $R_6=100$ ком, $C_k=0,2$ мкф, $C_1=1\ 870$ пф, $C_2=0,1$ мкф, $C_0=80$ пф, $C_0=500$ пф, $L_k=0,225$ гн.

Коэффициент импульса, определяемый как $K_{\text{и}}=U_{\text{проб.имп}}/U_{\text{проб 50 гц 1 мин}}$ (для переменного напряжения — амплитудное значение), равен для коротких аperiodических импульсов (атмосферные перенапряжения) $K_{\text{и.а.п}}=2$ и для колебательных импульсов (внутренние перенапряжения) $K_{\text{и.в.п}}=1,7$. Эти значения следует рассматривать как средние.

Пробивные напряжения, приведенные на рис. 4, относятся к образцам с сильно неравномерным полем у края обкладки. Небольшое количество образцов было изготовлено с усиленной изоляцией у краев обкладки с тем, чтобы определить пробивное напряжение в области слабо неравномерного поля. Результаты испытаний этих образцов при воздействии колебательных импульсов показали, что пробивные напряжения в слабонеровном и сильнонеровном полях практически одинаковы.

На рис. 5 приведены разрядные напряжения при разряде вдоль слоев по уступу длиной 30 мм. Видно, что с увеличением длительности импульса имеет место заметное снижение $U_{\text{разр}}$.

Отношение разрядных напряжений при колебательных и аperiodических импульсах может быть принято равным 0,8. Разброс отдельных значений $U_{\text{разр}}$, как правило, несколько больше, чем при

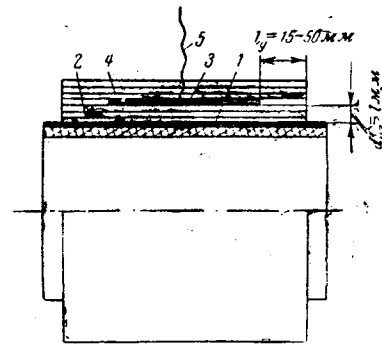


Рис. 3. Образец изоляции.

1 — внутренний электрод; 2 — основной слой изоляции толщиной 1 мм; 3 — наружный электрод; 4 — защитный слой изоляции; 5 — вывод.

сквозном пробое. В частности, для уступа 50 мм среднее квадратичное отклонение разрядных напряжений составляет $\sigma = 15 \pm 20\%$.

Зависимости разрядных напряжений от длины уступа приведены на рис. 6. Как видно из графика, при изменении длины уступа от 15 до 50 мм изменение $U_{\text{разр}}$ мало отличается от линейного. Коэффициент импульса зависит от длины уступа и лежит в пределах от 1,7 до 1,4.

Известно, что для бумажно-масляной изоляции частичные разряды (ЧР) представляют большую опасность. Их регистрация непосредственно во время приложения импульса связана с большими трудностями, определяемыми наводками в измерительных цепях от схемы ГВП.

В настоящей работе для регистрации ЧР была применена мостовая схема, позволяющая существенно уменьшить посторонние наводки. Минимальная кажущаяся интенсивность единичного ЧР, четко отделяемого от помех, была около 10^{-9} к. При воздействии перенапряжений опасными для изоляции могут оказаться только критические ЧР, для которых характерно $\Delta Q_x = 10^{-8} \div 10^{-6}$ к; поэтому чувствительность 10^{-9} к можно считать достаточной. Характерные осциллограммы начальных и критических ЧР приведены на рис. 7. Как видно из осциллограмм, интенсивность критических ЧР отличается более чем на 2 порядка от интенсивности начальных ЧР. Дополнительным критерием возникновения критических ЧР являлось снижение $U_{\text{кр}}$, наблюдаемое при подаче на образец импульсов с пониженной амплитудой.

Характеристики ЧР при различных видах воздействия приведены в таблице.

Характеристики частичных разрядов

Вид напряжения	Количество образцов	Начальные ЧР		Критические ЧР	
		U_n , кВ	σ_n , %	$U_{\text{кр}}$, кВ	$\sigma_{\text{кр}}$, %
Переменное 50 гц, 1 мин (амплитудное значение)	12	10,4*	41**	28	9**
Импульс 200—300 гц	20	21,8	17	33,7	18
Импульс 800 гц, $\Delta = 1,3$	38	18	20	35	15
Импульс 800 гц, $\Delta = 2,8$	16	25	10	47,3	11

* Определено при чувствительности 10^{-12} к.

** Среднеквадратичные отклонения превышают полученные ранее [Л. 7] значения $\sigma_n = 15\%$ и $\sigma_{\text{кр}} = 5\%$.

Напряжение начальных ЧР в большой мере зависит от чувствительности установки, на которой производится исследование. На переменном напряжении регистрировались ЧР с кажущейся интенсивностью 10^{-12} к, на импульсном напряжении — 10^{-9} к. Завышенное значение U_n при импульсах объясняется именно снижением чувствительности.

Как показали опыты, напряжение критических ЧР не зависит от частоты и зависит от декремента колебаний импульса. Аналогичный эффект был отмечен ранее [Л. 5]. Объясняется это тем, что для перехода в критическую стадию должно произойти определенное в количественном отношении разру-

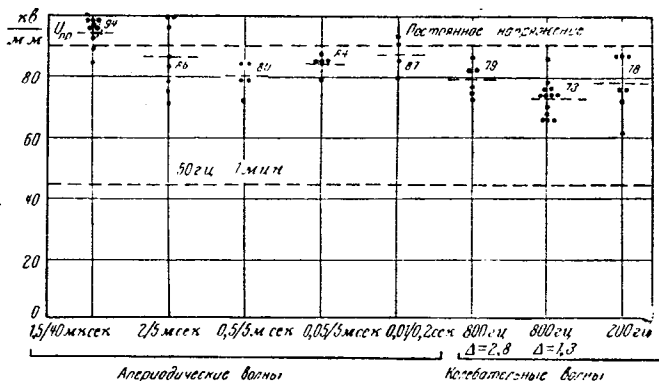


Рис. 4. Пробивные напряжения образцов при различных видах воздействующего напряжения.

шение диэлектрика, в данном случае — образование газовой полости у края обкладки. Число единичных частичных разрядов, происходящих за один период, а следовательно, и количество образовавшегося газа зависит от амплитуды напряжения и практически никак не связано с длительностью периода. Количество периодов с амплитудой, достаточной для возникновения ЧР большой интенсивности, полностью определяется декрементом колебаний независимо от частоты.

Разброс отдельных значений $U_{\text{кр}}$ при импульсах значительно больше, чем при переменном напряжении. Среднее квадратичное отклонение $\sigma_{\text{кр}} = 10 \div 20\%$, в то время как для переменного напряжения $\sigma_{\text{кр}} = 5\%$.

В условиях эксплуатации коммутационные перенапряжения могут накладываться на рабочее напряжение так, что после окончания действия импульса изоляция остается под воздействием переменного напряжения 50 гц или постоянного напряжения. Критические ЧР, даже при кратковременном существовании, резко снижают напряжение начала ЧР. В связи с этим можно ожидать продолжения при рабочем напряжении ЧР с большой интенсивностью, возникших во время импульса перенапряжения.

Для выявления условий, при которых возможен такой подхват ЧР на рабочем напряжении, были поставлены опыты, в которых колебательные импульсы с частотой 800 гц и декрементом колебаний

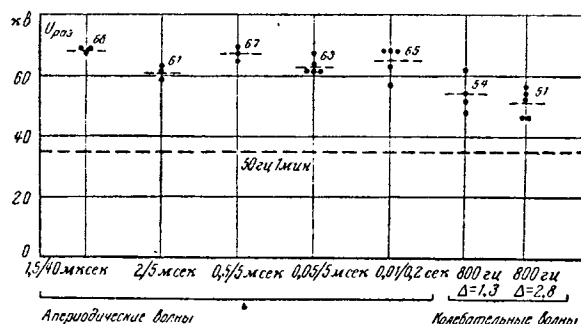


Рис. 5. Разрядные напряжения образцов при различных видах воздействующего напряжения (длина уступа 30 мм).

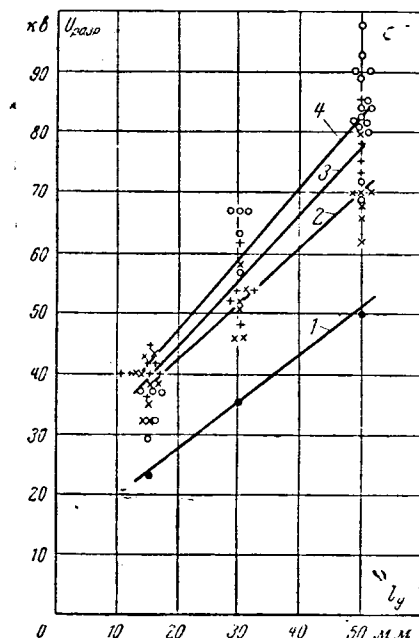


Рис. 6. Зависимости разрядных напряжений от длины уступа.

1 — напряжение 50 гц, 1 мин; 2 — \times колебательный импульс 800 гц, $\Delta=1,3$; 3 — + колебательный импульс 800 гц, $\Delta=2,8$; 4 — \circ аperiodический импульс 0,01/0,2 сек.

$\Delta=1,3$ накладывались на рабочее напряжение. Величины рабочего напряжения были приняты 4 и 6 кВ для переменного и 15 и 25 кВ для постоянного (толщина изоляции образца 1 мм).

Испытуемый образец ставился под переменное (или постоянное) напряжение, и затем на него подавались импульсы определенной амплитуды сериями в 1, 3, 10 и 100 импульсов последовательно с интервалами между ними 10 сек. После каждой серии импульсов регистрировалось наличие или отсутствие ЧР. Если ЧР, появившиеся в результате воздействия очередной серии импульсов, не затухали в течение 30 мин, опыт прекращался и явление подхвата считалось установленным.

На рис. 8 представлена зависимость амплитуды импульса от числа импульсов, после приложения которых в образце возникают незатухающие (в течение 30 мин) ЧР на переменном напряжении. Всего было испытано 53 образца. Ни в одном из них не произошло подхвата ЧР после воздействия одного импульса. Не было также зарегистрировано ни одного случая подхвата ЧР после приложения 100 импульсов с амплитудой 45 кВ ($E=45$ кВ/мм) и менее. Колебательный импульс с амплитудой 45 кВ соответствует кратности перенапряжений, равной 8. В электропередачах высших классов напряжения невозможна такая кратность и невозможно повторение 100 перенапряжений подряд с интервалами 10 сек. Таким образом, можно утверждать, что в условиях электропередачи переменного тока коммутационные перенапряжения не могут вызвать снижения напряжения критических ЧР до рабочего напряжения.

На постоянном напряжении после воздействия единичного импульса с амплитудой 50 кВ и больше

происходит некоторое возрастание тока ЧР $I=\Delta Q_{\text{чр}}n$ (n — число ЧР в секунду). Однако уже через несколько минут ток ЧР возвращается к той величине, которую он имел до приложения импульса. С увеличением амплитуды и числа импульсов время возврата к первоначальному состоянию увеличивается. Так, после воздействия 100 импульсов с амплитудой 65 кВ при постоянном напряжении 25 кВ ток ЧР увеличился в 10 раз и после выдержки в течение 7 ч возвратился к исходному уровню.

При таких же воздействиях отмечалось необратимое снижение напряжения критических ЧР, измеренное при промышленной частоте. Подобное явление недопустимо при работе изоляции на пульсирующем напряжении.

В электропередачах постоянного тока кратность внутренних перенапряжений не превосходит 2 [Л. 6]. Если считать $E_{\text{раб}}=15$ кВ/мм, то амплитуда импульса в расчете на одномиллиметровый слой $U_{\text{а.в.п}}$ равна 30 кВ. Совершенно очевидно, что подхват ЧР на рабочем напряжении при такой амплитуде невозможен.

Таким образом, можно считать, что для аппаратной изоляции частичные разряды при воздействии коммутационных перенапряжений при существующих кратностях не представляют опасности. Следовательно, остается еще проверить размеры изоляции как радиальные (толщина), так и аксиальные (длины уступов) по электрической прочности при этих воздействиях.

Сопоставление допускаемых и воздействующих напряженностей показывает, что радиальные размеры аппаратной бумажно-масляной изоляции полностью задаются рабочим режимом. Действительно, допускаемая рабочая напряженность (у края обкладки) $E_{\text{доп.раб}}=4$ кВ/мм, а допускаемая напряженность при импульсном воздействии (полной и срезанной волны) $E_{\text{доп.имп}}=40$ кВ/мм [Л. 7]. По данным настоящей работы можно считать, что электрическая прочность при колебательном импульсе равна 0,85 электрической прочности при аperiodическом импульсе. Аналогичный результат был получен и в других работах [Л. 8 и 9].

Интервал между допускаемой напряженностью и пробивной для коммутационных перенапряжений, учитывая большую их частоту, можно увеличить на 10% по сравнению с таким же интервалом для атмосферных перенапряжений. Тогда допускаемая напряженность при коммутационных перенапряжениях $E_{\text{доп.вн.пер}}=0,75 E_{\text{доп.имп}}=30$ кВ/мм. Из этих

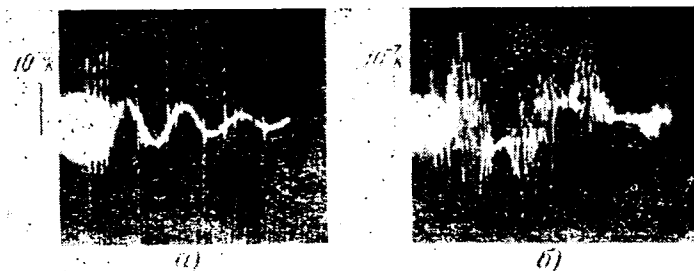


Рис. 7. Характерные осциллограммы частичных разрядов при воздействии импульсов 800 гц, $\Delta=1,3$.
а — начальные ЧР; б — критические ЧР.

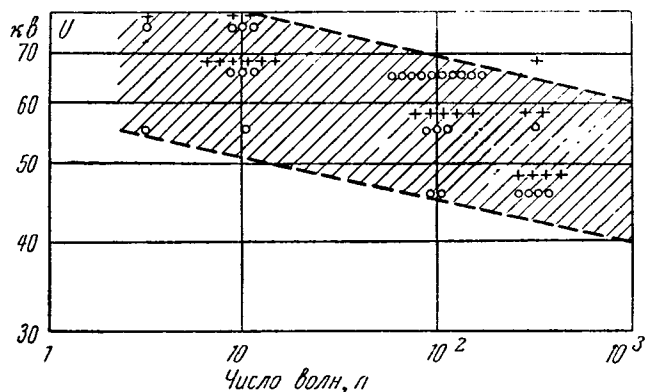


Рис. 8. Зависимость амплитуды колебательного импульса частотой 800 гц и декрементом колебаний $\Delta=1,3$ от числа импульсов, после воздействия которых в образце возникают незатухающие ЧР при переменном напряжении.

величин следуют допускаемые кратности: для атмосферных перенапряжений 7,1, для коммутационных перенапряжений 5,3. Фактические наибольшие кратности: в электропередачах 110—220 кВ для атмосферных перенапряжений (определенные по импульсным испытаниям) 5,3, для коммутационных перенапряжений (определенные по пробивному напряжению разрядника) 3,4; в электропередачах 330, 500 и 750 кВ — еще меньше. Следовательно, коммутационные перенапряжения, так же как и атмосферные, радиальных размеров изоляции не определяют.

Для аксиальных размеров изоляции рабочее напряжение и испытательное одномоментное не являются определяющими [Л. 6]. В настоящей работе было найдено, что разрядные напряжения при колебательном импульсе в отдельных случаях могут составлять 50—60% разрядных напряжений при аperiodическом импульсе. В то же время амплитуда коммутационных перенапряжений может составлять 65% импульсного испытательного напряжения (при срезанной волне). Следовательно, коммутационные перенапряжения могут оказаться определяющими для аксиальных размеров аппаратной изоляции.

Выводы. 1. Электрическая прочность бумажно-масляной аппаратной изоляции поперек слоев (по толщине) при воздействии колебательных импульсов, эквивалентных коммутационным перенапряжениям, составляет в среднем 85% электрической прочности при воздействии стандартных импульсов 1,5/40 мксек. Разброс пробивных напряжений характеризуется среднеквадратичным отклонением $\sigma=10\div15\%$.

2. Разрядные напряжения бумажно-масляной изоляции вдоль слоев (по уступу) при воздействии

колебательных импульсов, эквивалентных коммутационным перенапряжениям, составляют 75—80% разрядных напряжений при воздействии стандартных импульсов 1,5/40 мксек. Разброс разрядных напряжений характеризуется среднеквадратичным отклонением $\sigma=15\div20\%$.

3. Напряженность критических ЧР у края обкладки при воздействии колебательных импульсов, эквивалентных коммутационным перенапряжениям, не зависит от частоты колебаний импульса и зависит от декремента колебаний.

4. Критические ЧР, возникающие в аппаратной бумажно-масляной изоляции при воздействии коммутационных перенапряжений существующей кратности, не подхватываются рабочим переменным (при $E_{\text{раб}} \leq 6$ кВ/мм) и постоянным (при $E \leq 25$ кВ/мм) напряжением.

5. Радиальные размеры аппаратной бумажно-масляной изоляции для высших классов напряжения определяются рабочим напряжением и по коммутационным перенапряжениям имеют большой запас (около 100%). Аксиальные размеры (длины уступов), выбранные по импульсным испытательным напряжениям, могут оказаться недостаточными по воздействию коммутационных перенапряжений и должны быть проверены соответствующими испытаниями.

Литература

1. Координация изоляции при коммутационных перенапряжениях, документ МЭК 28 (секретариат), 39, март 1964.
2. Александров Г. Н. и Иванов В. Л., Исследования электрической прочности воздушных промежутков и гирлянд изоляторов при воздействии внутренних перенапряжений, «Электричество», 1962, № 9.
3. Зайнец С. Л., Каплан Д. А., Орлов В. Н. и Хоберг В. А., Генератор импульсов напряжения (ГИН) 2,2 Мв, Высоковольтная изоляция линий и аппаратов, Труды ЛПИ, 1965, № 258, изд-во «Энергия».
4. Грейсх М. А., Каплан Д. А., Кучинский Г. С. и Мессерман Г. Т., Импульсная прочность аппаратной бумажно-масляной изоляции, «Электротехника», 1964, № 4.
5. Дашук П. Н., Кучинский Г. С. и Литвинова Е. Л., Выбор рабочих напряженностей в импульсных конденсаторах, «Вестник электропромышленности», 1962, № 9.
6. Гройс Е. С. и Кадомский Д. Е., Внутренние перенапряжения в одностовых преобразовательных подстанциях электропередач постоянного тока, Известия НИИПТ, вып. 5, 1960.
7. Грейсх М. А., Кучинский Г. С., Каплан Д. А. и Мессерман Г. Т., Бумажно-масляная изоляция в высоковольтных конструкциях, Госэнергоиздат, 1963.
8. P. Gazzana Priaroggia, G. Palandri. A comparison of switching surges with conventional surges on cable insulation, «Pow. App. and Syst.», VII, 1961.
9. Kojima K., Tanaka S., Switching surge breakdown characteristics of oil-filled cable insulation. «Дэнки гаккай дзасси», № 892, 1963.

[13.6.1966]



Аналитический расчет сложных заземлителей

Канд. техн. наук А. Б. ОСЛОН

Тула

За последнее время в нашей печати появился целый ряд работ [Л. 1—3], свидетельствующих о возросшем интересе к техническим и экономическим проблемам, связанным с заземлением электроустановок. Одним из условий успеха в решении этих проблем является применение современных методов расчета сложных заземлителей, дающих возможность с достаточной точностью определять их основные параметры. Большинство отечественных исследователей пользуется в настоящее время методом коэффициентов использования, который обеспечивает надежные результаты лишь для тех типов заземлителей, для которых эти коэффициенты были в свое время определены экспериментальным путем [Л. 4]. Распространение этой методики на другие виды заземлителей требует постановки новых экспериментов. Так как такие возможности в большинстве случаев отсутствуют, то при расчете заземлителей часто приходится «принимать» расчетные значения коэффициентов использования, что приводит к многочисленным ошибкам.

Между тем в настоящее время разработаны аналитические методы, позволяющие производить расчет сложных заземлителей без всякой субъективной оценки расчетных коэффициентов. Эти методы обеспечивают получение вполне достоверных результатов и дают возможность оценить точность произведенного расчета.

Аналитические методы основаны на применении электростатической аналогии поля тока в земле и делятся на точные и приближенные. Основой точных методов является определение распределения тока по отдельным простым элементам сложного заземлителя. Это требует решения систем уравнений Максвелла [Л. 5], что представляет значительные расчетные трудности. Приближенный метод относительно несложен. Он основывается на предположении о равномерном стекании тока со всех элементов сложного заземлителя и определении на основании этого предположения потенциалов двух элементов, выбранных, как указано ниже. Среднее арифметическое этих потенциалов принимается за истинный потенциал заземлителя, а их разность служит для оценки точности расчета. Эти положения полностью соответствуют положениям метода средних потенциалов, широко применяемого для расчета емкостей и индуктивностей.

В настоящей статье рассматривается расчет заземлителей в однородном грунте, который является лишь частным случаем электрической структуры земли. Однако основные положения методики этого расчета (определение взаимных сопротивлений, применение точных и приближенных методов) с успехом применяются и при расчете заземляющих устройств в неоднородном грунте [Л. 6].

Рассмотрим заземлитель, изображенный (в плане) на рис. 1 и состоящий из $n=16$ стержней. Влияние соединяющей полосы не учитывается. Потенциал каждого из стержней (например, стержня i)

определяется как сумма потенциалов, образуемых на нем токами, стекающими как с самого стержня, так и со всех остальных стержней:

$$\varphi_i = \sum_{k=1}^n \varphi_{ik}. \quad (1)$$

Если бы распределение токов было известно, то уравнения (1) давали бы одинаковые потенциалы для всех n стержней. Предположение же о равномерном стекании тока приводит к тому, что потенциалы, найденные для отдельных стержней, не равны друг другу. При этом для стержня, который на самом деле несет наибольшую токовую нагрузку (т. е. отдален от остальных стержней в среднем на большее расстояние, чем другие стержни), мы получим минимальное значение, а для стержня с наименьшей нагрузкой — максимальное значение потенциалов. На рис. 1 это будут соответственно стержни 2 и 1. Эти стержни и следует выбирать в качестве расчетных.

Предположив, что с каждого стержня стекает ток $I_{ст}$, запишем формулу (1) следующим образом:

$$\varphi_i = I_{ст} \sum_{k=1}^n \alpha_{ik}. \quad (2)$$

где α_{ik} — собственные и взаимные сопротивления стержней.

Собственное сопротивление стержня, выходящего на поверхность земли:

$$\alpha_{ii} = R_{ст} = \frac{\rho}{2\pi l_{ст}} \ln \frac{4l_{ст}}{d}, \quad (3)$$

где $l_{ст}$ — длина стержня;

d — его диаметр;

ρ — удельное сопротивление земли.

Взаимное сопротивление стержней i и k определяется по формуле [Л. 5 и 7]

$$\alpha_{ik} = \frac{\rho}{2\pi l_{ст}} \left[\operatorname{Arsh} \frac{2l_{ст}}{r_{ik}} + \frac{r_{ik}}{2l_{ст}} - \sqrt{\left(\frac{r_{ik}}{2l_{ст}}\right)^2 + 1} \right], \quad (4)$$

где r_{ik} — расстояние между стержнями.

Зависимость величины

$$\alpha_{ik} = \left[\operatorname{Arsh} \frac{2l_{ст}}{r_{ik}} + \frac{r_{ik}}{2l_{ст}} - \sqrt{\left(\frac{r_{ik}}{2l_{ст}}\right)^2 + 1} \right] \quad (4a)$$

от $\frac{r_{ik}}{l_{ст}}$ дается кривой a (рис. 2).

При $r_{ik} \geq 4l_{ст}$ можно пользоваться формулой

$$\alpha_{ik} = \frac{\rho}{2\pi r_{ik}}, \quad (5)$$

откуда

$$\alpha_{ik} = \frac{l_{ст}}{r_{ik}}. \quad (5a)$$

Таким образом, учитывая, что общий ток заземлителя $I = nI_{ст}$, потенциал любого стержня можно определить как

$$\varphi_i = \frac{\rho I}{2\pi l_{ст} n} \left(\ln \frac{4l_{ст}}{d} + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^{k=n} a_{ik} \right). \quad (6)$$

Величина $A = \sum a_{ik}$ зависит только от взаимного расположения стержней и отношения расстояния между соседними стержнями к их длине, т. е. от чисто геометрических факторов. Например, для заземлителя, показанного на рис. 1, эта величина зависит лишь от отношения $l/l_{ст}$.

Расчет заземлителя, таким образом, сводится к определению величин $A_{макс}$ и $A_{мин}$ для двух стержней. Практически его удобно производить следующим образом. Вычертив план заземлителя в таком масштабе, чтобы расстояние, равное длине стержня $l_{ст}$, равнялось единице масштаба оси абсцисс на рис. 2, снимаем циркулем все расстояния между стержнем 1 и остальными стержнями и откладываем их на оси абсцисс; полученные значения ординат (величины a_{ik}) выписываем около соответствующих стержней на плане. Если расстояния оказываются слишком большими, определяем величины a_{ik} по формуле (5а). Затем суммируем все величины a_{ik} .

Вернемся к заземлителю, изображенному на рис. 1. Для него при $l/l_{ст} = 8$ получаем:

$$A_{макс} = A_1 = 3,10;$$

$$A_{мин} = A_2 = 2,77.$$

Среднее значение потенциала определится при

$$A_{ср} = \frac{A_{макс} + A_{мин}}{2} = 2,94.$$

Разделив $\varphi_{ср}$ на ток заземлителя I , получим его сопротивление растеканию

$$R = \frac{\rho}{2\pi l_{ст} n} \left(\ln \frac{4l_{ст}}{d} + A_{ср} \right). \quad (7)$$

Пусть на рис. 1 $l_{ст} = 5$ м; $l = 40$ м; $d = 3$ см; $n = 16$. Тогда

$$R = \rho \cdot 0,0188 \text{ ом.}$$

Ошибка, которая вносится в расчет предположением о равномерном стекании тока, может быть оценена как

$$\Delta R\% = \frac{R_{макс} - R_{мин}}{2R} 100 = \frac{A_{макс} - A_{мин}}{2 \left(\ln \frac{4l_{ст}}{d} + A_{ср} \right)} \cdot 100. \quad (8)$$

В приведенном примере $\Delta R = 1,8\%$.

Для заземлителя, имеющего в плане форму прямоугольника, в качестве стержня 1 следует выбирать стержень, расположенный в середине длинной стороны.

Если верхние концы стержней не выходят на поверхность земли, а погружены в нее на глубину t , то величины a_{ik} будут несколько отличаться от принятых выше. Однако это отличие невелико,

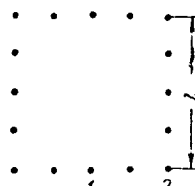


Рис. 1.

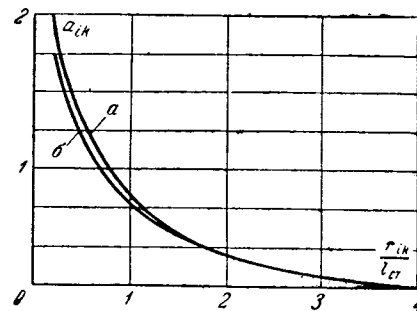


Рис. 2.

как показывает кривая б на рис. 2, построенная для $\frac{t}{l_{ст}} = 0,2^*$.

Изложенная выше методика позволяет при желании определять и коэффициенты использования η сложных заземлителей:

$$\eta = \frac{nR_{ст}}{R} = \frac{\ln \frac{4l_{ст}}{d}}{\ln \frac{4l_{ст}}{d} + A_{ср}}. \quad (9)$$

В примере на рис. 1 $\eta = 0,69$.

Аналитический метод дает также возможность определять сопротивление растеканию заземлителей, состоящих только из горизонтальных полос или из сочетания полос и вертикальных стержней.

Для горизонтальных полос, как было показано в [Л. 5 и 8],

$$R = \frac{\rho}{2\pi L} \left(\ln \frac{L^2}{dt} + A \right), \quad (10)$$

где L — общая длина полос;

t — их глубина заложения.

Величины A , зависящие от формы заземлителей и не зависящие от их размеров, были определены для ряда заземлителей в [Л. 5 и 8].

Сопротивление растеканию заземлителя, состоящего из горизонтальных и вертикальных элементов, определяется по формуле [Л. 9]

$$R = \frac{\alpha_{г.в} \alpha_{в} - \alpha_{г.в}^2}{\alpha_{г.} + \alpha_{в.} - 2\alpha_{г.в}}, \quad (11)$$

где $\alpha_{г.}$ и $\alpha_{в.}$ — собственные сопротивления соответственно горизонтальной и вертикальной частей заземлителя;

$\alpha_{г.в.}$ — их взаимное сопротивление.

Для заземлителя, у которого стержни расположены лишь по периметру, можно определять $\alpha_{г.в.}$ по следующим формулам:

если горизонтальные полосы лишь соединяют стержни, а внутренние перемычки отсутствуют, то:

$$* \text{ В этом случае } R_{ст} = \frac{\rho}{2\pi l_{ст}} \left(\ln \frac{2l_{ст}}{d} + \frac{1}{2} \ln \frac{3l_{ст} + 4t}{l_{ст} + 4t} \right).$$

Поэтому вместо $\ln \frac{4l_{ст}}{d}$ в формулы (6)–(9) следует подставить

$$\left(\ln \frac{2l_{ст}}{d} + \frac{1}{2} \ln \frac{3l_{ст} + 4t}{l_{ст} + 4t} \right).$$

$$\alpha_{г.в} = \frac{\rho}{\pi L} \left(\ln \frac{4L}{\pi l_{ст}} + 1 \right) = \frac{\rho}{2\pi r_0} \left[\frac{1}{\pi} \left(\ln \frac{8r_0}{l_{ст}} + 1 \right) \right], \quad (12)$$

где L — общая длина горизонтальных проводников;

$r_0 = \sqrt{\frac{S}{\pi}}$ — эквивалентный радиус заземлителя (S — его площадь);

если имеется густая сетка внутренних перемычек, то

$$\alpha_{г.в} = \frac{\rho}{2\pi(r_1 - r_0)} \left(\frac{r_1}{r_0} \arcsin \frac{r_0}{r_1} + \text{Arch} \frac{r_1}{r_0} - \frac{\pi}{2} \right) = \frac{\rho}{2\pi r_0} \left[\frac{1}{\frac{r_1}{r_0} - 1} \left(\frac{r_1}{r_0} \arcsin \frac{r_0}{r_1} + \text{Arch} \frac{r_1}{r_0} - \frac{\pi}{2} \right) \right], \quad (13)$$

где

$$r_1 = \frac{l_{ст}}{2r_0} + \sqrt{1 + \left(\frac{l_{ст}}{2r_0} \right)^2}. \quad (14)$$

Таблицы функций $\arcsin x$ и $\text{Arch} x$ даются в [Л. 10].
Графики величин

$$b = \frac{1}{\pi} \left(\ln \frac{8r_0}{l_{ст}} + 1 \right)$$

и

$$c = \frac{\frac{r_1}{r_0} \arcsin \frac{r_0}{r_1} + \text{Arch} \frac{r_1}{r_0} - \frac{\pi}{2}}{\frac{r_1}{r_0} - 1}$$

приведены на рис. 3. При $\frac{r_0}{l_{ст}} \rightarrow \infty$ величина c стремится к $\frac{\pi}{2}$.

Пример. Найдем сопротивление заземлителя (рис. 1) с учетом соединяющей полосы без внутренних перемычек. Эта полоса образует квадратный заземлитель, для которого $A=1,69$ [Л. 8]. Значит,

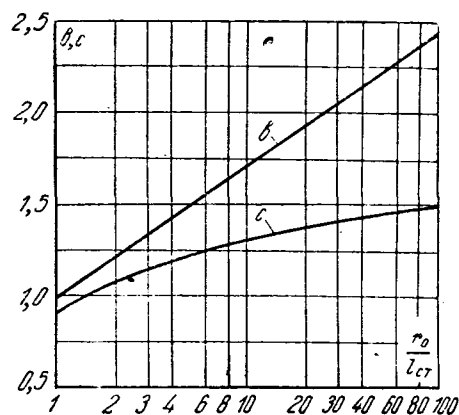


Рис. 3.

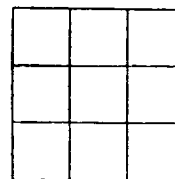


Рис. 4.

$$\alpha_r = \frac{\rho}{2\pi L} \left(\ln \frac{L^2}{dt} + 1,69 \right) = \rho \cdot 0,0166 \text{ ом};$$

здесь $L = 160$ м; $d = 12$ мм; $t = 0,7$ м.

Взаимное сопротивление по формуле (12) равно:

$$\alpha_{г.в} = \rho \cdot 0,0100 \text{ ом}.$$

Таким образом,

$$R = \rho \frac{0,0166 \cdot 0,0188 - 0,0100^2}{0,0166 + 0,0188 - 2 \cdot 0,0100} = \rho \cdot 0,0137 \text{ ом}.$$

Снабдив заземлитель четырьмя внутренними перемычками, расположенными, как показано на рис. 4, получим [Л. 8]:

$$\alpha_r = \frac{\rho}{2\pi L} \left(\ln \frac{L^2}{dt} + 8,55 \right) = \rho \cdot 0,0124 \text{ ом}.$$

По формуле (13)

$$\alpha_{г.в} = \rho \cdot 0,0086 \text{ ом},$$

отсюда

$$R = \rho \cdot 0,0113 \text{ ом}.$$

В таблице приводятся результаты расчетов ряда заземлителей, состоящих из стержней длиной 5 и 20 м, расположенных на равных расстояниях друг от друга по периметру пря-

Размеры заземлителя, м	Стержни (количество, длина, м)	Полосы (длина, м)	$A_{макс}$	$A_{мин}$	$A_{ср}$ (А)	R при $\rho = 100 \text{ ом} \cdot \text{м}$	$\Delta R, \%$	η	$\alpha_{г.в}$ при $\rho = 100 \text{ ом} \cdot \text{м}$
40×40	4×20	—	—	—	1,30	1,83	—	0,86	—
	8×20	—	4,19	3,78	3,99	1,18	1,77	0,66	—
	16×20	—	10,23	9,26	9,75	0,88	2,78	0,445	—
	16×5	—	3,10	2,77	2,94	1,88	1,8	0,69	—
	64×5	—	16,33	14,93	15,63	1,1	3,15	0,29	—
	—	160	—	—	1,69	1,66	—	—	—
	—	320	—	—	8,55	1,24	—	—	—
	4×20	160	—	—	—	1,25	—	—	0,75
	16×20	320	—	—	—	0,82	—	—	0,67
	16×5	160	—	—	—	1,37	—	—	1,00
	16×5	320	—	—	—	1,13	—	—	0,86
80×80	8×20	—	2,35	2,05	2,20	1,00	1,49	0,78	—
	32×5	—	3,81	3,47	3,64	1,02	1,68	0,64	—
	—	320	—	—	1,69	0,98	—	—	—
	—	640	—	—	8,55	0,70	—	—	—
	8×20	320	—	—	—	0,71	—	—	0,44
	8×20	640	—	—	—	0,61	—	—	0,39
	32×5	320	—	—	—	0,80	—	—	0,60
	32×5	640	—	—	—	0,63	—	—	0,48
160×80	12×20	—	3,00	2,57	2,78	0,71	4,05	0,735	—
	48×5	—	4,42	3,97	4,19	0,71	4,21	0,61	—
	—	960	—	—	9,40	0,46	—	—	—
	12×20	960	—	—	—	0,41	—	—	—
	48×5	960	—	—	—	0,44	—	—	—

моугольника, и горизонтальных полос, проложенных только по периметру или с внутренними перемычками, как показано на рис. 4.

Выводы. 1. Наиболее удобным методом расчета заземлителей, исключаям всякие произвольные оценки, является аналитический метод.

2. Этот метод позволяет определять сопротивления растеканию сложных заземлителей, состоящих из вертикальных стержней, горизонтальных полос, а также их сочетания, не прибегая к экспериментальным коэффициентам.

3. Значительное упрощение расчетов достигается с помощью предположения о равномерном стекании тока с заземлителя. Имеется возможность оценки погрешности, вносимой этим предположением.

4. Проведенные расчеты показывают, что в однородном грунте существенное снижение сопротивления растеканию по сравнению с таковым для заземлителя, состоящего из горизонтальных полос, может быть вызвано лишь применением вертикальных стержней, имеющих длину одного порядка с горизонтальными размерами заземлителя.

Литература

1. Коршунов А. П., Проектирование экономичных заземляющих устройств в сельских сетях, «Электрические станции», 1962, № 8.
2. Катигроб Н. П., Об углубленных заземлителях, «Электрические станции», 1965, № 1.
3. Рябкова Е. Я. и Воронина А. А., Заземляющий контур подстанций высокого напряжения, «Электрические станции», 1965, № 11.
4. Беляков А. П., Основания для проектирования заземлений электрических установок, ГОНТИ, 1938.
5. Ослон А. Б., Расчет некоторых видов сложных заземлителей, «Электричество», 1958, № 4.
6. Эбин Л. Е. и Якобс А. И., Применение метода наведенных потенциалов при расчете сложных заземлителей в неоднородных грунтах, «Электричество», 1964, № 9.
7. Воробьев В. И., Применение метода электростатической аналогии к расчету сложных заземлителей, «Электричество», 1934, № 14.
8. Ослон А. Б., Расчет прямоугольных заземляющих контуров, «Электричество», 1959, № 7.
9. Schwarz S. J., Analytical expressions for the resistance of grounding systems. AIEE Trans., pt. III-B, August, 1954.
10. Милн-Томсон Л. М. и Комри Л. Дж., Четырехзначные математические таблицы, Физматгиз, 1961.

[25.7.1966]



УДК 621.332.423

Снижение потенциалов рельсов вблизи тяговых подстанций переменного тока

Канд. техн. наук А. Р. СУМИН

Всесоюзный научно-исследовательский институт
железнодорожного транспорта (Уральское отделение)

В последние годы получила распространение система электрической тяги на переменном токе напряжением 27,5 кВ и частотой 50 Гц. В настоящее время в СССР протяженность электрифицированных на переменном токе железных дорог составляет свыше 10 тыс. км.

В связи с широкой электрификацией железных дорог страны на переменном токе особую остроту приобретают вопросы обеспечения безопасности работ, связанных с прикосновением к рельсам, а также к элементам цепи отсоса тяговых подстанций. Опасность прикосновения к рельсам обуславливается возможностью возникновения на них значительного потенциала, вызываемого стеканием тока с рельсов в землю. Наибольшую опасность представляет прикосновение к рельсам в момент короткого замыкания. В связи с этим Всесоюзным научно-исследовательским институтом железнодорожного транспорта в 1963—1964 гг. было проведено специальное исследование величин потенциалов рельсов как при нормальных и вынужденных режимах работы тяговой сети, так и при коротком замыкании [Л. 1—4].

Расчеты, выполненные по известной методике

[Л. 2], показали, что потенциалы рельсов при коротком замыкании могут достигать 2—3 кВ в зависимости от мощности трансформаторов, установленных на тяговой подстанции, а также величины переходного сопротивления рельсы—земля r_{π} . Графики потенциалов рельсов, рассчитанные для случая, когда однопутный участок питается консольно от одной подстанции мощностью 40,5 МВА, изображены на рис. 1. Эти графики свидетельствуют о том, что потенциалы рельсов в значительной мере действительно зависят от переходного сопротивления r_{π} , которое вследствие сезонных факторов может изменяться в довольно широких пределах. Наибольшего значения r_{π} достигает в зимнее время года. Следовательно, максимальные потенциалы рельсов при коротком замыкании возможны зимой. Однако потенциалы рельсов в этот период года менее опасны, нежели в весеннее время, когда бровка земляного полотна уже покрыта лужами воды, а переходное сопротивление r_{π} все еще велико. При анализе рис. 1 можно установить, что с увеличением r_{π} зона максимальных потенциалов рельсов при коротком замыкании удаляется от тяговой подстанции и при $r_{\pi}=20 \text{ ом} \cdot \text{км}$ потенциал

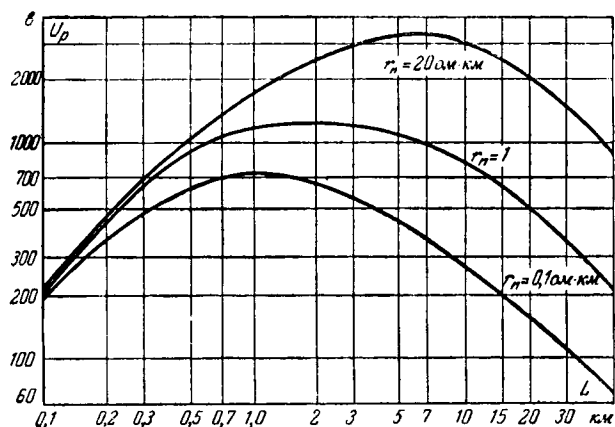


Рис. 1. Зависимость потенциала рельсов однопутного участка при коротком замыкании U_p от переходного сопротивления r_n и расстояния L .

рельсов, превышающий 3 кВ ($I_{к.з.} = 5,2$ кА), возникает на расстоянии 5–6 км от источника питания. Если $r_n = 0,1 \div 1$ Ом·км, то потенциалы рельсов при коротком замыкании на расстоянии 1–2 км от тяговой подстанции могут достигать 0,7–1,3 кВ, что, безусловно, представляет опасность для людей и животных, соприкасающихся в этот период времени с рельсами. Особенно неблагоприятные условия для работы создаются в сырую погоду [Л. 3].

Результаты исследований, проведенных на железных дорогах, электрифицированных на переменном токе, в различное время года [Л. 2–4], хорошо согласуются с величинами, полученными расчетным путем. Заметим, что потенциалы рельсов даже при нормальном режиме работы тяговой сети в отдельных случаях достигают 100–200 В [Л. 4].

Исследование распределения потенциала земли в поперечном направлении к оси пути при $\rho = 25 \div 100$ Ом·м, выполненное автором, показало, что потенциал рельсов по отношению к точкам земли, отстоящим от рельсов на расстоянии 0,5–1 м, составляет 95–96% потенциала по отношению к точке земли, отстоящей от рельсов на 450 м. Это объясняется значительным падением напряжения в переходном слое рельсы — земля. На расстоянии от рельсов 1 м и более плотность тока в земле значительно снижается и уменьшение потенциала происходит крайне медленно. Разность потенциалов между точками земли, расположенными на расстоянии 1 и 30 м, составляет 2% потенциала рельсов по отношению к электроду, удаленному от рельсов на расстояние 450 м. Потенциал точки земли, отстоящей от рельсов на расстоянии 30 м по отношению к точке, удаленной на 450 м, составляет 1% потенциала рельсов.

Проведенное измерение потенциала точек земли позволило установить наиболее интенсивную зону гальванического влияния, а также оценить потенциал прикосновения к рельсам, который можно принять равным 96% потенциала рельсов. Исследование распределения потенциала точек земли показало, что точки земли, удаленные от рельсов на расстояние свыше 30 м, практически имеют нулевой потенциал. Результаты многочисленных измерений

позволяют сделать вывод, что закономерность распределения потенциала, обусловленного стеканием тока с рельсов в землю, в различных грунтах ($\rho = 25 \div 1000$ Ом·м) одна и та же. Следует отметить, что результаты, полученные автором, незначительно отличаются от данных, приведенных в работе [Л. 5], что подтверждает их достоверность.

Места повышенных потенциалов рельсов наблюдаются, как правило, вблизи тяговых подстанций, имеющих двухэлементную схему цепи отсоса «контур заземления подстанции — рельсы подъездного пути» [Л. 1]. Кроме того, большое внимание на величину потенциалов рельсов на двухпутных участках оказывает примыкание главных путей перегона к станционным, поскольку последние всегда имеют чрезвычайно малое входное сопротивление, что обеспечивает хорошие условия для растекания тягового тока с рельсов в землю. Для большинства электрифицированных участков на переменном токе примыкание главных путей перегона к станции в одной точке является типичным. Однако имеется также и значительное количество тяговых подстанций, расположенных между главными путями, примыкание которых к станционным путям осуществляется в разных точках. В этом случае главные пути перегона вблизи станции будут иметь различные входные сопротивления, что обуславливает повышенное значение потенциалов рельсов на одном из путей.

Величину входного сопротивления рельсов на двухпутных участках можно уменьшить посредством электрического соединения рельсов обоих путей через дроссель-трансформаторы сигнальных точек. Как известно, такую связь по условиям работы рельсовой цепи автоблокировки можно осуществлять через два блок-участка на третий. Кроме того, при двухэлементной схеме отсоса при помощи рациональной прокладки шунтирующей перемычки, соединяющей цепь отсоса подстанции с рельсами главных путей прилегающего перегона, также можно снизить потенциал рельсов вблизи тяговой подстанции.

Рассмотрим реальный случай, когда тяговая подстанция расположена между главными путями. Примыкание рельсов четного пути к станции осуществляется на расстоянии 1,2 км от точки В, а нечетного — соответственно на расстоянии около 4 км (рис. 2). Это обуславливает повышенные потенциалы рельсов, поскольку их входное сопротивление значительно больше входного сопротивления рельсов четного пути в точке В (рис. 2).

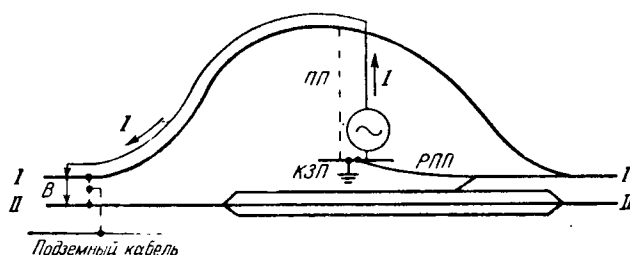


Рис. 2. К расчету потенциалов рельсов вблизи тяговой подстанции.

КЭП — контур заземления подстанции; РПП — рельсы подъездного пути.

Потенциал рельсов четного и нечетного путей в точке B характеризуется следующим выражением:

$$\dot{U}_I = \frac{1}{2} Z_{\text{вп}} i_1 e^{-\gamma_1 l}; \quad (1)$$

$$\dot{U}_{\text{II}} = \frac{1}{2} Z_{\text{вп}} i_1 e^{-\gamma_{\text{II}} l}, \quad (2)$$

где i_1, i_{II} — токи, втекающие в рельсы нечетного и четного путей в точке B (рис. 2);

$\gamma = \sqrt{\frac{Z_p}{r_{\text{п}}}}$ — постоянная распространения рельсовой цепи, км^{-1} ;

$Z_{\text{в}} — волновое сопротивление рельсов, \text{ом},$

$$Z_{\text{в}} = \sqrt{Z_p r_{\text{п}}}; \quad (3)$$

$r_{\text{п}}$ — переходное сопротивление рельсы — земля, соответствующего пути, $\text{ом} \cdot \text{км}$;

Z_p — сопротивление рельсов, $\text{ом}/\text{км}$.

Входные сопротивления рельсов в точке B для нечетного и четного путей рассчитываются по формуле

$$Z_{\text{вх}, \text{п}} = \frac{1}{2} Z_{\text{в}}. \quad (4)$$

При известных значениях

$$z_{\text{пI}} = z_{\text{пII}} = 0,59 \exp(j73^\circ) \text{ ом}/\text{км};$$

$$r_{\text{пI}} = 1,53 \text{ ом} \cdot \text{км};$$

$$r_{\text{пII}} = 0,13 \text{ ом} \cdot \text{км}$$

получим:

$$Z_{\text{вх}, \text{пI}} = 0,48 \text{ ом}; \quad Z_{\text{вх}, \text{пII}} = 0,14 \text{ ом}.$$

Отношение $Z_{\text{вх}, \text{пI}}/Z_{\text{вх}, \text{пII}}$ показывает, что при одном и том же значении тока потенциал рельсов нечетного пути в 3,4 раза больше, чем потенциал рельсов четного пути. Это же соотношение потенциалов будет и при коротком замыкании в тяговой сети в точке B (рис. 2). Потенциал рельсов нечетного пути можно снизить электрическим соединением рельсов обоих путей. В этом случае потенциал рельсов в точке B в момент прохождения поезда, когда $l=0$, будет равен:

$$\dot{U}_{\text{пI-II}} = i Z_{\text{вх}, \text{пI-II}}, \quad (5)$$

где $Z_{\text{вх}, \text{пI-II}}$ — эквивалентное входное сопротивление рельсов параллельно соединенных путей, ом ,

$$Z_{\text{вх}, \text{пI-II}} = \frac{Z_{\text{вх}, \text{пI}} Z_{\text{вх}, \text{пII}}}{Z_{\text{вх}, \text{пI}} + Z_{\text{вх}, \text{пII}}}. \quad (6)$$

Эквивалентное сопротивление параллельно соединенных рельсов в точке B (рис. 2) по результатам измерений составляет 0,11 ом. Коэффициент снижения потенциалов рельсов в этой точке при параллельном соединении рельсов главных путей равен:

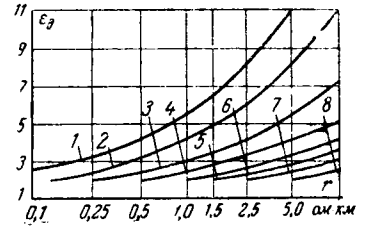
$$\epsilon_{\text{д}} = \frac{|Z_{\text{вх}, \text{пI}}|}{|Z_{\text{вх}, \text{пI-II}}|} = \frac{0,48}{0,11} = 4,4. \quad (7)$$

Измерения, проведенные на действующем участке, показали хорошее совпадение результатов расчета и опыта.

На рис. 3 приведена зависимость, позволяющая определять $\epsilon_{\text{д}}$ при параллельном соединении путей

Рис. 3. Зависимость $\epsilon_{\text{д}}$ от переходных сопротивлений рельсов обоих путей.

1 — $r_{\text{п}} = 0,05 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 2 — $r_{\text{п}} = 0,1 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 3 — $r_{\text{п}} = 0,25 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 4 — $r_{\text{п}} = 0,5 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 5 — $r_{\text{п}} = 1 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 6 — $r_{\text{п}} = 1,5 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 7 — $r_{\text{п}} = 2,5 \text{ ом} \cdot \text{км}$; 8 — $r_{\text{п}} = 5 \text{ ом} \cdot \text{км}$.



и различных значениях переходного сопротивления рельсы — земля. Из этой зависимости следует, что значение коэффициента снижения потенциала рельсов $\epsilon_{\text{д}} = 11$ возможно, когда $r_{\text{п}}$ для одного пути равно 0,05 ом·км, а другого — 5 ом·км. При $r_{\text{пI}} = r_{\text{пII}}$ имеем $\epsilon_{\text{д}} = 2$. Следовательно, в этом случае будет минимальное снижение потенциалов рельсов. Указанная зависимость $\epsilon_{\text{д}}(r_{\text{п}})$ может быть использована для оценки коэффициента снижения потенциалов рельсов в проектных расчетах.

Присоединение к рельсам в точке B (рис. 2) протяженного заземлителя также будет вызывать некоторое снижение потенциала рельсов. Коэффициент снижения потенциалов рельсов $\epsilon_{\text{д}}$ в этом случае рассчитывается по формуле (7). Методика определения входного сопротивления протяженного заземлителя в точке B (рис. 2) изложена ранее [Л. 4]. При $Z_{\text{вх}, \text{в}} = 1,32 \text{ ом}$ и $Z_{\text{вх}, \text{пI-II}} = 0,11 \text{ ом}$ коэффициент снижения потенциалов рельсов при параллельном соединении рельсов главных путей и протяженного заземлителя согласно формуле (7) составляет 1,1.

Следовательно, снижение потенциалов рельсов в этом случае не превышает 10%. Если же входные сопротивления рельсов и протяженного заземлителя соизмеримы или $Z_{\text{вх}, \text{в}} = Z_{\text{вх}, \text{в}}$, то присоединение заземлителей к рельсам вызывает снижение потенциалов рельсов в 2 раза. Измерение потенциалов рельсов двухпутного участка при подключении к ним оболочки магистрального кабеля связи показало, что потенциал рельсов в этом случае снижается в 1,8—2 раза.

Потенциал рельсов главных путей перегона вблизи тяговой подстанции также можно снизить посредством рациональной прокладки шунтирующей перемычки, соединяющей рельсы с цепью отсоса.

В рассматриваемом случае шунтирующая перемычка электрически связывает нечетный путь с целью отсоса тяговой подстанции в точке C на расстоянии 1,5 км от точки B (рис. 4). Из рис. 4 видно, что ток, втекающий в рельсы в точке O ,

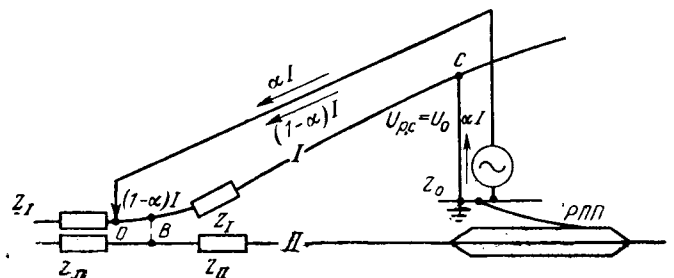


Рис. 4. К расчету потенциалов рельсов при наличии шунтирующей перемычки.

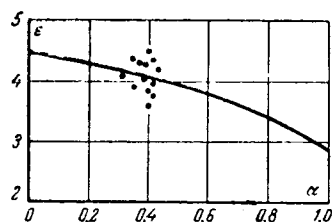


Рис. 5. Зависимость $\epsilon_d(\alpha)$ при параллельном соединении путей и шунтирующей перемычке. $L=1,5$ км; $r_{II}=1,53$ ом · км; — расчет — эксперимент.

можно представить в виде двух токов αI и $(1-\alpha)I$. Величина тока αI определяется входным сопротивлением шунтирующей перемычки и эта величина характеризует долю тока, втекающего в рельсы в точке C из земли. Результирующий потенциал рельсов в точке B (рис. 4) равен:

$$\dot{U}_{pBI} = \frac{1}{2} I Z_{BXI} [\alpha(1-\mu)(e^{-\gamma_1 l} - e^{-\gamma_1 L}) + (1-\alpha)e^{-\gamma_1 l}], \quad (7')$$

где I — ток электровоза, α ; μ — относительная величина тока, индуктированного в рельсах; α — относительная величина тока, втекающего в перемычку в точке C ; l — расстояние от электровоза до рассматриваемой точки, км; L — расстояние от точки B до точки подключения шунтирующей перемычки, км.

Максимальный потенциал рельсов будет при $l=0$. Потенциал рельсов при наличии электрического соединения между рельсами четного и нечетного пути в точке B (рис. 4) рассчитывается по формуле

$$\dot{U}_{pBI-II} = I Z_{BX,PI-II} (1 - \alpha\mu) e^{-\gamma_1 l}. \quad (8)$$

Формулы (7') и (8) являются общими и при $\alpha=0$ (шунтирующая перемычка отсутствует) приводятся к исходным уравнениям (1) и (2). В случае, когда $\alpha=1$ (воздушный изолированный отсос), формулы для расчета потенциалов рельсов в точке B можно получить, произведя незначительные упрощения выражений (7') и (8).

Входное сопротивление рельсов однопутного участка при $\alpha=0,42$ составляет 0,34 ом, а при $\alpha=1$ равно 0,15 ом. Коэффициент снижения потенциалов рельсов нечетного пути при шунтирующей перемычке ($\alpha=0,42$) согласно формуле (7) равен 1,41. Экспериментальное значение $\epsilon_{p,II}$ колеблется в пределах 1,5—1,7. Расхождение между расчетным и измеренным значением $\epsilon_{p,II}$ не превышает 20%.

При изолированном воздушном отсосе ($\alpha=1$) $\epsilon'_{p,II}=3,2$. Если $\alpha=0,42$, а $Z_{BX,PI}=0,34$ ом, эквивалентное входное сопротивление системы рельсы — перемычка в соответствии с выражением (6) составляет 0,083 ом. Коэффициент снижения потенциалов рельсов при этом условии равен 4,1.

Результирующий коэффициент снижения потенциалов рельсов в точке B (рис. 4) при их параллельном соединении и включенной перемычке равен:

$$\epsilon'_{d,II} = \epsilon_{d,II} \epsilon_{p,II} \quad (9)$$

или

$$\epsilon'_{d,II} = 4,1 \cdot 1,41 = 5,78.$$

Этот же коэффициент $\epsilon'_{d,II}$ можно определить и по выражению (7). Зависимость $\epsilon_{d,II}(\alpha)$, характеризующая влияние параллельного соединения путей и шунтирующей перемычки на величину потенциалов в точке B (рис. 4), приведена на рис. 5. Максимальное значение коэффициента снижения потенциалов рельсов, равное 4,45, возможно, когда отсутствует шунтирующая перемычка. В этом случае потенциал рельсов определяется только входным сопротивлением параллельно соединенных рельсов. При подключении шунтирующей перемычки, когда ее действие проявляется слабо ($\alpha=0,2 \div 0,6$), влияние параллельного соединения рельсов является также определяющим. На рис. 5 в диапазоне $\alpha=0,3 \div 0,42$ приведены экспериментальные значения коэффициентов снижения потенциалов рельсов. Результаты расчета и эксперимента совпадают. Максимальное расхождение составляет 17%.

При увеличении α на снижение потенциала рельсов наиболее эффективно влияет перемычка и при $\alpha=1$ параллельное соединение путей вызывает дополнительное снижение потенциала рельсов в точке B (рис. 4) в 2,85 раза. Результирующий коэффициент снижения потенциалов рельсов при $\alpha=1$ и $Z_{BX,PI}=0,48$ ом и $Z_{BX,PI-II}=0,052$ ом согласно формуле (7) составляет 9,25.

Таким образом, наибольший эффект при снижении потенциалов рельсов можно получить при параллельном соединении рельсов и воздушном отсосе.

Подключение перемычки к нечетному пути в точке C (рис. 4) приводит к резкому снижению потенциалов рельсов в этой точке. В этом случае потенциал рельсов можно определить по формуле, аналогичной выражению (5). При $Z_0=0,124$ ом коэффициент снижения потенциалов рельсов в точке C , рассчитанный по аналогии с выражением (7), составляет 3,86. Среднее экспериментальное значение $\epsilon_{pc}=4$. Расхождение между измеренной и расчетной величиной не превышает 4%.

Присоединение шунтирующей перемычки к рельсам приводит также и к снижению потенциалов цепи отсоса тяговой подстанции. Коэффициент снижения потенциалов цепи отсоса зависит от входного сопротивления шунтирующей перемычки и в общем виде характеризуется выражением

$$\epsilon_0 = \frac{1}{1-\alpha}.$$

Расчетное значение $\epsilon_0=1,5$ хорошо согласуется с измеренным $\epsilon_0=1,7$.

Экспериментальная проверка основных положений предложенной методики расчета коэффициентов снижения потенциалов рельсов и цепи отсоса проводилась на двухпутном магистральном участке Восточно-Сибирской железной дороги в марте 1963 и мае 1964 г. Для оценки снижения потенциалов рельсов в точках подключения протяженных заземлителей к рельсам осуществлялось параллельное соединение путей, а также подключение к рельсам нечетного пути специально проложенной перемычки. В точке подключения перемычки к рельсам

нечетного пути в период проведения опытов был установлен дроссель-трансформатор типа ДТ-1. Параллельное соединение рельсов главных путей на перегоне осуществлялось также через дроссель-трансформатор. Исследование эффективности параллельного соединения рельсов, а также шунтирующей перемычки проводилось вблизи от тяговой подстанции, цепь отсоса которой состояла из контура заземления и подъездного пути.

Методика проведения экспериментальной проверки теоретических положений ограничивалась измерением потенциалов рельсов и цепи отсоса при различных схемах. Экспериментальное определение коэффициента снижения потенциалов рельсов состояло из синхронного измерения потенциалов рельсов четного и нечетного путей при отсутствии и наличии между ними шунтирующей перемычки и электрического соединения. Определение тока, втекающего в рельсы в точках измерения потенциалов B и C (рис. 4), производилось по данным, которые передавались по радио наблюдателем с движущегося электровоза. Сопоставление данных эксперимента и расчета показывает, что максимальное расхождение результатов не превышает 20%.

Теоретический анализ и экспериментальное исследование показывают, что основным способом снижения повышенных потенциалов рельсов на участках переменного тока является электрическое соединение рельсов главных путей посредством междупутных соединений. Коэффициент снижения потенциалов рельсов на двухпутных участках ϵ_d как в проектных расчетах, так и эксплуатационных условиях может быть определен по кривым, приведенным на рис. 3.

Рекомендуемое мероприятие по снижению потенциалов рельсов не требует капитальных затрат и легко осуществимо в эксплуатации.

Дополнительное снижение потенциалов рельсов может быть получено присоединением защитного покрова магистрального кабеля связи в точках, где установлены междупутные соединители. Это мероприятие исключает возможность появления опасной разности потенциалов между рельсами и защитным покровом кабеля ответвления, что является надежной защитой от гальванического влияния стекающих с рельсов токов.

Снижение потенциалов рельсов вблизи от тяговой подстанции достигается также рациональной прокладкой шунтирующей перемычки, связывающей цепь отсоса с рельсами прилегающего перегона. При этом одновременно снижается потенциал цепи отсоса тяговой подстанции.

Литература

1. Карякин Р. Н., Кузнецова Г. С., Пупынин В. Н. и Сумин А. Р., Выбор рациональных схем и оптимальных параметров цепей отсоса тяговых подстанций переменного тока, «Электричество», 1964, № 11.
2. Карякин Р. И., Тяговые сети переменного тока, изд-во «Транспорт», 1964.
3. Карякин Р. Н. и Сумин А. Р., Безопасность работ на электрифицированных участках, «Путь и путевое хозяйство», 1963, № 12.
4. Сумин А. Р., Заземление кабелей связи на рельсы электрифицированных дорог переменного тока, «Вестник Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта», 1965, № 3.
5. Von Rolf Buckel, Schutz von Rohrleitungen und Kabeln an Wechselstrombahnen, ETZ-A, H. 2, 1964.

[17.5.1966]



УДК 621.3.017:045.3

Тепловой расчет однорядных обмоток возбуждения при переменном сечении проводников

Канд. техн. наук Ю. К. ВАСИЛЬЕВ

Киев

В [Л. 1] был рассмотрен процесс нагревания однорядной обмотки возбуждения с постоянным сечением меди по высоте. Однако в ряде случаев при проектировании машин постоянного тока и синхронных конструктор вынужден снижать высоту обмотки, уменьшая тем самым сечение меди витков, что приводит к увеличению плотности тока и повышению температуры этих витков. Делается это путем механической обработки (фрезерования) только на активной длине полюсной катушки; на лобовых частях витки остаются несрезанными. Это местное повышение температуры может иметь значительную величину (рис. 1), поэтому его необходимо учитывать в тепловых расчетах.

В статье делается попытка учесть это местное повышение температуры расчетным путем для установившихся и переходных тепловых процессов. Метод расчета разработан на примере теплового расчета обмотки возбуждения главного полюса тягового двигателя постоянного тока типа НБ-412М магистрального электровоза, но имеет общее значение. Анализ экспериментальных данных показывает, что в лобовых частях обмотки распределение температуры происходит приблизительно по параболе, в активной части по высоте обмотки, в зоне срезанных витков видно значительное повышение температуры (рис. 1). При переходном тепловом процессе в стадии регулярного режима характер температурного поля в об-

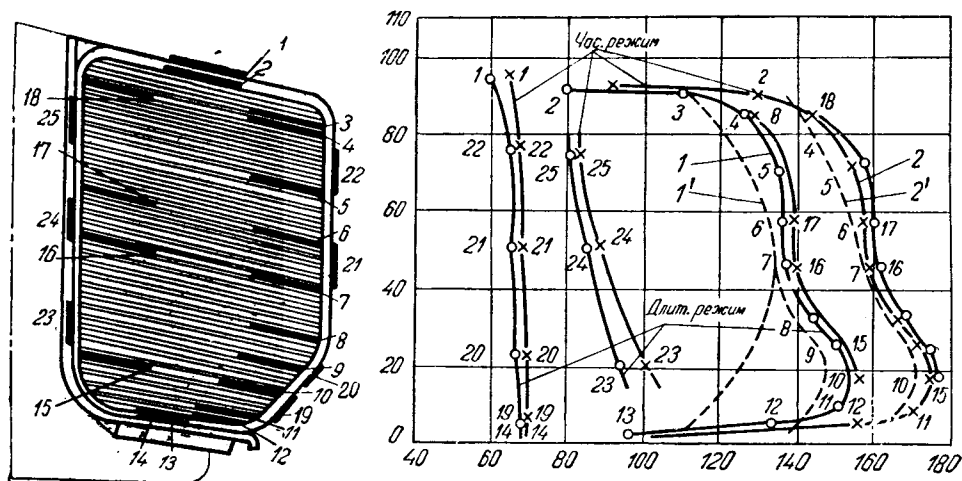


Рис. 1. Конструкция обмотки возбуждения с установленными термометрами сопротивления и кривые нагрева.
----- расчет; ----- опыт.

мотке сохраняется примерно таким же, как в установившемся режиме (кривые 2 и 2' соответствуют температурам, измеренным через 60 мин после включения ненагретой машины, при токе часового режима). Параболические кривые распределения температур в лобовых частях обмотки и в активной части без учета местного повышения температуры, как видно из рис. 1, приблизительно симметричны по высоте, а обе торцовые части обмотки нагреты примерно до одинаковой температуры.

Как уже отмечалось в [Л. 2], по длине машины температура охлаждающего воздуха растет по линейному закону; по такому же закону и приблизительно на ту же величину возрастает температура меди обмотки в несрезанной части. В срезанной части максимум температуры находится в середине длины машины, уменьшаясь весьма незначительно по параболе к торцам из-за теплоотсоса лобовых частей.

Таким образом, распределение температуры по длине машины в срезанной части обмотки может быть найдено методом наложения прямой роста температуры воздуха по длине и слабо выраженной параболы распределения температуры по обмотке. Эти кривые алгебраически складываются от края обмотки (где воздух входит в машину) до середины ее длины и далее вычитаются. Так как изменение температуры по длине незначительно, то рассматривать в дальнейшем его не будем, а температурное поле по высоте обмотки будем искать в зоне максимума температуры, т. е. в средней части длины машины. Таким образом, будет решаться одномерная задача температурного поля обмотки возбуждения, имеющей проводники переменного сечения.

Метод расчета. Основные допущения приняты такими же, как в [Л. 1]: теплопроводность меди и стали бесконечно велика, потери в меди рассчитываются с учетом их зависимости от температуры, начальные условия принимаются нулевыми, нагревание обмоток возбуждения основных и добавочных полюсов и якоря считается независимым друг

от друга. Буквенные обозначения расчетных коэффициентов те же, что и в [Л. 1].

Итак, по высоте рассматриваемого типа обмоток имеется зона с постоянной плотностью тока и соответственно постоянными (основными) потерями и зона с переменной плотностью тока. Рассматривая обмотку в целом как состоящую из двух разных частей, можно было бы, составив дифференциальные уравнения теплопроводности Фурье для каждой части, решить их совместно, найти закон распределения температуры по высоте обмотки. Однако выражения при этом получаются весьма громоздкими, требующими определения четырех по-

стоянных интегрирования. Упростим задачу.

Так как машина вентилируется, то для тех пределов изменения температуры, которые обычно имеют место, можно считать все коэффициенты уравнения, кроме удельного сопротивления (коэффициенты теплоотдачи, теплопроводности и удельную теплоемкость), постоянными [Л. 3] и использовать метод наложения. Рассчитав сначала обмотку с постоянной плотностью тока по всей высоте, найдем основную параболу распределения температуры [Л. 1], на которую затем наложим дополнительную параболу распределения температуры, измеренной только на срезанной части обмотки.

Установившийся режим. Основная параболы. В приложении показано, что для практических инженерных расчетов вполне можно принимать параболическое распределение температуры по высоте обмотки, тогда исходное уравнение для основной параболы в установившемся режиме имеет вид:

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau_0}{dx^2} + k_0 q_0 = 0. \quad (1)$$

Его решение [Л. 1]:

$$\tau_0 = k_0 q_0 / R_x S + \frac{k_0 q_0 l^2}{2 \lambda_x} \left[1 - \left(\frac{x}{l} \right)^2 \right], \quad (2)$$

где λ_x — расчетная теплопроводность по оси x (рис. 2),

$$\lambda_x = \lambda_j \frac{b'}{b' - b}; \quad (3)$$

λ_j — теплопроводность изоляции между витками обмотки;

k_0 — коэффициент, учитывающий ту часть основных потерь в обмотке по оси x , которая вызывает соответствующее распределение температуры по высоте обмотки,

$$k_0 = \frac{q_x}{q_x + q_y} = \frac{R_y}{R'_x + R_y}; \quad (4)$$

q_0 — удельные основные потери в обмотке, $вт/м^2$;
 l — половина высоты обмотки;
 S — площадь сечения обмотки (перпендикулярно оси x);

$$R'_x = R_x + R_{вн}; \quad (5)$$

$$R_{вн} = \frac{l}{2S\lambda_x}; \quad (6)$$

R_x , R_y — тепловые сопротивления соответственно по осям x и y , которые определяются из эквивалентной схемы рис. 3,б.

Как видно из рис. 1, тепловой поток q внутренней части обмотки проходит толщу наружной изоляции ($R_{пз1}$, $R_{пз2}$, $R_{пз3}$, $R_{пз4}$) и уходит из катушки по четырем направлениям (рис. 3,а).

Как отмечалось выше, для инженерных расчетов можно принять нагрев обмотки симметричным как по оси x , так и по оси y . В таком случае нет необходимости рассматривать полную схему рис. 3,а, достаточно ограничиться определением тепловых сопротивлений R_x и R_y по упрощенной схеме рис. 3,б. Методика определения $R_{вн}$ и коэффициента k дана в [Л. 1].

Дополнительная парабола. Потери в одном срезанном витке (рис. 2).

$$Q_{ср} = I^2 R_{ср} = I^2 \frac{\rho l_{ср}}{S_{ср}} = \frac{I^2 \rho l_{ср}}{b(d_0 - x \operatorname{tg} \alpha)}. \quad (7)$$

Объем этого витка с учетом изоляции (средняя длина витка $l_{ср}$ принята для всей обмотки одинаковой)

$$V_{ср} = (b + b_{пз})(d_0 - x \operatorname{tg} \alpha) l_{ср}. \quad (8)$$

Удельные потери в срезанной части обмотки

$$q_{ср} = \frac{Q_{ср}}{V_{ср}} = \frac{f}{(g-x)^2}; \quad (9)$$

здесь обозначено:

$$f = \frac{I^2 \rho}{b(b + b_{пз}) \operatorname{tg}^2 \alpha}; \quad (10)$$

$$g = \frac{d_0}{\operatorname{tg} \alpha}. \quad (11)$$

Удельные потери в несрезанной части обмотки

$$q_0 = \frac{Q_0}{V_0} = \frac{f}{g^2}. \quad (12)$$

Удельные добавочные потери в срезанных витках

$$q_{доб} = q_{ср} - q_0 = \frac{f}{(g-x)^2} - \frac{f}{g^2}. \quad (13)$$

Уравнение теплового баланса для добавочных потерь

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau}{dx^2} - \lambda \tau + \frac{f}{(g-x)^2} - \frac{f}{g^2} = 0. \quad (14)$$

Как видно, оно приводится к виду

$$\frac{d^2 y}{dx^2} + k^2 y = f(x).$$

Если решение этого уравнения записать в квадратурах, получим [Л. 5]:

$$y = C_1 \cos kx + C_2 \sin kx + \frac{\sin kx}{k} \int_0^x f(\epsilon) \cos k\epsilon d\epsilon - \frac{\cos kx}{k} \int_0^x f(\epsilon) \sin k\epsilon d\epsilon, \quad (15)$$

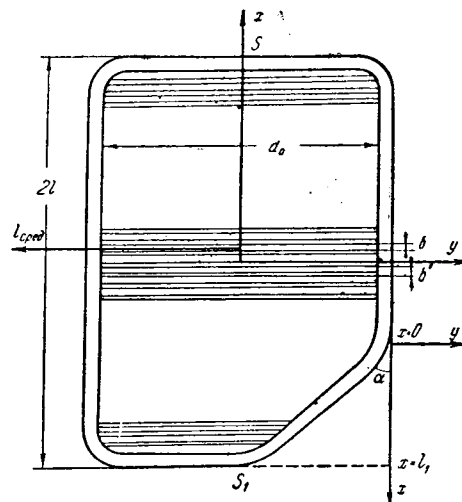


Рис. 2. Сечение витка обмотки (схематически).

Так как функция $f(x)$ достаточно сложна, решение уравнения получается настолько громоздким, что пользоваться им для практических инженерных расчетов неудобно. Решим задачу приближенно, представив результат в соответствии с приложением в форме параболического закона распределения температуры по высоте катушки в зоне срезанных витков.

Разложим формулу для определения $q_{ср}$ в ряд и возьмем первые три члена ряда, что вполне достаточно:

$$q_{ср} = \frac{f}{(g-x)^2} \approx \frac{f}{g^2} + \frac{2fx}{g^3} + \frac{3fx^2}{g^4}.$$

Удельные добавочные потери в срезанных витках

$$q_{доб} = q_{ср} - q_0 = \frac{2f}{g^3} x + \frac{3f}{g^4} x^2. \quad (13a)$$

Исходное уравнение для добавочной параболы

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau_{доб}}{dx^2} + \frac{2fk_{\lambda}}{g^3} x + \frac{3fk_{\lambda}}{g^4} x^2 = 0. \quad (14a)$$

Его решение

$$\tau_{доб} = -\frac{fk_{\lambda}}{3\lambda_x g^3} x^3 - \frac{fk_{\lambda}}{4\lambda_x g^4} x^4 + Ax + B. \quad (15a)$$

Постоянные интегрирования A и B определяются из граничных условий:

$$\lambda_x \frac{d\tau_{доб}}{dx(x=0)} = \frac{1}{SR''_x} \tau_{доб}(x=0); \quad (16)$$

$$\lambda_x \frac{d\tau_{доб}}{dx(x=l_1)} = -\frac{1}{S_1 R_x} \tau_{доб}(x=l_1). \quad (17)$$

Определим постоянные интегрирования:

$$A = \frac{\frac{fk_{\lambda} l_1^2}{g^3} \left[S_1 R_x + \frac{l_1}{3\lambda_x g} (3\lambda_x S_1 R_x + g) + \frac{l_1^2}{4\lambda_x g} \right]}{\lambda_x SR''_x + \lambda_x S_1 R_x + l_1}; \quad (18)$$

$$B = A \lambda_x SR''_x, \quad (19)$$

где R''_x — тепловое сопротивление по оси x на границе среза ($x=0$);

S_1 — площадь сечения обмотки на торце срезанной части (при $x=l_1$).

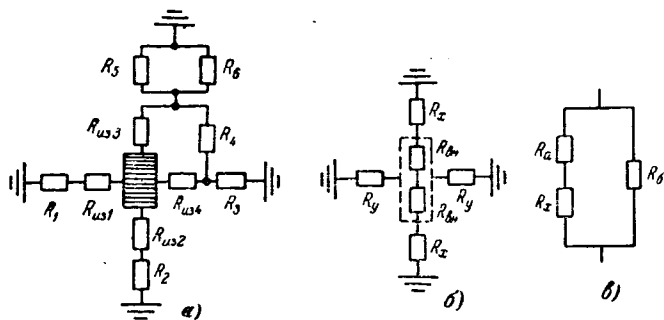


Рис. 3. Эквивалентные тепловые схемы.

Строгое определение R''_x и коэффициента k_d достаточно громоздко и требует определения эквивалентного сопротивления цепной схемы. Ограничиваясь приближенным значением, можно принять:

$$k_d = 1;$$

$$R''_x = \frac{(R_x + R_a) R_6}{(R_x + R_a) + R_6}. \quad (20)$$

Формула (20) соответствует эквивалентной схеме рис. 3,в и не нуждается в особых пояснениях.

$$R_a = \frac{2l - l_1}{\lambda_x S} = \frac{2l - l_1}{l} \cdot 2R_{вн} = 4R_{вн} \frac{w'}{w}; \quad (21)$$

$$R_6 = \frac{R_y}{2} \frac{2l}{2l - l_1} = \frac{R_y}{2} \frac{w}{w'}, \quad (22)$$

где w — полное число витков обмотки;
 w' — число несрезанных витков.

Проведенные расчеты однорядных обмоток возбуждения со срезанными витками показали, что приближенное параболическое решение для добавочных потерь в виде (15а) дает погрешность по сравнению с точным решением (15) в пределах 10%. Такая погрешность в инженерных расчетах тепловых процессов вполне допустима, так как нестабильность технологического процесса при изготовлении электрических машин и погрешность при определении исходных коэффициентов теплоотдачи и теплопередачи лежат в таких же пределах.

Переходный процесс. Через 10—20 мин после включения с достаточной для инженерных расчетов точностью процесс нагревания однорядной обмотки возбуждения можно рассчитывать по экспоненциальному закону, так как практически наступает регулярный режим [Л. 7]. Приблизительно по такому же закону происходит процесс нагревания воздуха внутри машины [Л. 1]. Так как сопротивление проводников зависит от температуры, постоянная времени нагревания зависит от нагрузки и может быть вычислена по формуле [Л. 3]

$$T = \frac{cG}{hS - \alpha Q_0} = \frac{C}{\frac{1}{R_{об}} - 0.004Q_0}, \quad (23)$$

где $cG = C$ — суммарная теплоемкость обмотки (меди с изоляцией);

h — эквивалентный коэффициент теплоотдачи;

$hS = \frac{1}{R_{об}}$ — величина, обратная суммарному эквивалентному тепловому сопротивлению обмотки;

$$R_{об} = \frac{1}{2} \frac{R_x R_y}{R_x + R_y}. \quad (24)$$

Сомножитель $\frac{1}{2}$ в уравнении (24) указывает на то, что в соответствии с эквивалентной схемой (рис. 3,б) тепловые сопротивления R_x и R_y вычисляются каждое только по одному направлению соответствующих осей обмотки — x и y , а тепловой поток распространяется фактически по обоим направлениям осей. Поэтому при симметричном нагревании каждое рассчитанное сопротивление уменьшается вдвое. Так как при выполнении теплового расчета всегда возможна погрешность порядка $\pm 10\%$, то достаточно вычислить постоянную времени нагревания 1 раз для номинального режима работы и использовать это значение для всех других режимов.

Пример расчета. По разработанной методике рассчитаны установившиеся и переходные (часовые) превышения температуры обмотки возбуждения главного полюса тягового двигателя типа НБ-412М [Л. 4] магистрального электровагона и сделано сравнение с опытными данными.

Тепловые сопротивления. Тепловое сопротивление корпусной изоляции для потока по оси y (в соответствии с рис. 3,а)

$$R_{из1} = \frac{\beta}{\lambda S_2} = 0,108^\circ \text{C/вт}.$$

Здесь коэффициент теплопроводности изоляции обмотки ($\lambda = 0,13 \text{ вт/м}^\circ \text{C}$) взят по опытным данным, а толщина изоляции ($20 \cdot 10^{-4} \text{ м}$) — по чертежу.

Сопротивление схода теплового потока в межполюсное пространство

$$R_1 = \frac{1}{hS_2} = 0,092^\circ \text{C/вт},$$

где

$$h = 14,2(1 + 0,8\sqrt{30}) = 76,5 \text{ вт/}^\circ \text{C} \cdot \text{см}^2.$$

Скорость воздуха $v = 30 \text{ м/сек}$ определена из вентиляционных испытаний.

Тепловое сопротивление по оси y

$$R_y = R_{из1} + R_1 = 0,2^\circ \text{C/вт}.$$

Сопротивление корпусной изоляции для потока по оси x

$$R_{из2} = \frac{\beta}{\lambda S_1} = 0,226^\circ \text{C/вт}.$$

Здесь к толщине корпусной изоляции прибавлены две прокладки толщиной по 0,3 мм (см. рис. 2).

Сопротивление схода теплового потока с усеченного торца полюсной катушки в зазор

$$R_2 = \frac{1}{\alpha S_1} = 0,79^\circ \text{C/вт}.$$

При сборке под катушку устанавливаются пружинные рамки, поэтому теплоотдача с нижнего усеченного торца обмотки происходит практически в неподвижный воздух.

Тепловое сопротивление по оси x

$$R_x = R_{из2} + R_2 = 1,02^\circ \text{C/вт}.$$

Внутреннее тепловое сопротивление по (6)

$$R_{вн} = \frac{l}{2S\lambda_x} = 0,23^\circ \text{C/вт},$$

где в соответствии с рис. 2

$$\lambda_x = \lambda_j \frac{b'}{b' - b} = 0,98 \text{ вт/}^\circ \text{C} \cdot \text{м}.$$

Тепловое сопротивление по оси x с учетом внутреннего сопротивления катушки

$$R'_x = R_x + R_{вн} = 1,25 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{см}.$$

Коэффициент продольного теплового потока

$$k = \frac{R_y}{R'_x + R_y} = 0,137.$$

Основная парабола (при номинальном длительном токе 410 а).

Удельные основные потери по (12)

$$q_0 = \frac{I^2 \rho}{b a_0^2 (b + b_{из}) \cdot 10^6} = \frac{(0,86 \cdot 410)^2 \cdot 0,0272}{1,95 \cdot 10^{-3} \cdot 65^2 \cdot 10^{-3} \cdot 2,45 \cdot 10^{-3} \cdot 10^3} = 1,69 \cdot 10^6 \text{ вт}/\text{м}^3,$$

где коэффициент 0,86 учитывает номинальное ослабление возбуждения.

Превышение температуры на торце катушки

$$\tau_{\text{тор}} = k q_0 l R_x S = 1,69 \cdot 10^6 \cdot 0,137 \cdot 0,044 \cdot 1,02 \cdot 0,0975 = 101^\circ \text{C}.$$

Максимальный перепад температуры по высоте катушки

$$\tau'_{\text{макс}} = \frac{k q_0 l^2}{2 \lambda_x} = 22,8^\circ \text{C}.$$

Превышение температуры обмотки от основных потерь

$$\tau_0 = 101 + 22,8 \left[1 + \left(\frac{x}{l} \right)^2 \right] + 10.$$

Здесь учтен подогрев воздуха (10°C) в средней части длины машины, вычисленный в [Л. 1].

Добавочная парабола. Тепловые сопротивления по (20) — (22):

$$R_a = 4 R_{вн} \frac{w'}{w} = 4 \cdot 0,23 \frac{24}{34} = 0,65 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{см};$$

$$R_6 = \frac{R_y}{2} \frac{w}{w'} = 0,142 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{см};$$

$$R''_x = \frac{(R_x + R_a) R_6}{(R_x + R_a) + R_6} = 0,131 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{см}.$$

Вспомогательные постоянные по (10) и (11):

$$f = \frac{I^2 \rho}{b (b + b_{из}) \text{tg}^2 \alpha} = 2,13 \cdot 10^3 \text{ вт}/\text{м};$$

$$g = \frac{d_0}{\text{tg} \alpha} = 0,112 \text{ м}.$$

Постоянные интегрирования по (18) и (19):

$$A = 980 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{м};$$

$$B = 12,2 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Дополнительное превышение температуры на срезанной части обмотки от добавочных потерь по (15а)

$$\tau_{\text{доб}} = -0,51 \cdot 10^6 \cdot x^3 - 0,35 \cdot 10^7 x^4 + 980x + 12,2.$$

Суммарное установившееся превышение температуры обмотки при номинальном токе $\tau_{у.ном} = \tau_0 + \tau_{\text{доб}}$.

Часовой режим. Суммарная теплоемкость обмотки (меди и изоляции)

$$\Sigma c G = C_m G_m + C_{из} G_{из} = 388 \cdot 56,5 + 925 \cdot 5,10 = 26,7 \cdot 10^3.$$

Суммарное эквивалентное тепловое сопротивление обмотки по (24)

$$R_{об} = \frac{1}{2} \frac{R_x R_y}{R_x + R_y} = 0,0835^\circ \text{C}/\text{см}.$$

Потери в нагретой обмотке одного полюса при номинальном токе

$$Q_0 = \frac{I_{ном}^2 r_{хол}}{6} = 860 \text{ вт}.$$

Постоянная времени нагревания по (23)

$$T = 3150 \text{ сек}.$$

Установившееся превышение температуры при токе часового режима

$$\tau_{у.час} = \tau_{у.ном} \frac{I_{час}^2 r_{гор.час}}{I_{ном}^2 r_{гор.ном}} = 1,72 (\tau_0 + \tau_{\text{доб}}).$$

Переходный тепловой процесс при токе часового режима рассчитывается по формуле

$$\tau = 1,72 (\tau_0 + \tau_{\text{доб}}) \left(1 - e^{-\frac{t}{3150}} \right).$$

Рисунок 1 показывает вполне удовлетворительную сходимость опытных и расчетных кривых нагревания.

Приложение. Приближенное решение уравнения стационарной теплопроводности. Одномерное уравнение стационарной теплопроводности при наличии теплоотдачи с боковой поверхности, как известно, имеет вид:

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau}{dx^2} - \lambda \tau + q = 0. \quad (\text{П-1})$$

Его решение при краевых условиях, принятых в [Л. 1]:

$$\tau = \frac{q}{\lambda} - \frac{q}{\lambda} \frac{\text{ch} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} x}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \text{sh} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + \text{ch} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l}, \quad (\text{П-2})$$

где λ — тепловая проводимость с боковой поверхности катушки (по оси y), отнесенная к единице объема обмотки; остальные обозначения такие же, как в [Л. 1].

Решение (П-2) сравнительно громоздко, а физический анализ затруднен из-за наличия гиперболических функций. Поэтому, когда представляется возможность, пренебрегают теплоотдачей по оси y [Л. 6]. При этом исходное уравнение (П-1) принимает вид:

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau}{dx^2} + q = 0. \quad (\text{П-3})$$

Решение этого уравнения [Л. 1] при тех же краевых условиях значительно проще и удобнее для анализа:

$$\tau = q R_x S l + \frac{q l^2}{2 \lambda_x} \left[1 - \left(\frac{x}{l} \right)^2 \right]. \quad (\text{П-4})$$

В тех случаях, когда нельзя пренебречь теплоотдачей по оси y , представляется целесообразным для практических инженерных расчетов найти приближенное решение уравнения (П-1) в виде (П-4) и оценить погрешность.

Распределение температуры в катушке по оси x вызывается не всем тепловым потоком, а только той его частью, которая распространяется по оси x . Эта часть теплового потока в [Л. 1] определена с помощью коэффициента k :

$$q - \lambda \tau = q_x = k q. \quad (\text{П-5})$$

Из (П-2) и (П-5) следует:

$$k = \frac{q - \lambda \tau}{q} = \frac{\text{ch} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} x}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \text{sh} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + \text{ch} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l}. \quad (\text{П-6})$$

Таким образом, коэффициент, учитывающий ту часть тепла, которая распространяется по оси x , является функцией гиперболического косинуса от координаты, и исходное уравнение (П-1) может быть записано в виде

$$\lambda_x \frac{d^2 \tau}{dx^2} + k q = 0, \quad (\text{П-7})$$

причем уравнения (П-1) и (П-7) тождественны. Для того чтобы решение получилось в виде (П-4), коэффициент k должен быть постоянен (не должен зависеть от τ или x).

В центре катушки (при $x=0$) коэффициент k равен:

$$\begin{aligned}
 k &= \frac{1}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \operatorname{sh} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + \operatorname{ch} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l} \approx \\
 &\approx \frac{1}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + \left(1 + \frac{\lambda^2}{2\lambda_x}\right)} = \\
 &= \frac{1}{R_x S l \frac{1}{R_y S l} + 1 + \frac{l^2}{2\lambda_x} \frac{1}{R_y S l}} = \\
 &= \frac{R_y}{R_x + R_{\text{вн}} + R_y}; \quad (\text{П-8})
 \end{aligned}$$

здесь $\lambda S l = \frac{1}{R_y}$, $\frac{l}{2\lambda_x S} = R_{\text{вн}}$.

На торце катушки (при $x = l$)

$$\begin{aligned}
 k &= \frac{1}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \operatorname{th} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + 1} \approx \\
 &\approx \frac{1}{\lambda_x R_x S \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} \sqrt{\frac{\lambda}{\lambda_x}} l + 1} = \frac{R_y}{R_x + R_y}. \quad (\text{П-9})
 \end{aligned}$$

Такие же формулы для определения коэффициента k были получены в [Л. 1] непосредственно из эквивалентной тепловой схемы обмотки возбуждения.

Коэффициент k , определенный по приближенным формулам (П-9) и (П-8) для значений параметров, которые имеют место в электрических машинах, получается на 10—30% больше точных значений. Для того чтобы решение рассматриваемой задачи получить в виде параболического закона типа (П-4), в [Л. 1] предложено принимать коэффициент k постоянным и равным его значению в точке $x=0$ по формуле (П-8). Таким образом, выбирается постоянное значение k в точке,

удобной для практических расчетов ($x=0$) и имеющей заниженное значение коэффициента по сравнению со средним на 10—30%, но рассчитывается эта величина по приближенной формуле (П-8), которая дает завышенное значение по сравнению с точным на 10—30%. Из этого не следует, что ошибки всегда полностью компенсируют друг друга, но они принципиально всегда имеют разные знаки и примерно один порядок. Расчеты показывают, что максимальная погрешность (в точке $x=0$) при определении температуры по формуле

$$\tau = kqR_x S l + \frac{kql^2}{2\lambda_x} \left[1 - \left(\frac{x}{l} \right)^2 \right] \quad (\text{П-10})$$

по сравнению с точным значением, найденным из выражения (П-2) для обмоток возбуждения электрических машин, лежит в пределах 5—10%. Например, для обмотки, рассчитанной в качестве примера [Л. 1], максимальная погрешность при определении температуры равна 3%; для примера расчета в настоящей статье — 1%.

Рассмотренный метод приближенного решения уравнения стационарной теплопроводности применим также к катушкам электрических аппаратов, пакетам сердечников и т. д.

Литература

1. Васильев Ю. К., Уточненный тепловой расчет одно-рядных обмоток возбуждения, «Электричество», 1965, № 6.
2. Васильев Ю. К. и Богаенко И. Н., Экспериментальное исследование нагрева и вентиляции тягового двигателя магистральных электропоездов, «Электричество», 1964, № 2.
3. Васильев Ю. К., О нелинейности уравнения нагрева электротехнических конструкций, «Электричество», 1954, № 4.
4. Бочаров В. И. и Золотарев П. А., Тяговые двигатели электропоездов переменного тока. Всесоюзное издательско-полиграфическое объединение МПС, 1962.
5. Смирнов В. И., Курс высшей математики, т. II, Гостехиздат, 1948.
6. Рихтер Р., Электрические машины, т. I, ОНТИ, 1935.
7. Кондратьев Г. М., Регулярный тепловой режим, ГТТИ, 1954.

[15.11.1965]



УДК 537.312.62:621.313.32

О некоторых особенностях синхронной машины со сверхпроводящей обмоткой возбуждения

Доктор техн. наук, проф. И. И. ТРЕЩЕВ

Ленинград

После открытия явления сверхпроводимости и особенно после получения так называемых жестких сверхпроводников успешно проводились работы по использованию этого интересного явления в различных областях техники. В частности, были предложены конструкции электрических машин и трансформаторов большой мощности [Л. 1 и 2]. Однако получение низких температур (порядка 4° К и менее) связано с серьезными техническими трудностями. Пока еще не решен вопрос о резком уменьшении потерь в сверхпроводниках на переменном токе. Кроме того, сверхпроводящие материалы еще очень дороги.

Все это приводит к необходимости проектировать электрические машины со сверхпроводящими обмотками лишь на большие индукции (3—4 т и более), что значительно превышает предел насы-

щения стали. Поэтому в таких машинах стальной магнитопровод отсутствует, а ротор изготавливается из прочного изолирующего материала, например тефлона. Отсутствие стали в роторе позволяет использовать освободившееся место для размещения увеличенного объема проводников обмотки, а большие индукции резко увеличивают индуктированную э. д. с. на один виток. Кроме того, сверхпроводящие материалы допускают резкое увеличение плотности тока, поэтому можно добиться значительного уменьшения веса и габаритов таких машин, а также существенно увеличить их к. п. д.

Машины, о которых идет речь, можно выполнить со сверхпроводящими обмотками статора и ротора либо только со сверхпроводящей обмоткой возбуждения, расположенной на роторе (как у обычных машин) или на статоре. Из-за техниче-

ских трудностей использования криогенной техники для вращающихся конструкций предпочтение отдают машинам с неподвижной обмоткой возбуждения из сверхпроводящего материала. В этом случае вопрос о повышенных потерях на переменном токе в установившемся режиме практически отпадает.

Однако синхронная машина может иметь и стальной магнитопровод, если снизить индукции до допустимых пределов. Такую машину удобно сравнить с обычной синхронной машиной и установить ее свойства в динамических режимах, а затем уже оценить свойства машины без стального магнитопровода.

В статье рассматриваются особенности синхронной машины со стальным магнитопроводом и с «вмороженным» магнитным потоком, т. е. машины со сверхпроводящей обмоткой возбуждения.

Предполагается, что параметры и соотношения между ними остаются в данном случае примерно теми же, что и у обычных синхронных машин. Влияние регулятора напряжения не учитывается.

Трехфазное короткое замыкание. Напишем уравнения синхронной машины с «вмороженным» потоком (СМВП), принимая допущения и обозначения как обычно [Л. 3]:

для обмотки якоря

$$\left. \begin{aligned} u_d &= i_d r + \frac{d\psi_d}{dt} - \psi_q; \\ u_q &= i_q r + \frac{d\psi_q}{dt} + \psi_d, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= x_d i_d + x_{af} i_f; \\ \psi_q &= x_q i_q, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

для сверхпроводящей обмотки возбуждения

$$\psi_f = \Psi_{f0} = x_f i_f + x_{fa} i_a = \text{пост.} \quad (3)$$

Предположим для простоты, что перед коротким замыканием генератор находился в режиме холостого хода, т. е.

$$\Psi_{f0} = x_f I_{f0}$$

или

$$\Psi_{f0} = \frac{x_f}{x_{af}} E_m = \frac{x_f}{x_{af}} E'_d, \quad (4)$$

где E_m — амплитуда э. д. с. холостого хода.

E'_d — э. д. с. за переходным индуктивным сопротивлением.

Из (3), (4) и (2) находим:

$$\psi_d = E_m + x'_d i_d, \quad (5)$$

где

$$x'_d = x_d - \frac{x_{af} x_{fa}}{x_f}.$$

Уравнения (1) с учетом (2) и (5) принимают вид:

$$\left. \begin{aligned} u_d &= i_d r + x'_d \frac{di_d}{dt} - x_q i_q; \\ u_q &= i_q r + x_q \frac{di_q}{dt} + x'_d i_d + E_m. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Как видно, уравнения для СМВП отличаются от уравнений для обычной машины тем, что параметр x_d заменен на x'_d . Поэтому можно вос-

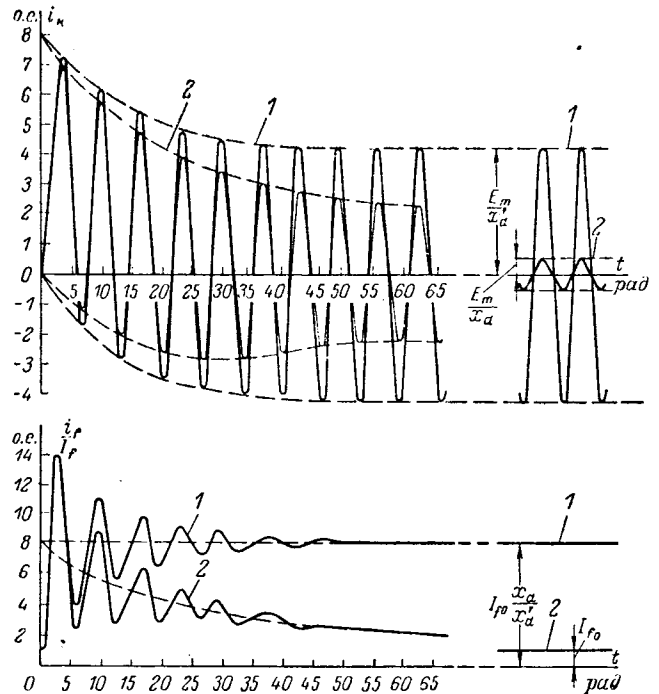


Рис. 1. Токи в фазе статора (верхние кривые) и обмотке возбуждения (нижние кривые) при трехфазном коротком замыкании машины 625 кВА.

1 — СМВП; 2 — обычная синхронная машина без демпферной обмотки.

пользоваться известными формулами и учесть лишь эту замену параметров. В частности при трехфазном коротком замыкании СМВП для тока якоря в фазе a получаем формулу

$$\begin{aligned} i_{ka} &= -\frac{E_m}{x'_d} \cos(t + \gamma_0) - \\ &- E_m \left(\frac{1}{2x_q} - \frac{1}{2x'_d} \right) e^{-\frac{t}{T_a}} \cos(2t + \gamma_0) + \\ &+ E_m \left(\frac{1}{2x_q} + \frac{1}{2x'_d} \right) e^{-\frac{t}{T_a}} \cos \gamma_0. \end{aligned} \quad (7)$$

Ток в обмотке возбуждения равен:

$$i_f = I_{f0} \frac{x_d}{x'_d} - I_{f0} \left(\frac{x_d}{x'_d} - 1 \right) e^{-\frac{t}{T_a}} \cos t. \quad (8)$$

Из этих формул видно, что установившиеся значения токов в фазе якоря и обмотке возбуждения возрастают в x_d/x'_d раз по сравнению с соответствующими токами обычных синхронных машин. Это существенно отражается на основных свойствах СМВП.

На рис. 1 показаны кривые токов якоря и возбуждения при трехфазном коротком замыкании СМВП и для сравнения — кривые обычной машины той же мощности без демпферной обмотки. Из этих кривых видно, что ударный ток короткого замыкания в обоих случаях практически одинаков. Однако в дальнейшем у СМВП процесс протекает значительно тяжелее, особенно если судить по тепловому режиму обмотки якоря. Задержка в отключении короткого замыкания СМВП более опасна,

Резкое увеличение тока в обмотке возбуждения приводит к необходимости уменьшить номинальный ток в ней до такой величины, которая при коротком замыкании не превысила бы критического значения, нарушающего сверхпроводимость.

Если в машине предусмотрена демпферная обмотка из сверхпроводящего материала, то короткое замыкание становится еще более опасным, так как установившиеся токи возрастают в x_d/x''_d раз по сравнению с токами обычной синхронной машины.

Отключение короткого замыкания. Как известно, после отключения короткого замыкания начальное напряжение синхронной машины сильно уменьшается за счет уменьшения магнитного потока из-за реакции якоря при коротком замыкании. Если отключение произошло на стадии установившегося короткого замыкания, то амплитуда напряжения у машины без демпферной обмотки обычно определяется по формуле

$$u_m \approx E_m \left[1 - e^{-\frac{t}{T_{d0}}} + \frac{x'_d}{x_d} e^{-\frac{t}{T_{d0}}} \right], \quad (9)$$

где T_{d0} — постоянная времени обмотки возбуждения. Начальное значение напряжения (при $t=0$) равно:

$$u_{m0} = E_m \frac{x'_d}{x_d}, \quad (9a)$$

т. е. уменьшается по сравнению с напряжением при холостом ходе в x_d/x'_d раз (например, для машины 625 кВа — в $\frac{1,98}{0,24} = 8,25$ раза).

Для СВМП в формуле (9) нужно принять $x_d = x'_d$, а $T_{d0} = \infty$. Получаем:

$$u_{m0} = E_m,$$

т. е. напряжение после отключения короткого замыкания сразу восстанавливается.

То же самое имеет место, если демпферная обмотка СВМП выполнена из сверхпроводящего материала. В противном случае напряжение после отключения короткого замыкания равно:

$$u_m = E_m \left(1 - \frac{x'_d - x''_d}{x'_d} e^{-\frac{t}{T''_{d0}}} \right), \quad (10)$$

где T''_{d0} — постоянная времени демпферной обмотки при разомкнутой обмотке статора и сверхпроводящей обмотки возбуждения.

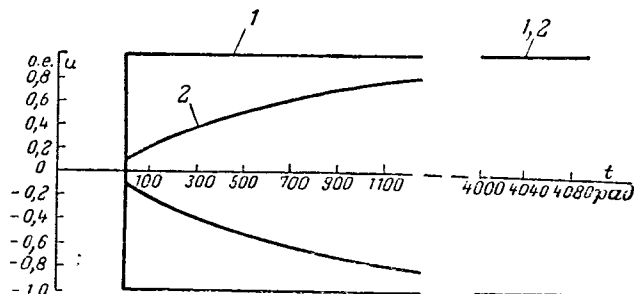


Рис. 2. Нарастание напряжения после отключения короткого замыкания машины 625 кВа.
1 — СВМП; 2 — обычная без демпферной обмотки.

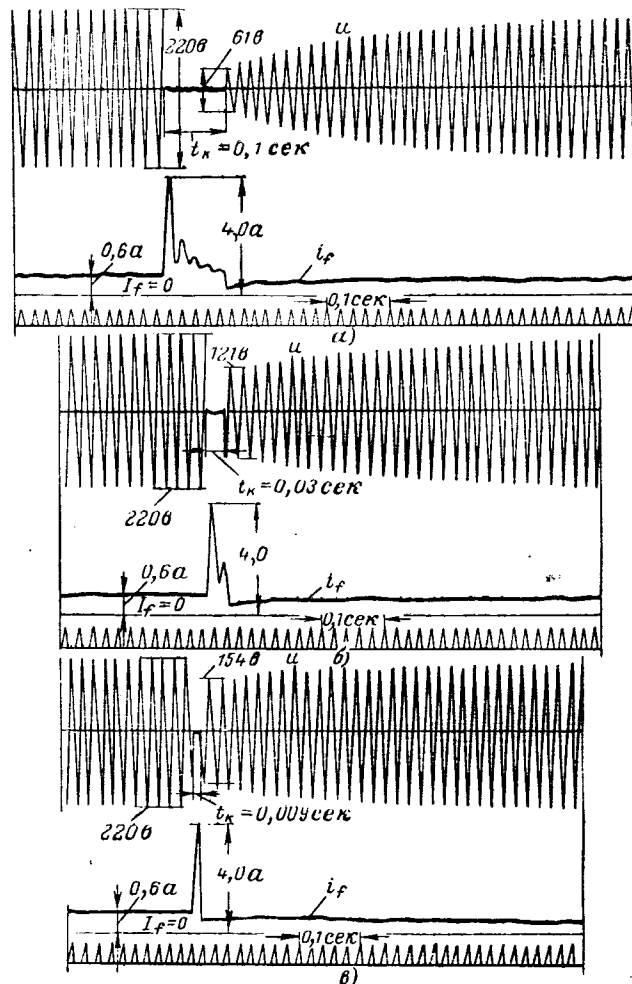


Рис. 3. Осциллограммы нарастания напряжения и изменения тока в обмотке возбуждения после отключения короткого замыкания синхронной машины 28,2 кВа.
а — $t_k = 0,1$ сек; б — $t_k = 0,03$ сек; в — $t_k = 0,009$ сек.

Начальное значение амплитуды напряжения в этом случае согласно (10) определяется по формуле

$$u_{m0} = E_m \frac{x''_d}{x'_d}, \quad (10a)$$

т. е. оно возрастает по сравнению с той же величиной для обычной машины в $\frac{x_d}{x'_d}$ раз.

На рис. 2 наглядно видно преимущество СВМП, так как для обычной синхронной машины в этом режиме должна быть предусмотрена большая по величине и быстродействию форсировка возбуждения, иначе возможно нарушение устойчивости асинхронной нагрузки, и в частности, даже полное нарушение нормальной работы автономной энергосистемы. В то же время в СВМП осуществляется такое саморегулирование, которое полностью исключает указанное опасное явление.

Изложенное можно достаточно хорошо подтвердить экспериментально, если учесть, что в начале процесса короткого замыкания обмотку возбуждения вполне допустимо принимать за сверхпроводник. Поэтому с уменьшением продол-

жительности короткого замыкания, как это видно из осциллограмм на рис. 3, начальное напряжение после отключения короткого замыкания возрастает, причем характер протекания процесса в обычной машине все более приближается к тому, что происходит в СМВП по мере уменьшения продолжительности короткого замыкания t_k . В пределе, т. е. при $t_k \rightarrow 0$, отключение короткого замыкания будет происходить одинаково в обеих машинах.

Изменение напряжения при увеличении нагрузки. Предположим для простоты, что к генератору подключается индуктивная нагрузка x_L . При этом уравнения (6) для СМВП имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} i_d r + x'_d \frac{di_d}{dt} - x_q i_q &= -x_L \left(\frac{di_d}{dt} - i_q \right); \\ i_q r + x_q \frac{di_q}{dt} + x'_d i_d + E_m &= -x_L \left(\frac{di_q}{dt} + i_d \right). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Если принять те же упрощения, что и выше, определить из (11) токи i_d , i_q , затем напряжения u_d , u_q и подставить последние в формулу

$$u_a = u_d \cos(t + \gamma_0) - u_q \sin(t + \gamma_0), \quad (12)$$

то получим:

$$\begin{aligned} u_a &= -\frac{x_L E_m}{x'_d + x_L} \sin(t + \gamma_0) - \\ &- E_m e^{-\alpha t} \frac{x_L (x'_d - x_q)}{(x'_d + x_L)(x_q + x_L)} \sin \gamma_0. \end{aligned} \quad (13)$$

На рис. 4 показана кривая изменения напряжения u_a , построенная по формуле (13) для синхронного генератора 625 кВа. Как видно, периодическая составляющая напряжения уменьшается при $t=0$ на величину

$$\Delta U_m = \frac{x'_d}{x'_d + x_L} E_m \quad (14)$$

и, кроме того, смещается от оси симметрии за счет апериодической составляющей. После затухания последней напряжение остается симметричным и неизменным, но с уменьшенной амплитудой. На том же рисунке показано изменение напряжения обычной синхронной машины 625 кВа. В начале процесса разницы не наблюдается, а затем напряжение обычной машины при отсутствии регулятора

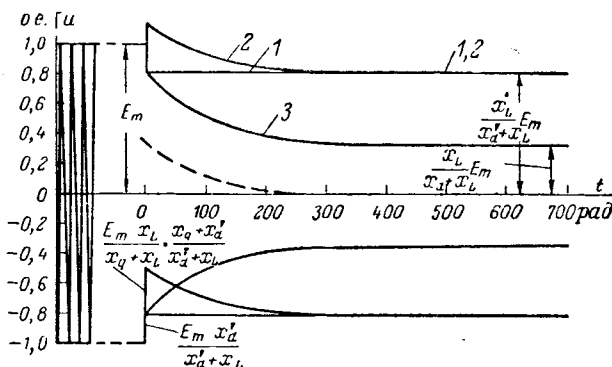
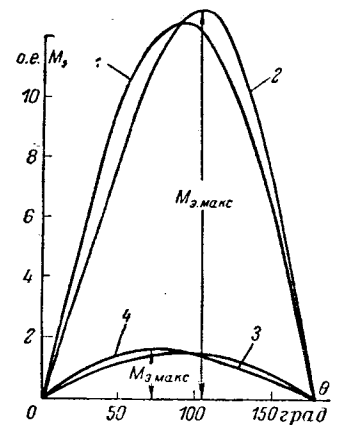


Рис. 4. Изменение напряжения при индуктивной нагрузке.

1 — СМВП; периодическая составляющая напряжения; 2 — СМВП; с учетом апериодической составляющей напряжения; 3 — обычная машина без демпферной обмотки; периодическая составляющая напряжения; 4 — обычная машина с демпферной обмоткой; периодическая составляющая напряжения.

Рис. 5. Электромагнитный момент вращения машины 625 кВа.

1 — СМВП; без учета составляющей двойной частоты; 2 — СМВП; с учетом составляющей двойной частоты; 3 — обычная машина; без учета составляющей двойной частоты; 4 — обычная машина; с учетом составляющей двойной частоты.



уменьшается и в установившемся режиме падение напряжения достигает величины

$$\Delta U_m = \frac{x_d}{x_d + x_L} E_m,$$

т. е. значительно больше, чем у СМВП. Это обстоятельство весьма важно в тех случаях, когда по каким-либо причинам генератор работает без регулятора напряжения. В ряде случаев СМВП позволяет, например, допустить работу с ручным регулированием напряжения. Одновременно возникает техническая задача регулирования магнитного потока СМВП при увеличении нагрузки с целью поддержания постоянства напряжения. Мы здесь не останавливаемся на возможных вариантах решения этой задачи. Однако очевидно, что габариты и вес аппаратуры системы регулирования напряжения СМВП будут значительно меньше, так как ее напряжение поддерживается постоянным в основном за счет саморегулирования.

Статическая и динамическая устойчивость. Для СМВП тем же способом, что и для нормальной машины, можно получить следующую формулу, выражающую в относительных единицах электромагнитный момент вращения:

$$M_a = \frac{UE'_d}{x'_d} \sin \theta + \frac{U^2}{2} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x'_d} \right) \sin 2\theta. \quad (15)$$

Эта же формула для обычной синхронной машины имеет вид:

$$M_s = \frac{UE}{x_d} \sin \theta + \frac{U^2}{2} \left(\frac{1}{x_q} - \frac{1}{x_d} \right) \sin 2\theta. \quad (15a)$$

На рис. 5 показаны кривые, построенные по формуле (15) и (15a) для машины 625 кВа. Как видно, максимальное значение $M_{a, \max}$ у СМВП возрастает в данном случае примерно в 8 раз, что резко повышает устойчивость машины. Кроме того, составляющая момента двойной частоты, обусловленная магнитной асимметрией, вызывает смещение максимума вправо ($M_{a, \max}$ наступает при $\theta = 105^\circ > 90^\circ$), что также благоприятно сказывается на устойчивости.

Таким образом, для СМВП условие

$$\left(\frac{\partial M_a}{\partial \theta} \right)_{\theta=\theta_n} > 0$$

выполняется при значительно большем снижении напряжения, вызванном, например, короткими

замыканиями в сети. Статическая и динамическая устойчивость СМВП при нагрузке соответственно возрастают по сравнению с обычной машиной.

Как известно, для предупреждения самораскачивания машины нужно обеспечить положительное демпфирование за счет устройства поперечной или полной демпферной обмотки. Чаще всего СМВП по конструктивным и другим, изложенным выше, соображениям будет проектироваться без демпферной обмотки. В этом случае требуется выполнение следующего упрощенного неравенства [Л. 4]:

$$r < r_{кр} = x_d \operatorname{tg} \theta, \quad (16)$$

где $r_{кр}$ — критическое сопротивление обмотки якоря.

Неравенство (16) для СМВП и обычной синхронной машины практически останется одинаковым. Однако отсутствие рассеяния энергии в сверхпроводящей обмотке возбуждения ($r_f = 0$) сказывается неблагоприятно. Согласно критериям Гурвица, примененным к исходным дифференциальным уравнениям, СМВП оказывается на границе устойчивости. Но при этом самораскачивание практически исключается, а возможно лишь монотонное увеличение θ или так называемое «сползание» ротора. Последнее тоже практически маловероятно из-за большого запаса перегрузочной способности СМВП, о чем сказано выше.

Запас статической и динамической устойчивости СМВП позволяет уменьшить о. к. з., воздушный зазор и соответственно габариты машины.

О расчете допустимых токов. Для обеспечения работы СМВП без нарушения сверхпроводимости необходимо, чтобы при всех режимах ток в обмотке возбуждения не превысил критического значения I_{fc} . Наибольшие токи будут, очевидно, при коротких замыканиях, в частности, при трехфазном замыкании.

Из (8) находим время наступления максимума тока i_f в этом режиме

$$t_{f\max} = -\operatorname{arctg} \frac{1}{T_a}$$

или без учета затухания

$$t_{f\max} = \pi.$$

При этом

$$I_{f\max} = I_{fy} \left(2 \frac{x_d}{x'_d} - 1 \right). \quad (17)$$

Для поддержания сверхпроводящего состояния обмотки возбуждения должно выполняться условие

$$I_{f\max} < I_{fc}$$

или согласно (17)

$$I_{fy} < \frac{I_{fc}}{2 \frac{x_d}{x'_d} - 1}. \quad (18)$$

Определив из (3) и (4) ток i_d и принимая его максимальное значение за ударный ток короткого замыкания $I_{уд}$, находим:

$$I_{уд} \leq \frac{2I_{fc}x_{af} \left(\frac{x_d}{x'_d} - 1 \right)}{(x_d - x'_d) \left(2 \frac{x_d}{x'_d} - 1 \right)}.$$

Или, учитывая известную формулу

$$I_{уд} = \frac{1.8 \cdot 1.05 \sqrt{2} U_n}{x'_d},$$

получаем неравенство, при котором обеспечивается работа СМВП без нарушения сверхпроводящего состояния

$$\frac{x_d}{x'_d} \leq \left(\frac{1}{2} + \frac{I_{fc}x_{af}}{1.8 \cdot 1.05 \sqrt{2} U_n} \right). \quad (19)$$

Увеличение x'_d ограничено внезапным уменьшением напряжения при нагрузке, поэтому неравенство (19) можно выполнить лишь за счет уменьшения x_d , что означает увеличение о. к. з. или воздушного зазора, т. е. ухудшение использования машины. Таким образом, обеспечение работы СМВП без нарушения сверхпроводящего состояния возможно за счет ухудшения весогабаритных показателей, что снижает одно из основных достоинств таких машин.

Выше речь шла о машинах со стальным магнитопроводом. При больших индукциях и отсутствии стального магнитопровода потоки обмотки возбуждения и реакции якоря проходят полностью по воздуху или немагнитным материалам, что существенно изменяет соотношение между потоком взаимной индукции и потоками рассеяния обмоток. Магнитное сопротивление потока взаимной индукции при сохранении старых конструктивных форм возрастает в большей степени, чем для потока рассеяния, что приводит к изменению индуктивных сопротивлений рассеяния обмоток статора и ротора. Это повлияет на x'_d и ряд других величин. В результате у таких машин токи короткого замыкания и напряжение при внезапном увеличении нагрузки будут другими. Соответственно изменятся и остальные свойства машины, о которых говорилось выше.

Вывод. Из краткого обзора свойств синхронных машин с «вмороженным» потоком (СМВП) видно, что за счет саморегулирования они обладают высокими динамическими свойствами: напряжение у них восстанавливается сразу же после отключения короткого замыкания, значительно выше статическая и динамическая устойчивость, требования к регуляторам напряжения могут быть предъявлены менее жесткие и ряд других. Однако применение таких машин на практике пока связано с серьезными техническими трудностями и требует дальнейших исследований в направлении использования криогенной техники и сверхпроводящих материалов.

Литература

1. McFee R., Applications of Superconductivity to the Generation and Distribution of Electric Power, Electrical Engineering, 1962, № 2.
2. McFee R., The Feasibility of Superconducting Power Transformers, Electrical Engineering, 1961, № 10.
3. Трещев И. И., Несимметричные режимы машин переменного тока, изд-во «Судостроение», 1965.
4. Вагнов А. И., Основы теории переходных процессов синхронной машины, Госэнергоиздат, 1960.

[5.5.1966]

Топологический анализ симметричных электрических и электронных цепей

Профессор А. А. СОКОЛОВ

Московский энергетический институт

В автоматике, измерительной технике, электронике широко применяются электрические симметричные схемы, имеющие ряд существенных преимуществ, среди которых наиболее важными являются радикальное ослабление возмущающих факторов и резкое увеличение надежности. Например, в схемах балансных усилительных каскадов постоянного тока влияние изменений питающих напряжений, окружающей температуры, старения ламп и элементов схемы на выходное напряжение в несколько сотен раз меньше, чем в небалансной схеме. Кроме того, нелинейные искажения и положительная обратная связь через источник анодного питания резко ослаблены.

Расчет новых, более совершенных и более сложных симметричных схем с помощью законов Кирхгофа требует слишком больших затрат труда и времени. Здесь предлагается метод быстрого расчета симметричных схем с помощью теоремы деления.

Теорема деления. Симметричная пассивная или активная схема эквивалентна ее половине, полученной посредством деления исходной схемы по оси симметрии, совпадающей с направлением прохождения сигнала. При этом ветви, разделенные осью

полного входного напряжения, подведенного к входным узлам. Поэтому чтобы в эквивалентной схеме на половине сопротивления нагрузки было полное выходное напряжение исходной схемы, нужно ко входу эквивалентной схемы подвести полное входное напряжение исходной схемы.

Выходное сопротивление исходной схемы равно удвоенному выходному сопротивлению эквивалентной схемы относительно половины сопротивления нагрузки.

При расчете электрических схем число расчетных операций быстро возрастает с увеличением числа узлов схемы. Число узлов эквивалентной схемы, полученной после применения теоремы деления, приблизительно равно половине числа узлов исходной симметричной схемы. Поэтому применение теоремы деления дает резкое сокращение расчетного труда.

Пример расчета пассивной схемы. На рис. 1,а и б даны пассивная симметричная электрическая схема и ее эквивалентная схема, полученная после применения теоремы деления. Используя рис. 1,б и известные топологические правила [Л. 1], записываем без промежуточных выкладок уравнение для коэффициента передачи исходной схемы на рис. 1,а:

$$\frac{u_2}{u_1} = H = \frac{abc(g+h+i) + abgh}{[(a+d)b + e(a+b+d)][(i+g)(c+h+k) + h(c+k)] + [gi(c+h+k) + chi + ck(g+h+i)][a+b+d]}.$$

симметрии вдоль, замыкаются накоротко, а середины ветвей, разделенных осью симметрии поперек, заземляются. Входное напряжение исходной схемы полностью подводится ко входу одной рассматриваемой половины схемы замещения. Выходное напряжение на половине сопротивления нагрузки (включенной между симметричными точками) в схеме замещения равно выходному напряжению на полном сопротивлении нагрузки в исходной схеме.

Доказательство. При наличии входного сигнала падение напряжения на ветвях, разделяемых осью симметрии вдоль, равно нулю; следовательно, эти ветви в схеме замещения нужно замкнуть накоротко.

Каждая ветвь, включенная между симметричными точками обеих половин исходной симметричной электрической схемы, разделяется осью симметрии на две равные части. В середине каждой такой ветви получается точка деления, напряжение в которой относительно оси симметрии не изменяется как при отсутствии, так и при наличии сигнала. Следовательно, эти точки неизменного напряжения можно считать заземленными. Ось симметрии удобно представить в виде заземленного провода, не имеющего электрического сопротивления.

В исходной схеме напряжение между осью симметрии и любым входным узлом равно половине

Пример расчета активной схемы. На рис. 2,а, б и в приведены активная симметричная схема, ее схема замещения, полученная после применения теоремы деления, и топологическая схема замещения

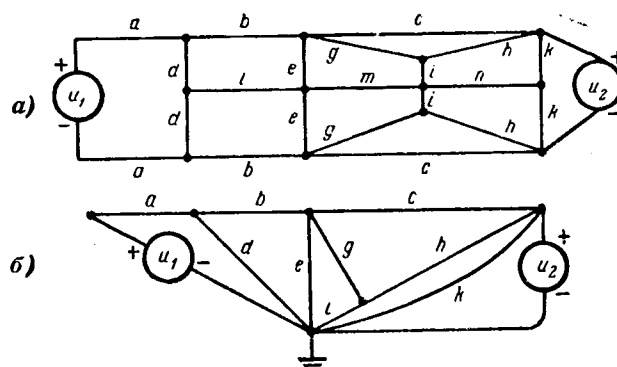


Рис. 1.

[Л. 2]. Из рис. 2,в и известных топологических правил [Л. 2] непосредственно находим коэффициент передачи напряжения для исходной схемы на рис. 2,а:

$$\frac{u_2}{u_1} = H =$$

$$= \frac{S(g_i + g_k + S)}{g_k(2g_i + 2g_0 + S) + (g_i + S)(2g_0 + g_i + S)} =$$

$$= \frac{\mu[R_i + (1 + \mu)R_k]R_0}{R_i[2R_i + (2 + \mu)R_0] + (1 + \mu)[2R_i + (1 + \mu)R_0]R_k}.$$

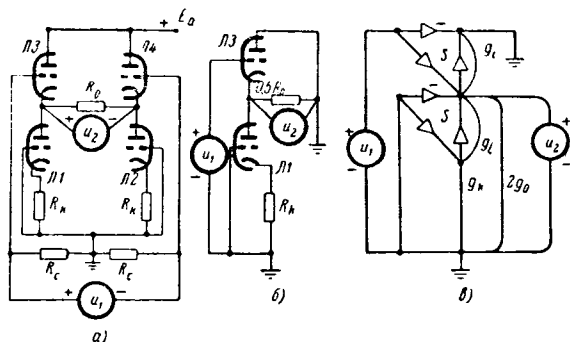


Рис. 2.

Обобщение теоремы деления для пассивных схем с перекрестными связями. Перекрестные связи в симметричных схемах образуются ветвями, соединяющими пары несимметричных узлов, принадлежащих различным половинам схемы. Схемы с такими связями используются в электрических фильтрах. В последние годы разработано также много вариантов симметричных усилительных схем с перекрестными связями, которые позволяют значительно улучшить некоторые параметры усилителей.

Для схемы с перекрестными связями необходимо выполнить следующие расчетные операции:

- 1) исключить ветви перекрестных связей;
- 2) разделить схему по оси симметрии;
- 3) замкнуть ветви, разделенные осью симметрии вдоль;

- 4) заземлить ветви, разделенные осью симметрии поперек;

- 5) ко входу полученной схемы замещения подвести полное напряжение входного сигнала в исходной схеме;

- 6) в числителе коэффициента передачи вместо проводимостей α_i продольных ветвей (к концам которых присоединены перекрестные ветви β_i) надо брать разности $\alpha_i - \beta_i$;

- 7) в знаменателе коэффициента передачи вместо α_i записывать суммы $\alpha_i + \beta_i$;

- 8) в знаменатель коэффициента передачи добавить слагаемое $4\alpha_i\beta_i\Delta$, где Δ — минор уравнений схемы замещения, полученной после замыкания в ней пары узлов, к которым примыкают ветви перекрестных связей, и которые находятся ближе к выходу схемы.

Доказательство. Разности $\alpha_i - \beta_i$ в числителе коэффициента передачи получаются в связи с тем, что направления пути сигнала через выходной измерительный прибор различны при обходе по продольным ветвям α_i и по перекрестным ветвям β_i . Суммы $\alpha_i + \beta_i$ получаются потому, что ветви α_i и β_i соединяются параллельно при расчете соответствующих миноров. Слагаемое вида $4\alpha_i\beta_i\Delta$ в знаменателе коэффициента передачи получается при расчете схем, у которых ветви перекрестных связей не примыкают ко входным узлам исходной схемы.

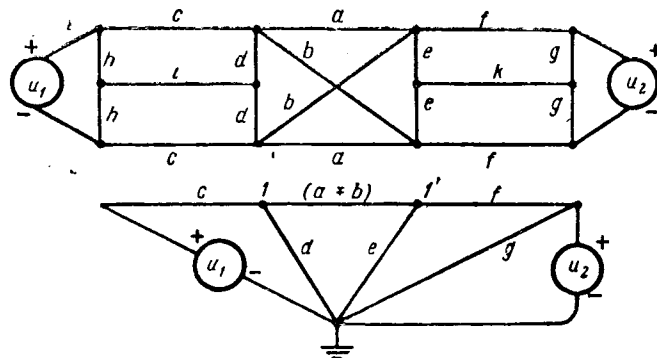


Рис. 3.

Пример расчета. На рис. 3, а и б показаны — пассивная схема с перекрестными связями и ее схема замещения. По обобщенной теореме деления непосредственно находим:

$$\frac{u_2}{u_1} = H =$$

$$= \frac{c(a - [(c+d)(a+b) + e(a+b+c+d)](f+g) + fg(a+b+c+d) + -b)f}{+ 4ab(f+g)}.$$

Расчет активных схем с перекрестными связями.

При проектировании схем электронных вычитателей и компараторов необходимо обеспечить достаточно большое ослабление синфазных напряжений. Это требование приводит к тому, что в схемах симметричных балансных каскадов оказываются пригодными только перекрестные связи между катодными и сеточными цепями обеих половин схемы.

Схему с такими связями можно рассчитать, применяя теорему деления со следующими дополнениями:

- 1) после деления схемы по оси симметрии, и составления топологической схемы замещения (одной половины исходной схемы) в числитель коэффициента передачи необходимо вводить удвоенную крутизну ламп, охваченных перекрестными катодно-сеточными связями;

- 2) в знаменатель необходимо добавить сумму вида $\sum p_i \Delta_i$ для активных деревьев, вычисленную по направлению контура передачи сигнала, начиная с первого узла обратной связи.

Здесь активным называется дерево, содержащее путь хотя бы с одним унистором, направленным к земле. Узлом обратной связи называем узел, из которого провод перекрестной связи поступает на сетку лампы, находящейся в другой половине схемы.

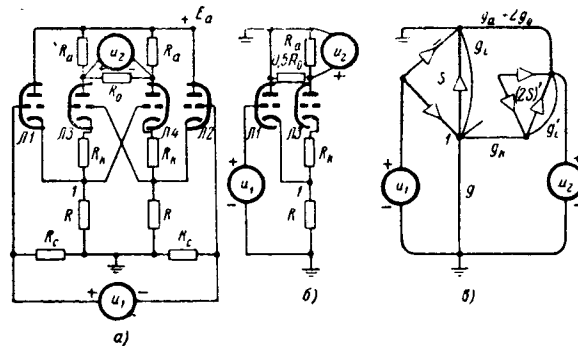
Таким образом, передаточная функция симметричной схемы с катодно-сеточными перекрестными связями имеет следующий общий вид:

$$H = \frac{\sum p'_k \Delta'_k (2S)}{\sum p_k \Delta_k + \sum p_i \Delta_i}.$$

Доказательство. Удвоение крутизны ламп, охваченных перекрестными катодно-сеточными связями,

получается потому, что на сетку и катод такой лампы напряжения сигнала поступают с противоположными знаками, что удваивает воздействие сигнала на анодный ток. Добавление суммы вида $\sum R_i \Delta_i$ отображает изменение внутреннего сопротивления схемы, вносимое перекрестными связями.

Пример расчета. На рис. 4, а, б и в показаны симметричная электронная схема с перекрестными катодно-сеточными связями, ее схема замещения, полученная при помощи теоремы деления, и топологическая схема замещения. Из последней схемы и из приведенных выше правил без промежуточных расчетов находим уравнение коэффициента передачи схемы:



ние одинаково по всей средней длине магнитной силовой линии, а характеристика намагничивания та же, что и у реального сердечника.

При физическом моделировании можно не моделировать скин-эффект, магнитные потери, вязкость, потоки рассеяния и т. п. Указанные процессы будут иметь место в модели, хотя и не будут полностью идентичными оригиналу.

Возможность не учитывать отдельные физические процессы при рассмотрении какого-либо основного явления должна быть оценена для каждого конкретного случая в отдельности.

Сказанное выше позволяет отказаться от моделирования по уравнениям поля и перейти к моделированию по уравнениям цепей. Рассмотрим условия подобия модели и оригинала с точки зрения теории цепей. Для сложной электрической цепи на основании законов Кирхгофа может быть составлена следующая замкнутая система уравнений:

$$\left. \begin{aligned} \sum_{j=1}^{i=p} i_{jk} &= 0; \\ \sum_{j=1}^{i=p} U_{jn} &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1a) \quad (1b)$$

где $k=1, 2, 3, \dots, (q-1)$;

$n=1, 2, 3, \dots, (p-q+1)$;

i_j, u_j — ток j -й ветви и напряжение на ее концах;
 p, q — количество ветвей и узлов рассматриваемой схемы.

В каждой ветви в общем случае может быть несколько источников э. д. с., активное, индуктивное и емкостное линейные сопротивления и по одной обмотке на имеющихся в цепи нелинейных элементах. Тогда напряжение на концах j -й ветви можно определить по следующему выражению:

$$U_j = i_j R_j + L_j \frac{di_j}{dt} + \frac{1}{C_j} \int i_j dt + \sum_{h=1}^{h=m} \omega_{jh} S_h \frac{dB_h}{dt} + \sqrt{2} \sum_{s=1}^{s=a} U_{js} \sin(\omega_s t + \psi_s), \quad (2)$$

где R_j, L_j, C_j — активное сопротивление, индуктивность и емкость;

ω_{jh} — количество витков j -й ветви на магнитном элементе h ;

S_h — поперечное сечение магнитопровода элемента h ;

B_h — мгновенное значение индукции в элементе h ;

$\sqrt{2} \sum_{s=1}^{s=a} U_{js} \sin(\omega_s t + \psi_s)$ — сумма источников э. д. с. в j -й ветви;

m — количество нелинейных элементов в схеме;

a — количество э. д. с. в схеме;

U_{js} — действующее значение напряжения источника, включенного в j -ю цепь;

ω_s, ψ_s — угловая частота и фазовый угол источника.

Индукция в магнитопроводе элемента h связана с токами отдельных ветвей цепи известным выражением

$$B_h = \frac{\mu_{6aa}}{l_h} \left(\sum_{j=1}^{i=p} \omega_{jh} i_j \right) \varphi \left(\frac{1}{l_h H_{6aa}} \sum_{j=1}^{i=p} \omega_{jh} i_j \right). \quad (3)$$

Подставив значение индукции из выражения (3) в уравнение (2), получим:

$$U_j = i_j R_j + L_j \frac{di_j}{dt} + \frac{1}{C_j} \int i_j dt + \sqrt{2} \sum_{s=1}^{s=a} U_{js} \sin(\omega_s t + \psi_s) + \sum_{h=1}^{h=m} \frac{\mu_{6aa} \omega_{jh} S_h}{l_h} \times \times \frac{d}{dt} \left[\left(\sum_{j=1}^{i=p} \omega_{jh} i_j \right) \varphi \left(\frac{1}{l_h H_{6aa}} \sum_{j=1}^{i=p} \omega_{jh} i_j \right) \right]. \quad (4)$$

Запишем систему уравнений (1) в безразмерной форме. Для этого выберем в качестве базисных величин действующее значение напряжения U_a источника a с угловой частотой ω_a и активное сопротивление p -й ветви R_p . Умножив (1a) на R_p и поделив его на U_a , получим:

$$\sum_{j=1}^{i=p} i^*_{jk} = 0. \quad (5)$$

После деления всех членов выражения (1b) на U_a получим относительную форму системы уравнений для независимых контуров:

$$\sum_{j=1}^{i=p} U^*_{jn} = 0. \quad (6)$$

Выберем в качестве основного m -й магнитный элемент с поперечным сечением магнитопровода S_m и средней длиной магнитной силовой линии, равной l_m , у которого главной будем считать обмотку в p -й ветви. После несложных преобразований выражение (4) можно привести к следующей безразмерной форме:

$$U^*_j = i^*_j R^*_j + x^*_{Lj} \frac{di^*_j}{d\vartheta} + x^*_{Cj} \int i^*_j d\vartheta + \sqrt{2} \sum_{s=1}^{s=a} U^*_{js} \sin(\omega^*_s \vartheta + \psi_s) + \sum_{h=1}^{h+m} \rho \frac{S_h l_m \omega_{jh}}{S_m l_h \omega_{pm}} \times \times \frac{d}{d\vartheta} \left[\left(\sum_{j=1}^{i=p} \frac{\omega_{jh}}{\omega_{pm}} i^*_j \right) \varphi \left(\eta \frac{l_m}{l_h} \sum_{j=1}^{i=p} \frac{\omega_{jh}}{\omega_{pm}} i^*_j \right) \right], \quad (7)$$

где

$$\left. \begin{aligned} R^*_j &= \frac{R_j}{R_p}; \\ \vartheta &= \omega_a t; \quad \omega^*_s = \frac{\omega_s}{\omega_a}; \\ U^*_{js} &= \frac{U_{js}}{U_a}; \\ x^*_{Lj} &= \frac{\omega_a L_j}{R_p}; \\ x^*_{Cj} &= \frac{1}{\omega_a C_j R_p}; \\ \rho &= \frac{\omega \omega_{pm}^2 S_m \mu_{6aa}}{l_m R_p}; \\ U^*_j &= \frac{U_j}{U_a}; \quad \eta = \frac{U_a \omega_{pm}}{l_m R_p H_{6aa}}; \quad i^*_j = \frac{i_j R_p}{U_a}. \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

Если схемы одинаковы, то узловые и контурные уравнения для модели и оригинала не будут отличаться друг от друга. Тогда условием подобия электромагнитных явлений в двух указанных схемах будет равенство коэффициентов уравнений (8) модели и оригинала.

Кроме условий (8), необходимо, чтобы магнитопроводы оригинала и модели имели одинаковые относительные кривые намагничивания:

$$\mu^*_{*h} = \varphi(H^*_{*h}) = \text{idem.} \quad (9)$$

На основании выражений (8) и (9) можно сформулировать следующие правила для построения модели исследуемой цепи:

схема цепи модели должна быть такой же, что и схема исследуемого оригинала;

в сходственных с оригиналом ветвях цепи модели должны быть одинаковые относительные действующие значения напряжения источников э. д. с. с равными относительными угловыми частотами и фазовыми углами, а также одинаковые относительные активные, индуктивные и емкостные сопротивления;

сходственные магнитные элементы модели должны содержать магнитопроводы из того же материала, что и оригинал, причем размеры магнитопровода должны быть такими, чтобы отношения их поперечных сечений и средних длин к сечению и средней длине основного магнитопровода были одинаковыми со сходственными отношениями в оригинале. Обмотки магнитных элементов должны быть выполнены так, чтобы отношения сходственных витков отдельных элементов к количеству витков главной обмотки основного магнитного элемента были равны у модели и оригинала;

конструктивные параметры основного магнитопровода должны обеспечивать необходимые пределы изменения величин ρ и η .

Если магнитные элементы модели выполнены согласно изложенным выше правилам, то токи в ветвях цепи можно определить по следующему выражению:

$$i^*_{\xi} = F_{\xi}(R^*_{j-1}, x^*_{Lj}, x^*_{Cj}, U^*_{*s}, \omega^*_{*s}, \psi_s, \rho, \eta, \vartheta), \quad (10)$$

где $j=1, 2, 3, \dots, p$;

$s=1, 2, 3, \dots, (a-1)$.

Каждая из входящих в скобки обобщенных переменных содержит по одному независимому параметру, посредством которого может быть изменена величина переменных, что создает условия для моделирования электромагнитных процессов в исследуемой цепи:

обобщенная переменная: $R^*_{*j}; x^*_{Lj}; x^*_{Cj}; U^*_{*s}; \omega^*_{*s}; \rho; \eta; \vartheta$,
изменяемый параметр: $R_j; L_j; C_j; U_s; \omega_s; R_p; U_a; t$.

Таким образом, моделирование электромагнитных процессов в сложной цепи сводится к изменению легко измеряемых параметров и получению необходимых динамических и статических характеристик.

Рассмотрим несколько частных случаев. Допустим, что цепь содержит один магнитный элемент $S_h = S_m, l_h = l_m$. В этом случае удобнее определять токи ветвей, приведенные к главной обмотке. Поделив выражение (7) на ω_j/ω_p , получим:

$$U'^*_{*j} = i'^*_{*j} R'^*_{*j} + x'^*_{*Lj} \frac{di'^*_{*j}}{d\vartheta} + x'^*_{*Cj} \int i'^*_{*j} d\vartheta + \\ + \sqrt{2} \sum_{s=1}^{s=a} U'^*_{*j} \sin(\omega^*_{*s} \vartheta + \psi_s) + \\ + \rho \frac{d}{d\vartheta} \left[\left(\sum_{j=1}^{j=p} i'^*_{*j} \right) \varphi \left(\eta \sum_{j=1}^{j=p} i'^*_{*j} \right) \right]. \quad (11)$$

Как следует из уравнения (11), построение модели значительно упрощается. Конструктивные параметры и обмоточные данные магнитного элемента модели могут быть выбраны произвольно. На выбор его параметров накладывается только ограничение, вызванное возможностью получения необходимых при моделировании значений обобщенных переменных. При незначительном влиянии магнитных потерь на электромагнитные процессы в исследуемой цепи материал сердечника магнитного элемента модели может отличаться от материала магнитопровода оригинала, так как относительные кривые намагничивания различных ферромагнитных материалов при соответствующем выборе базисных значений магнитной проницаемости и напряженности поля практически совпадают [Л. 8].

При наличии в рассматриваемой цепи контура подмагничивания постоянным током целесообразно уравнение этого контура рассматривать отдельно:

$$i'^*_{*y} + \frac{x_{Ly}}{R_y} \frac{di'^*_{*y}}{d\vartheta} + \frac{\rho}{\sigma_m} \sum_{h=1}^{h=m} \frac{\omega_{yh} S_h l_m}{\omega_{ym} S_m l_h} \frac{d}{d\vartheta} \left\{ \tau_m \frac{\omega_{yh}}{\omega_{ym}} + \right. \\ \left. + i'^*_{*y} \frac{\omega_{yh}}{\omega_{ym}} + \sum_{j=1}^{j=p-1} i'^*_{*j} \right\} \varphi \left[\frac{l_m}{l_h} \cdot \eta \left(\tau_m \frac{\omega_{yh}}{\omega_{ym}} + \right. \right. \\ \left. \left. + i'^*_{*y} \frac{\omega_{yh}}{\omega_{ym}} + \sum_{j=1}^{j=p-1} i'^*_{*j} \right) \right] \Big\} = 0, \quad (12)$$

где

$$\left. \begin{aligned} i'^*_{*y} &= \frac{i_{y\sim} \omega_{ym} R_p}{U_a \omega_{pm}}; \\ \sigma_m &= \frac{R_y \omega_{fm}^2}{R_p \omega_{ym}^2}; \\ \tau_m &= \frac{E_{y\sim} \omega_{ym} R_p}{U_a \omega_{pm} R_y}; \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$E_y, i_{y\sim}$ — э. д. с. и переменная составляющая тока в цепи управления.

Таким образом, подобие цепей подмагничивания постоянным током характеризуется тремя обобщенными переменными: относительной постоянной времени линейной части цепи $T_y = x_{Ly}/R_y$, степенью подмагничивания τ и степенью компенсации гармонических составляющих тока σ .

В некоторых случаях для питания нагрузки, осуществления обратных связей в часть ветвей цепи включают полупроводниковые выпрямители. Вентили сами по себе являются нелинейными элементами, а поэтому для соблюдения подобия необхо-

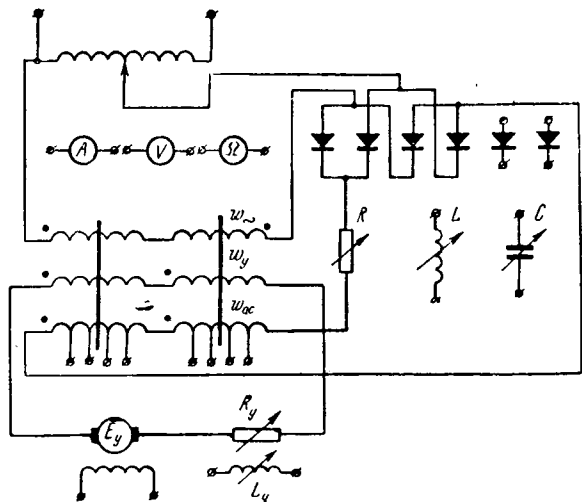


Рис. 1. Принципиальная схема физической модели дроссельных магнитных усилителей (набрана схема усилителя с внешней обратной связью).

димо, чтобы схемы и относительные вольт-амперные характеристики сходственных выпрямителей были одинаковы как в модели, так и оригинале:

$$I^*_{\text{в}} = \varphi_1(U^*_{\text{в}}) = \text{idem}. \quad (14)$$

Для прямой ветви вольт-амперной характеристики выпрямителей условие (14) в отдельных случаях можно обеспечить соответствующим подбором типа и количества последовательно и параллельно соединенных вентилях. Для обратной ветви при этом условие (14) практически выполнить не удастся. Поэтому в тех случаях, когда обратные токи заметно влияют на конечные результаты, моделирование, строго говоря, может быть проведено лишь с определенными погрешностями.

Существует другой способ моделирования цепей с полупроводниковыми выпрямителями [Л. 9]. Известно, что для каждого режима цепи можно учесть прямое сопротивление выпрямителя введением дополнительной противо-э. д. с. и активного сопротивления (аппроксимация вольт-амперной характеристики выпрямителя в виде двух прямых). При этом на модели можно искусственно получить режимы, близкие к режимам работы цепи с идеальными вентилями, что делает модель более универсальной, так как идеальный выпрямитель не обуславливает появления дополнительного условия подобия (14), что резко сокращает объем экспериментов. При анализе результатов опыта на модели реальные сопротивления вентилях оригинала учитываются тем же способом. Практика моделирования некоторых цепей показала, что рассматриваемый

метод дает достаточно хорошее совпадение результатов моделирования с опытными данными на оригинале.

Физическая модель электромагнитных процессов в цепях со сталью открывает широкие возможности для анализа и расчета разнообразных магнитных элементов. При этом могут быть использованы два способа:

непосредственно в каждом конкретном случае проводить эксперименты на своеобразном универсальном расчетном столе, позволяющем набрать необходимую схему цепи со сталью и установить в ней требуемые значения обобщенных переменных [Л. 8 и 10];

заранее получить необходимые критериальные зависимости в виде графиков или таблиц [Л. 8, 9 и 11].

Первый способ более универсален и позволяет решить разнообразные задачи, возникающие перед исследователем и проектировщиком. Так, например, определение токов ветвей заранее известной цепи со сталью сводится к набору соответствующих обобщенных переменных на модели и определению необходимых статических и динамических характеристик. Задача определения параметров цепи по заданной характеристике несколько сложнее и сводится к варьированию обобщенными переменными на модели. Здесь несомненную пользу могут оказать приближенные методы расчета цепей со сталью, так как они дают некоторые ориентировочные значения обобщенных переменных, которые затем могут быть легко уточнены на модели. Первый способ удобен и при исследовании переходных процессов, так как он позволяет довольно быстро и точно определить области устойчивой работы схемы.

На рис. 1 изображена принципиальная схема физической модели для исследования электромагнитных процессов в дроссельных магнитных усилителях. По этой схеме в Физико-энергетическом институте АН Латв. ССР был построен макет физической модели, позволяющий изменять обобщенные переменные в следующих пределах:

$$\rho = 2,5 \div 125; \eta = 0 \div 2; \sigma = 0,05 \div 5; \tau = 0 \div 2; \\ x^*_{\text{L}} = 0 \div 5.$$

В табл. 1 приведены основные конструктивные данные усилителя-модели.

Во всем диапазоне изменения обобщенных переменных установка позволяла моделировать усилители с достаточной для практики точностью (5—10%). При этом усилители-оригиналы, выполненные для контрольной проверки, имели магнитопроводы, изготовленные из разных ферромагнитных материалов.

Таблица 1

Тип	Магнитопровод		Обмоточные данные								
	Материалы	Размеры	Провод	Число витков	Диаметр провода	Провод	Число витков	Диаметр провода	Провод	Число витков	Диаметр провода
Торсид	H79M5, толщина 0,2 мм	$D_{\text{вн}} = 110 \text{ мм},$ $d_{\text{вн}} = 95 \text{ мм},$ ширина ленты 15 мм	ПЭВ	340	0,8 мм	ПЭВ	2 720	0,8 мм	ПЭВ	510	0,8 мм

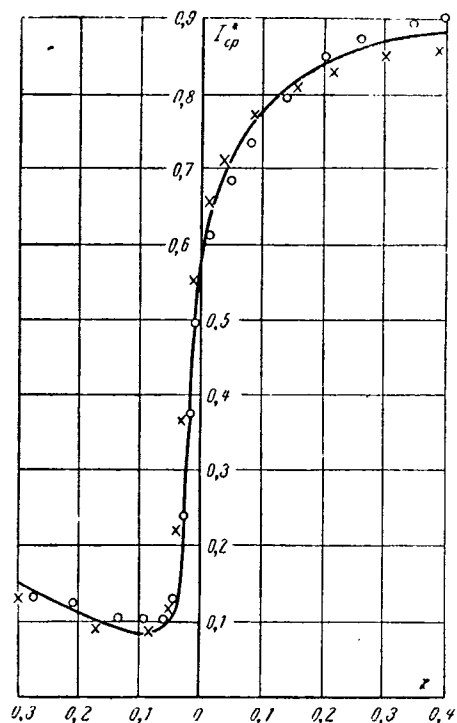


Рис. 2. Выходная характеристика магнитного усилителя.

Для примера на рис. 2 изображена относительная выходная характеристика усилителя с внутренней обратной связью при $\rho=10$; $\eta=0,65$; $\sigma=1,0$; $x^*_{L}=0$. Здесь же крестиками показана характеристика усилителя, имеющего Ш-образный магнитопровод из стали Э330, и точками — характеристика усилителя с П-образным магнитопроводом из стали Э48. Расхождение характеристик объясняется неодинаковыми величинами относительных магнитных потерь и несовпадением обратных ветвей относительных вольт-амперных характеристик выпрямителей оригинала и модели.

Второй способ целесообразно применять в тех случаях, когда определяются некоторые интегральные характеристики, а количество переменных невелико. В этих случаях удается для целей инженерной практики заранее получить на модели нужные для проектирования того или иного магнитного элемента критериальные характеристики (универсальные расчетные кривые). Использование этих кривых значительно облегчает расчеты и выбор оптимальных параметров проектируемого устройства.

На рис. 3 приведена зависимость относительно среднего выходного тока феррорезонансного контура (рис. 4) в функции обобщенных переменных ρ и $\zeta=\sqrt{\rho x^*_{C}}$ для $\eta=0,6$ [Л. 11]. Графики, изображенные на рис. 3, действительны для бесконечно большого сочетания первоначальных параметров, что позволяет судить о их универсальности.

Имея серию подобного рода кривых, можно легко определить разнообразные характеристики феррорезонансного контура. Так, например, каждая из кривых (рис. 3) при $\zeta=\text{пост.}$ характеризует зависимость выходного тока контура от частоты,

так как $\rho \approx \omega$. Весь расчет при этом сводится к определению величин ζ , η и коэффициента пропорциональности между ρ и ω . Так, для контура с параметрами цепи $R_1=61 \text{ ом}$, $U=127 \text{ в}$, $C=5,25 \cdot 10^{-6} \text{ ф}$ и дросселя, магнитопровод которого выполнен из стали Э42 ($\mu_{\text{баз}}=0,7 \cdot 10^{-2} \text{ гН/м}$; $H_{\text{баз}}=6 \cdot 10^3 \text{ а/м}$), с $S=4,7 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$, $l=0,18 \text{ м}$ и $w=310$ имеем $\zeta=8$, $\eta=0,6$ и $\rho=0,206 \cdot 10^{-2} \omega$.

Результаты расчета и опыта для данного случая сведены в табл. 2.

Таблица 2

$f, \text{ гц}$	160	180	200	220	240
ρ	20,7	23,3	25,9	28,5	31,0
I^*_{cp}	0,41	0,46	0,46—0,10	0,06	0,05
$I_{cp}, \text{ а}$	0,855	0,96	0,96—0,208	0,125	0,104
$I_{оп}$	0,87	0,097	0,975—0,215	0,13	0,11
Расхождение опыта с расчетом, % . .	1,5	1,0	1,5—3,5	4,0	5,5

Универсальные расчетные кривые позволяют решить также и задачу выбора основных параметров цепи со сталью по заданной характеристике. Расчет сводится к выбору удовлетворяющих поставленным условиям характеристик и фиксации значений обобщенных переменных. Используя связи между первоначальными величинами и обобщенными переменными, можно определить основные параметры проектируемого устройства. В том случае, когда заданная характеристика может быть удовлетворена при различных значениях обобщенных переменных, из сравнения полученных вариантов можно выбрать оптимальное решение.

Работы по физическому моделированию отдельных цепей со сталью [Л. 8—11], проводившиеся в течение нескольких лет в Физико-энергетическом институте АН Латв. ССР, показали, что использо-

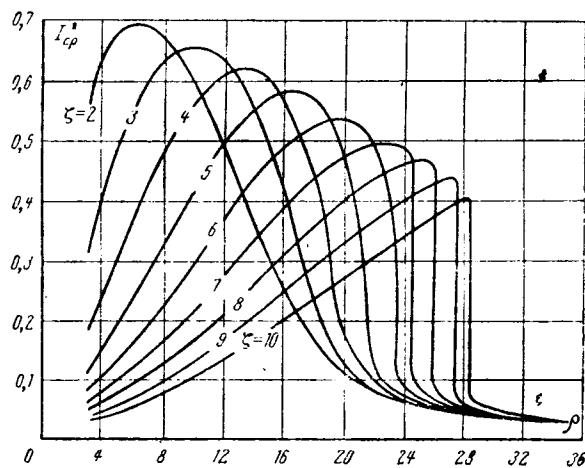


Рис. 3. Универсальные выходные характеристики феррорезонансного контура.

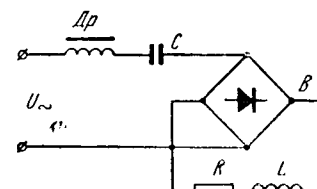


Рис. 4. Принципиальная схема феррорезонансного контура.

Отображение электромагнитной энергии магнето на диаграмме магнита

Инж. А. Г. ШВЕЦОВ

НИИ Автоприборов

Расчет характеристик машин с постоянными магнитами (магнето и генераторов) можно проводить двумя путями:

1. За исходное уравнение берется основное уравнение электромагнитного процесса машины:

$$-w \frac{d\Phi_0}{dt} = i_1 r_1 + \frac{d(L_1 i_1)}{dt}, \quad (1)$$

где Φ_0 — поток холостого хода; L_1 — полная индуктивность обмотки (с учетом взаимной индуктивности связанных контуров); i_1 , r_1 — ток и сопротивление обмотки.

Это уравнение решается относительно искомой (например, i_1) величины [Л. 1—3].

2. Искомая величина ищется в «отображенном» виде — графическими построениями на диаграмме магнита.

В магнето искомой величиной является запас электромагнитной энергии первичной обмотки. В генераторах — зависимость между током и э. д. с. по продольной оси машины $E_d = f(I_d)$ [Л. 4—7].

Использование методов, «отображающих» искомую величину на диаграмме магнита, может оказаться более удобным, так как они дают возможность связать характеристики машины со свойствами магнита и относительно быстро оценить возможное изменение этих характеристик при изменении материала и конфигурации магнита.

Для определения характеристик машины, отображенных на диаграмме магнита, требуется определить его рабочую точку в рабочем режиме — «режиме реакции якоря».

Недостаток всех известных методов расчета характеристик в «отображенном» виде заключается в том, что положение рабочей точки магнита в режиме нагрузки доказывается не строго, а постулируется, исходя из понятий «резльтирующего потока», «полезной энергии» и других, часто умозри-

тельных, понятий. Это является причиной того, что различные авторы приходят к различным подчас противоречивым [Л. 4, 5 и 7], выводам о методах расчета «отображенных» величин. Многие авторы даже противопоставляют методы (причем не в частностях, а в принципе), отдавая предпочтение либо расчету по уравнению (1), либо по диаграмме магнита.

В предыдущей статье [Л. 8] автором был предложен метод определения рабочей точки магнита при действии н. с. реакции якоря в магнето и генераторах, отличающийся от известных тем, что рабочая точка определялась из решения схемы замещения при одновременном действии двух н. с. — магнита и реакции якоря, т. е. в режиме, в действительности имеющем место при работе машины.

В настоящей статье показывается, как на основе этого метода и уравнения (1) могут быть получены строгие соотношения между электромагнитной энергией, запасенной в первичной обмотке магнето, и параметрами диаграммы магнита. Полученные соотношения снимают противопоставление указанных двух методов расчета и ставят на очередь вопрос о выборе целесообразной области применения того или иного метода.

В [Л. 8] было также отмечено, что в режиме нагрузки по сравнению с режимом холостого хода изменяется физическая природа полей. Вследствие этого проводимости, подсчитанные при холостом ходе и при нагрузке, не равны между собой, несмотря на идентичность принимаемых схем замещения.

В статье приводятся результаты экспериментов, проведенных автором на магнитной системе магнето. Эксперименты показали, что допущение о равенстве проводимостей схемы замещения при холостом ходе и нагрузке вносит некоторые ошибки в определение рабочей точки магнита, однако

вание моделей дает широкие возможности для исследования разнообразных схем с магнитными элементами, значительно ускоряет процесс проектирования и обеспечивает достаточно высокую точность результатов.

Литература

1. Поливанов К. М., Применение анализа размерностей к электротехническим задачам, «Электричество», 1935, № 14.
2. Веников В. А., Применение теории подобия и физического моделирования в электротехнике, Госэнергоиздат, 1949.
3. Костенко М. П., Электрическая модель для исследования устойчивости, «Электричество», 1950, № 3.
4. Кирко И. М., Исследование электромагнитных явлений в металлах методом размерности и подобия, Изд-во АН Латв. ССР, 1959.
5. Розенкранц А. С., О моделировании электриче-

ского аппарата переменного тока электрической цепью, «Электричество», 1953, № 5.

6. Розенкранц А. С., О моделировании на расчетном столе ферромагнитных аппаратов переменного тока, Труды Межвузовской научной конференции по применению физического и математического моделирования, 1959.

7. Сидякин В. Ф., Моделирование нелинейных ферромагнитных аппаратов, Известие высших учебных заведений, Энергетика, 1965, № 3.

8. Глухов В. П. и Якубайтис Э. А., Физическое моделирование дроссельных магнитных усилителей, Изд-во АН Латв. ССР, 1961.

9. Глухов В. П., Универсальные расчетные характеристики дроссельного магнитного усилителя с выходом на постоянном токе, Труды Института энергетики АН Латв. ССР, вып. 9, 1960.

10. Глухов В. П., Стол для расчета дроссельных магнитных усилителей, «Вестник электропромышленности», 1961, № 6.

11. Глухов В. П. и Шмидт Р. К., Методы расчета феррорезонансного контура и физическое моделирование, «Вестник электропромышленности», 1963, № 3.

[14.2.1966]



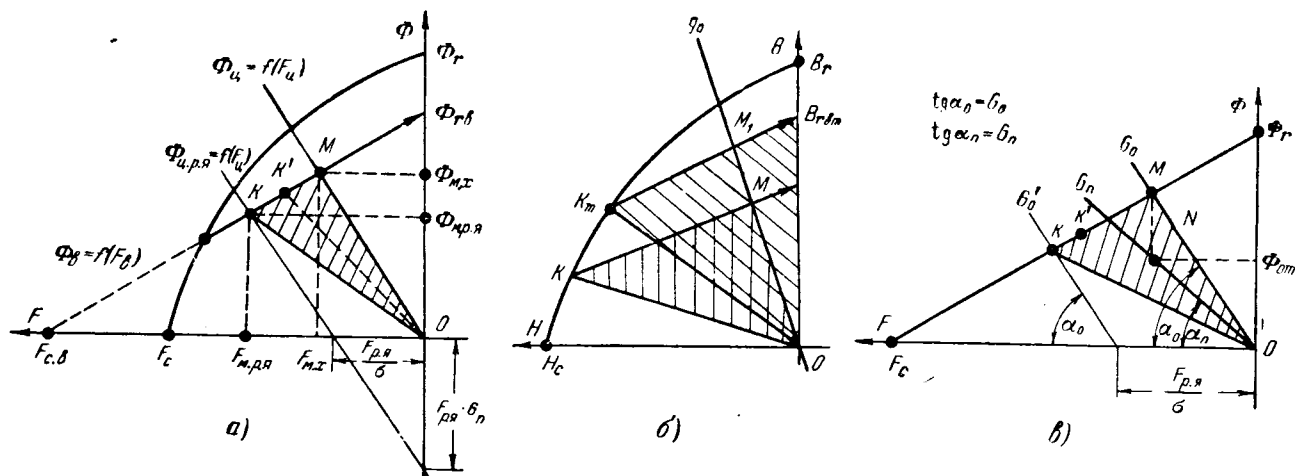


Рис. 1. Диаграммы магнита для различных случаев.

а — литой магнит; начало прямой возврата определяется размагничиванием от «свободных концов»; б — литой магнит, начало прямой возврата определяется размагничиванием от реакции якоря; в — изотропный оксидно-бариевый магнит.

они относительно невелики и электромагнитная энергия может определяться с точностью, достаточной для сравнительных расчетов.

В настоящей статье приняты допущения, обычные для всех известных методов расчета: магнитное состояние магнита по всему объему определяется одной точкой на кривой возврата («идеальный» магнит), кривая возврата на рассматриваемом участке заменяется прямой, а магнитное поле — цепью. При выводе соотношений насыщением пренебрегается, хотя все выводы данной статьи справедливы и при насыщении.

В дальнейшем изложении применяется принятая автором ранее [Л. 8] терминология. Линия полной проводимости G_0 называется характеристикой цепи при холостом ходе и обозначается $\Phi_u = f(F_u)$, а линия, определяющая рабочую точку магнита при реакции якоря, называется характеристикой цепи при реакции якоря и обозначается $\Phi_{p,y} = f(F_{p,y})$ (рис. 1, а).

Характеристика $\Phi_{p,y} = f(F_{p,y})$ параллельна характеристике $\Phi_u = f(F_u)$ и отсекает на оси абсцисс отрезок $F_{p,y}/\sigma$, где $F_{p,y}$ — н. с. реакции якоря, σ — поправочный коэффициент, который при допущении равенства проводимостей при холостом ходе и при нагрузке равен коэффициенту рассеяния [Л. 8].

Линия полезной проводимости G_n по аналогии будет называться характеристикой полезного потока цепи.

Координаты рабочей точки магнита при холостом ходе обозначаются $\Phi_{M,x}$ и $F_{M,x}$, а при нагрузке соответственно — $\Phi_{M,p,y}$ и $F_{M,p,y}$.

Найдем соотношения между параметрами диаграммы магнита и электромагнитной энергией магнето.

Из уравнения (1) получим:

$$d(L_1 i_1) = -w d\Phi_0 - i_1 r_1 dt. \quad (2)$$

* Строго говоря, это — магнитные характеристики машины. Однако это название неудобно из соображений индексации уравнений, так как их пришлось бы обозначать как $\Phi_m = f(F_m)$, что совпадает с обозначением характеристики магнита.

Пронтегрируем это уравнение:

$$\int_0^t d(L_1 i_1) = -w \int_0^t d\Phi_0 - \int_0^t i_1 r_1 dt. \quad (3)$$

Если замыкание контактов прерывателя произошло в момент максимума потока, то начальные условия будут при $t=0$, $i_1=0$, $\Phi_0=\Phi_{0\max}$.

При этом получим:

$$L_1 i_1 t = -w (\Phi_t - \Phi_{0\max}) - \int_0^t i_1 r_1 dt,$$

где L_1 , i_1 , Φ_t — индуктивность, ток и поток в момент t .

Помножив обе части на $i_1 t/2$, получим запасенную электромагнитную энергию:

$$\frac{L_1 i_1^2 t}{2} = -\frac{w i_1 t}{2} (\Phi_t - \Phi_{0\max}) - \frac{i_1 t}{2} \int_0^t i_1 r_1 dt. \quad (4)$$

В частном случае, если ротор повернется на 180° , запасенная электромагнитная энергия равна:

$$A_{эм} = F_{p,y}(\alpha=180^\circ) \Phi_{0\max} - W_{п(\alpha=80^\circ)}, \quad (5)$$

где $F_{p,y}(\alpha=180^\circ)$ — н. с. реакции якоря в момент, соответствующий $\alpha_{рот}=180^\circ$;

$W_{п(\alpha=180^\circ)}$ — второе слагаемое правой части равенства (4), учитывающее уменьшение $A_{эм}$ из-за потерь в обмотке, в дальнейшем будет называться «энергией потерь».

Будем рассматривать $A_{эм}$ при $\alpha_{рот}=180^\circ$ и для краткости опускать индекс $(\alpha=180^\circ)$ в уравнении (5).

Если потерь в обмотке нет, то при $\alpha_{рот}=180^\circ$

$$A_{эм} = F_{p,y} \Phi_{0\max}.$$

Найдем соотношение между первым слагаемым $F_{p,y} \Phi_{0\max}$ электромагнитной энергии и параметрами диаграммы магнита.

Предположим, что этот член в некотором масштабе может быть выражен площадью треуголь-

ника ОКМ (рис. 1,а). Выразим произведение $F_{р.я}\Phi_{0макс}$ через параметры магнитной системы и диаграммы магнита, для чего в аналитическом виде определим максимальный поток $\Phi_{0макс}$ в сердечнике трансформатора:

$$\Phi_{0макс} = \frac{\Phi_{м.х}}{\sigma} = \Phi_{м.х} \frac{G_{п}}{G_0}. \quad (6)$$

Поток магнита при холостом ходе $\Phi_{м.х}$ можно определить совместным решением уравнения прямой возврата $\Phi_{в} = f(F_{в})$ и характеристики цепи при холостом ходе (рис. 1,а):

$$\Phi_{в} = \Phi_{гв} - F_{в} \frac{\Phi_{гв}}{F_{с.в}}; \quad (7)$$

$$\Phi_{ц} = F_{ц} G_0. \quad (8)$$

При $\Phi_{в} = \Phi_{ц}$ $F_{в} = F_{ц} = F_{м.х}$. Тогда, приравняв правые части равенств (7) и (8), получаем:

$$F_{м.х} G_0 = \Phi_{гв} - F_{м.х} \frac{\Phi_{гв}}{F_{с.в}}. \quad (9)$$

Из (9) получаем:

$$F_{м.х} = \frac{\Phi_{гв} F_{с.в}}{G_0 F_{с.в} + \Phi_{гв}}; \quad (10)$$

$$\Phi_{м.х} = F_{м.х} G_0 = \frac{\Phi_{гв} F_{с.в} G_0}{G_0 F_{с.в} + \Phi_{гв}}. \quad (11)$$

Имея в виду соотношения (11) и (6), выразим запасенную электромагнитную энергию в обмотке следующим уравнением:

$$A_{эм} = \frac{F_{р.я} F_{с.в} \Phi_{гв} G_{п}}{G_0 F_{с.в} + \Phi_{гв}} - W_{п}. \quad (12)$$

Найдем площадь треугольника ОКМ, используя для этого параметры магнитной цепи и диаграммы магнита [Л. 9]:

$$S_{\Delta ОКМ} = \frac{1}{2} (\Phi_{м.х} F_{м.р.я} - \Phi_{м.р.я} F_{м.х}). \quad (13)$$

Координаты $\Phi_{м.х}$ и $F_{м.х}$ были определены ранее по формулам (10) и (11). Для определения координат $\Phi_{м.р.я}$ и $F_{м.р.я}$ необходимо решить уравнение (7) совместно с уравнением характеристики цепи при реакции якоря. Согласно [Л. 8] это уравнение имеет вид:

$$\Phi_{ц.р.я} = F_{ц} G_0 - F_{р.я} G_{п}. \quad (14)$$

Имея в виду, что при $\Phi_{ц.р.я} = \Phi_{в}$ $F_{ц.р.я} = F_{в} = F_{м.р.я}$, решим совместно (7) и (14) и получим:

$$F_{м.р.я} = \frac{F_{с.в} (\Phi_{гв} + F_{р.я} G_{п})}{F_{с.в} G_0 + \Phi_{гв}}; \quad (15)$$

$$\Phi_{м.р.я} = \frac{\Phi_{гв} (F_{с.в} G_0 - F_{р.я} G_{п})}{F_{с.в} G_0 + \Phi_{гв}}. \quad (16)$$

Подставив полученные выражения (15) и (16), а также (10) и (11) в (13), после несложных преобразований получим:

$$S_{\Delta ОКМ} = \frac{1}{2} \frac{F_{р.я} F_{с.в} \Phi_{гв} G_{п}}{F_{с.в} G_0 + \Phi_{гв}}. \quad (17)$$

Сопоставляя формулы (12) и (17), можем написать соотношение между запасенной электромагнитной энергией и площадью треугольника ОКМ:

$$A_{эм} = 2S_{\Delta ОКМ} - W_{п}. \quad (18)$$

Таким образом, запасенная электромагнитная энергия может быть выражена (с учетом масштабов) удвоенной площадью треугольника ОКМ за

вычетом величины, учитывающей потери в обмотке. Если считать, что эти потери по сравнению с общей запасенной энергией малы, то

$$A_{эм} \approx 2S_{\Delta ОКМ}^{**}. \quad (19)$$

При расчете и экспериментальном исследовании магнитных систем важно оценить, насколько рационально с точки зрения использования магнита выбраны параметры системы или сам магнит. Такая оценка должна помочь выбрать направление экспериментирования и сократить число исследуемых вариантов.

Оценочным параметром магнето по техническим условиям является начальная скорость бесперебойного искрообразования, что предполагает наличие определенного запаса $A_{эм}$ на этой скорости (150—400 об/мин в зависимости от типа магнето). Однако экспериментально установлено, что в системах, имеющих одинаковое число полюсов и одинаковое соотношение между дугами полюсных башмаков и полюсных наконечников, кривые запаса максимума $A_{эм} = f(n)$ адекватны, т. е. если запас на высокой скорости, например, в 2 раза выше в одной системе, чем в другой, то примерно это же соотношение сохраняется и на низкой скорости. Это обстоятельство позволяет использовать полученные соотношения для оценки систем. Покажем это.

Из соотношения (19) ясно, что максимальное использование магнита будет при таком подборе параметров системы, когда площадь треугольника ОКМ максимальна. В такой идеальной системе максимум запасенной электромагнитной энергии будет стремиться к величине, определяемой удвоенной площадью некоторого треугольника $ОК_m B_{гвм}$ (рис. 1,б). Эта идеальная (без потерь) система должна иметь $g_0 \rightarrow \infty$, $\sigma \rightarrow 1$, а положение точки K_m должно удовлетворять условию максимума площади треугольника $ОК_m B_{гвм}$.

Если расчетно или экспериментально определены фактическая точка K и проводимость g_0 (рис. 1,б), то отношение площадей треугольников ОКМ и $ОК_m B_{гвм}$ будет характеризовать степень использования магнита, так как треугольник $ОК_m B_{гвм}$ характеризует потенциальные возможности данного сплава. Это отношение можно назвать коэффициентом использования ($k_{и}$).

В пределе $k_{и}$ стремится к единице, что может иметь место, если $g_0 \rightarrow \infty$ и $\sigma \rightarrow 1$. В реальных конструкциях последние два условия выполнять не всегда целесообразно, так как практически они возможны лишь при уменьшении зазоров и увеличении сечения магнитопровода, что в свою очередь ведет к снижению технологичности и увеличению расхода меди. Поэтому использование $k_{и}$ следует рекомендовать при сравнительной оценке системы, а не как абсолютную единицу (см. приложение).

Выше было отмечено, что при расчете магнитных систем в режиме нагрузки к допущениям, обычно принимаемым при расчете холостого хода, приходится добавлять допущение равенства проводимостей в этих режимах. Кроме того, и в том и

** Из других исходных предпосылок это же соотношение получено также в [Л. 5].

в другом случае поле заменяется цепью. Практикой расчетов установлено, что при холостом ходе такая замена допустима. Что касается режима нагрузки, эта замена также может быть источником дополнительных погрешностей. Поэтому полученные соотношения были подвергнуты экспериментальной проверке.

Сопоставление соотношений (18) и (19) с экспериментальными данными производилось на основе следующих предпосылок.

1. Если достаточно точно определить G_0 и G_{Π} , а также прямую возврата, то можно построить треугольник $ОКМ$ на диаграмме, т. е. найти первое слагаемое $A'_{эм}$ в формуле (18), определив предварительно по осциллограмме тока $F_{р.я} = i_1 \omega$.

Второе слагаемое формулы (18) также можно определить по осциллограмме тока, измерив предварительно сопротивление первичной цепи.

2. С другой стороны, электромагнитную энергию можно определить непосредственно из соотношения

$A'_{эм} = \frac{L_1 i_1^2}{2}$, для чего необходимо предварительно измерить статическую индуктивность первичной обмотки при данном токе и положении ротора [Л. 8].

3. Если предположить, что $A'_{эм}$, измеренная непосредственно, является истинной, то также можно построить рабочую точку K' на диаграмме магнита, воспользовавшись тем же равенством (18). Для этого надо на диаграмме магнита построить треугольник $ОМК'$, площадь которого

$$S_{АОМК'} = \frac{A'_{эм} + W_{\Pi}}{2}. \quad (20)$$

Если допущения, обычно принимаемые при расчете потока холостого хода, правильно отражают физические условия работы системы, то следует принять, что разница в положениях точек K и K' (рис. 1, в) обусловлена допущениями, принимаемыми при построении точки K .

Для эксперимента был изготовлен специальный макет, контакты которого замыкались при максимуме потока. Параметры магнитной системы макета, обмоточные данные и параметры прерывательного механизма приведены на рис. 2, а и в табл. 1.

Как видно из рис. 2, а и табл. 1, магнитная система макета подобна магнитным системам серийных магнето, однако имеет следующие особенности:

1. Магнит выполнен в виде параллелепипеда, что дает возможность точно определить длину и сечение и построить диаграмму магнита в координатах $\Phi - F$.

2. Магнит изотропный, оксидно-бариевый. Как известно, у этих магнитов прямые возврата практически совпадают с кривой размагничивания, которая является практически прямой. Это дает воз-

Таблица 1

Сечение магнита, мм^2	Воздушный зазор на одну сторону, мм	Число витков обмотки, ω	Сопротивление обмотки r_1 , ом	Угол загнутого состояния контактов, $^\circ$
$7,4 \cdot 10^{-4}$	1,5	200	0,46	225

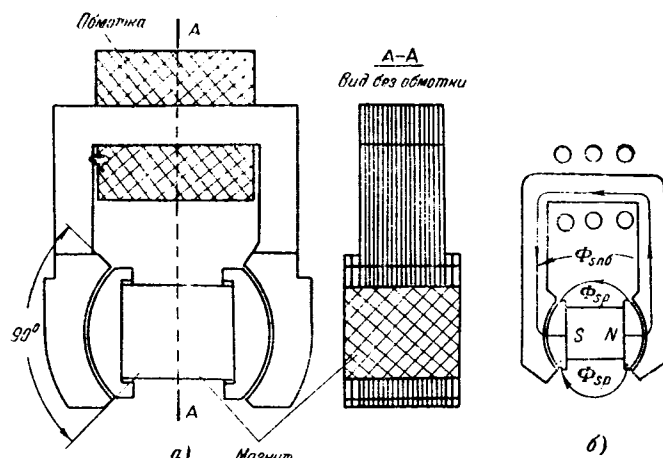


Рис. 2. Магнитная система.

а — эскиз магнитной системы экспериментального макета; б — распределение потоков при холостом ходе.

можность искать точки K и M непосредственно на кривой размагничивания магнита (рис. 1, в). Перед установкой в макет свойства магнита были тщательно измерены ($B_r = 0,202 \text{ в} \cdot \text{сек}/\text{м}^2$; $H_c = 14,9 \times 10^4 \text{ а}/\text{м}$).

3. Полусные башмаки, набранные из листов электротехнической стали, выполнены за одно целое с сердечником трансформатора, что исключило сопротивление стыка башмаков с сердечником, имеющееся в серийных системах. Сечение магнитопровода выбрано таким, что максимальная индукция не превышает 4000 гс . Это дает основание полагать, что сопротивление башмаков практически равно нулю, в особенности если учесть, что воздушный зазор был увеличен до $1,5 \text{ мм}$ на одну сторону (в серийных магнето он равен $0,1 - 0,2 \text{ мм}$).

Перечисленные особенности макета позволяют считать, что потоки рассеяния при холостом ходе сосредоточены главным образом в роторе, до зазора, так как поток рассеяния полюсных башмаков ($\Phi_{сп.б}$ — рис. 2, б) незначителен. Поэтому полная схема замещения холостого хода такого макета будет совпадать с приведенной [Л. 8].

Из-за относительно большой величины воздушного зазора $G_{\Pi} \approx G_0$ может быть определена достаточно точно. Эта проводимость с учетом краевого эффекта [Л. 6] равна:

$$G_{\Pi} = \frac{0,4\pi \cdot 10^{-8} \left(l_{\delta} + 0,307 \frac{\delta}{\pi} \right) \left(L_p + 0,614 \frac{\delta}{\pi} \right)}{2\delta} = 48 \cdot 10^{-8} \text{ в} \cdot \text{сек}/\text{а},$$

где l_{δ} — длина воздушного зазора по дуге — $3,81 \text{ см}$; L_p — осевой размер воздушного зазора — $3,0 \text{ см}$; δ — воздушный зазор — $0,15 \text{ см}$.

Далее рассуждаем следующим образом.

1. На диаграмме магнита можно построить линию «полезной» проводимости под углом, тангенс которого равен G_{Π} (рис. 1, в).

2. Измерив максимальный поток холостого хода в сердечнике на диаграмме (рис. 1, в), можно нанести ординату, равную $\Phi_{0\text{макс}}$, и найти точку пересечения этой ординаты с линией $G_{\Pi}(N)$. Точка

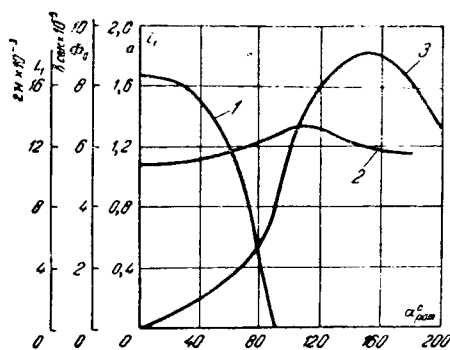


Рис. 3. Экспериментальные зависимости, определенные на макете рис. 2,а.

1 — поток холостого хода; 2 — индуктивность; 3 — ток ударного короткого замыкания.

пересечения абсциссы, проведенной через точку N , с кривой размагничивания магнита определит рабочую точку M магнита при холостом ходе. Тангенс угла наклона линии, проведенной через точку M и начало координат, определит полную проводимость G_0 системы при холостом ходе, а отношение G_0/G_n — коэффициент рассеяния σ .

3. Величина н. с. реакции якоря $F_{р.я}$ может быть определена из осциллограммы.

Таким образом, особенности данного макета позволяют построить точку K . Точка K' также может быть построена на основании равенства (20).

На рис. 3 приведены совмещенные кривые тока ударного короткого замыкания потока холостого хода и индуктивности обмотки в функции угла поворота ротора. С целью уменьшения влияния переходных сопротивлений при осциллографировании последовательно с обмоткой было включено добавочное сопротивление 1 ом.

Диаграмма магнита для макета приведена на рис. 4. Построение диаграммы не требует пояснений. В табл. 2 приведены результаты обработки диаграммы рис. 4 и кривых рис. 3.

Приведенная в таблице площадь треугольника OKM может быть определена также аналитически по формуле (17).

Как видно из рис. 4 и из табл. 2, точки K и K' расположены относительно близко. Ошибка в определении $A_{эм}$ при допущении равенства проводимостей при холостом ходе и при нагрузке составила 27%.

Величина ошибки, допускаемой при инженерных расчетах, может быть спорной. Вследствие соизмеримости радиальных и осевых размеров системы магнитные поля магнето типично трехмерные. Даже в режиме холостого хода и при простейших системах ошибка до 10—15% при расчете потока весьма вероятна [Л. 8]. Поэтому, если к результатам расчета $A_{эм}$ подходить с точки зрения сравнительной оценки (см. приложение), ошибку в 30% можно считать допустимой.

Оценивая полученную ошибку, следует учесть также, что W_n определяется путем осциллографирования $i(\alpha)$, входящего в подынтегральную функцию формулы (4).

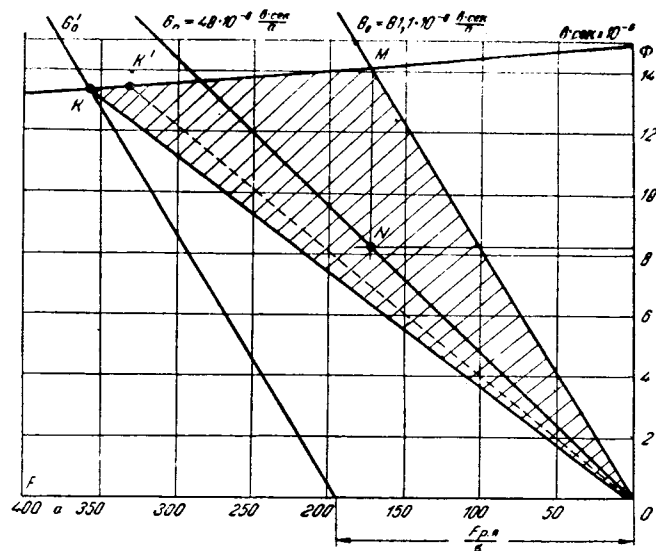


Рис. 4. Диаграмма магнита макета, построенная по экспериментальным данным.

Допустив, что разница в положениях точек K и K' обусловлена изменением проводимостей в режиме реакции якоря, можно одновременно предположить, что «полезные» проводимости не изменились [Л. 8]. Тогда из диаграммы рис. 4 можно заключить, что проводимости, соответствующие проводимостям рассеяния, при реакции якоря должны быть больше, чем при холостом ходе.

Допустив далее, что полученное взаимное расположение точек K и K' сохранится и при других параметрах систем, можно заключить, что при оксидно-барьерных магнитах, а также при литых магнитах, у которых начальная точка прямой возврата определяется размагничиванием от «свободных концов» ротора (рис. 1,а), расчетные значения $A_{эм}$ должны превышать истинные.

Расчет усложняется при литых магнитах, у которых точка K лежит непосредственно на кривой размагничивания. В этом случае положение точки K меньше влияет на расчетную $A_{эм}$, так как уменьшение площади ΔOKM за счет смещения точки K компенсируется ее увеличением за счет более высокого положения прямой возврата (сравни площади треугольников OKM и OK_mM' на рис. 1,в).

В заключение отметим, что метод определения рабочей точки магнита [Л. 8] дает возможность просто определять зависимость между э. д. с. и током по продольной оси генераторов с постоянными магнитами, являющуюся основной при построении внешних характеристик [Л. 6]. Для этого необходимо при заданном $I_d(F_d)$ определить рабочую точку магнита K (рис. 5). Если на этой же диаграмме нанести линию проводимости G_s , то, оче-

Таблица 2

G_0 , в.сек/а	σ	$F_{р.я}$, а	$S_{\Delta OKM}$, т.дж	W_n , т.дж	$A_{эм}$, т.дж	$A'_{эм}$, т.дж	$S_{\Delta OKM'}$, т.дж	Ошибка $A_{эм}$, %
$81,1 \cdot 10^{-8}$	1,69	324	13,7	8,2	19,2	15,1	11,65	—27

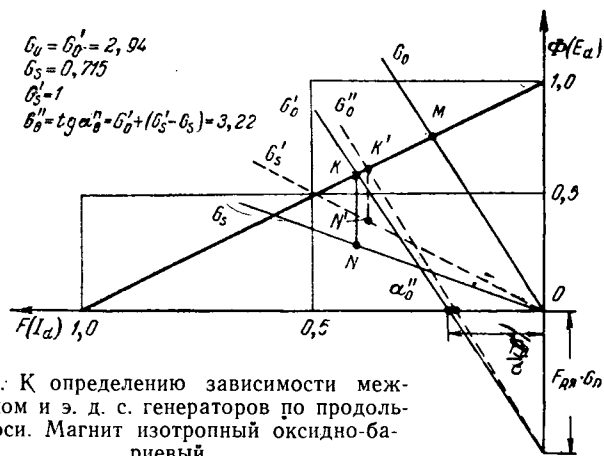


Рис. 5. К определению зависимости между током и э. д. с. генераторов по продольной оси. Магнит изотропный оксидно-бариевый.

G'_0 — линия реакции якоря при равенстве проводимостей при холостом ходе и нагрузке; G''_0 — линия реакции якоря с учетом изменения проводимости рассеяния при нагрузке от значения G_s до G'_s .

видно, что отрезок KN определит (с учетом масштабов) результирующий поток и э. д. с. E_d по продольной оси машины.

Если принять допущение, что проводимости в режимах «реакции якоря» и холостого хода равны, то расчетная зависимость $E_d = f(I_d)$ будет превышать истинную (при оксидно-бариевых магнитах, а также при определении прямой возврата размагничиванием от «свободных концов»).

Действительно, если считать, что изменяются главным образом проводимости рассеяния, причем проводимость в режиме «реакции якоря» $G'_s > G_s$, то из построения на рис. 5 видно, что при данном F_d отрезок $K'N'$, определяющий истинную E_d , меньше отрезка KN . Если точка K определяется размагничиванием от реакции якоря, то аналогично магнето расчет усложняется.

Более подробный анализ влияния допущения равенства проводимостей в генераторах должен быть предметом специального исследования.

Приложение. Оценим ожидаемый максимальный запас электромагнитной энергии в магнитной системе двухполюсного магнето, приведенной в приложении [Л. 8]. Эта система подобна приведенной на рис. 2, а и имеет следующие основные параметры:

длина магнита $l_m = 2,5$ см;
сечение магнита $s_m = 6,4$ см²;
полная проводимость $G_0 = 107 \cdot 10^{-8}$ в · сек/а;
«полезная» проводимость $G_{\pi} = 87,65 \cdot 10^{-8}$ в · сек/а;
коэффициент рассеяния $\sigma = 1,21$.

Поставим задачу — улучшить характеристики магнето и, следовательно, увеличить запас электромагнитной энергии в системе. Требуется выбрать магниты, с которыми имеет смысл экспериментировать, а также оценить использование магнитов при различных сплавах.

Для выбора оценим ожидаемый запас $A_{эм}$ при магнитах той же [Л. 8] конфигурации ($l_m = 2,5$ см, $s_m = 6,5$ см²), однако изготовленных из разных сплавов: Алюни-2, Алюникс-4, МБА-изотропный и МБА-анизотропный. Кривые размагничивания этих магнитов в координатах $B-H$ приведены на рис. 6.

В координатах $B-H$ удельная электромагнитная энергия (без учета потерь) для сплава Алюни-2 выразится в масштабе (на 1 м³ магнита) удвоенной площадью треугольника $ОКМ$ (рис. 6), если точка K определяется размагничивающим действием реакции якоря. Координаты точки K для сплава Алюни-2 были определены ранее [Л. 8]. Можно показать, что если определить координаты начальной точки прямой возврата

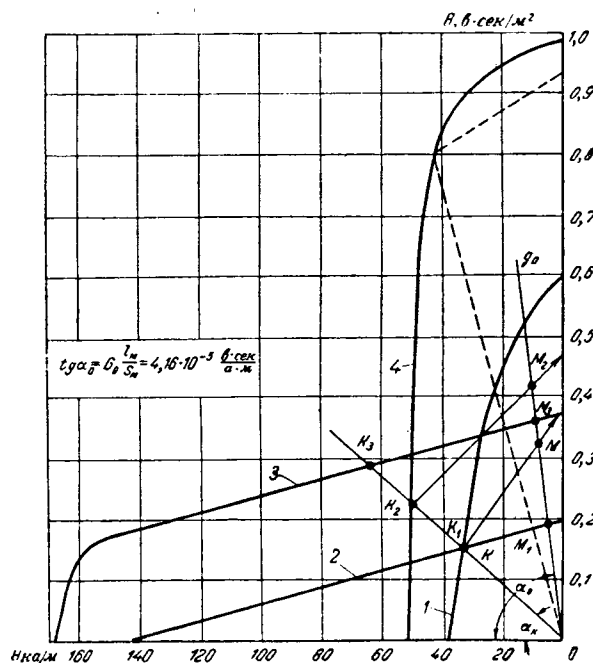


Рис. 6. К определению $A_{эм}$ при различных магнитных сплавах.

1 — магнит Алюни; 2 — изотропный оксидно-бариевый; 3 — анизотропный оксидно-бариевый; 4 — алюникс.

для магнита одного сплава, то начальные точки прямых возврата магнитов других сплавов лежат на прямой, проведенной через эту точку из начала координат (K_1, K_2, K_3 — рис. 6). Результаты вычисления $A_{эм}$ сведены в табл. 1.

Таблица 1

Материал магнита	Алюни-2	МБА-изотропный	МБА-анизотропный	АНКО-4	Примечание
$S_{\Delta ОКМ}$, дж/м ³	$4,55 \cdot 10^3$	$2,72 \cdot 10^3$	$10 \cdot 10^3$	$9,25 \cdot 10^3$	
Удельная, дж/м ³	$9,11 \cdot 10^3$	$5,44 \cdot 10^3$	$20 \cdot 10^3$	$18,5 \cdot 10^3$	
$A_{эм, у} = 2S_{\Delta ОКМ}$					
Полная, м · дж	146	87	320	296	
$A_{эм} = A_{эм, у} V_m$					
Относительная $A_{эм}$	1	0,595	2,19	2,03	Объем магнита $V_m = 1,6 \cdot 10^{-3}$ м ³ За единицу принята $A_{эм}$ при сплаве Алюни-2

Как видно из таблицы, при применении сплавов АНКО-4 и МБА-анизотропного, следует ожидать удвоения запасенной $A_{эм}$.

Оценим теперь использование выбранных магнитов в данной системе. Для этого надо подсчитать площадь треугольников $ОВ_m B_{г, вт}$ различных сплавов (рис. 1, б) и отнести их к площадям соответствующих треугольников, характеризующих $A_{эм}$ при данном сплаве (треугольники $ОКМ, ОК_1 M_1$ и т. д.). Треугольник $ОВ_m B_{г, вт}$ для одного сплава (АНКО-4) показан на рис. 6 пунктиром.

Результаты подсчета k_m приведены в табл. 2.

Таблица 2

Магнит	Алюни-2	МБА-изотропный	МБА-анизотропный	АНКО-4
$S_{\Delta ОК_m B_{г, вт}}$, дж/м ³	$7,34 \cdot 10^3$	$14,2 \cdot 10^3$	$28 \cdot 10^3$	$20,6 \cdot 10^3$
k_m	0,62	0,193	0,356	0,45
Относительный k_m	1	0,31	0,575	0,725

Электромагнитные экраны индукционных печей «высокой» частоты

Канд. техн. наук, доц. И. А. ТОРОПОВ

Ленинград

Электромагнитные экраны широко используются в открытых индукционных печах, закрытых (вакуумных) и печах с нейтральной газовой средой. Если камера опорной конструкции закрытой печи выполняется из простого железа, то ее экранирование осуществляется листовой электротехнической медью или листовым алюминием. Если же камера изготавливается из немагнитной стали, то такая камера сама является электромагнитным экраном. Во всех подобных случаях взаимное расположение

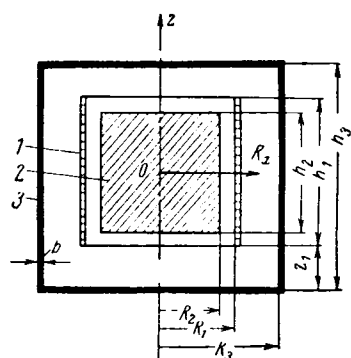


Рис. 1. Схема закрытой печи.
1 — катушка; 2 — металл; 3 — экран.

магнитных расстояний от экрана до индуктора, выбора материала экрана, толщины стенки экрана, вычисление потерь в экране и т. п. Степень экранирования электромагнитного поля индуктора определяется коэффициентом экранирования k_3 :

$$|k_3| = \left| \frac{H_i}{H_p} \right|,$$

где H_i — тангенциальная составляющая напряженности магнитного поля с внешней поверхности экрана;

H_p — тангенциальная составляющая напряженности магнитного поля с внутренней поверхности экрана.

Известно, что в общем случае коэффициент экранирования является комплексным числом, модуль которого всегда меньше единицы; очевидно, что чем меньше модуль коэффициента экранирования, тем лучше экранировано поле индуктора. Интенсивность нагрева материала стенок экрана вихревыми токами зависит от величины, пропорциональной квадрату напряженности возбуждающего магнитного поля в отдельных элементах поверхности экрана, удельного электрического сопротивления материала экрана, толщины стенки экрана и частоты тока. Необходимо иметь в виду, что экранирование внесет некоторые изменения в параметры печи, ее активное сопротивление увеличится за счет потерь на вихревые токи в экране, а индуктивное сопротивление уменьшится вследствие ослабления магнитного поля индуктора полем от токов в экранах (обратное действие экрана).

В настоящей статье рассматриваются решения, пригодные для определения инженерных задач, возникающих в процессе проектирования электромагнитных экранов индукционных печей «высокой» частоты.

С целью получения достаточно простых решений в статье приняты некоторые допущения. В большинстве встречающихся на практике случаев электромагнитного экранирования индукционных печей можно считать, что длина электромагнитной волны в материале стенки экрана много меньше его радиуса и равна:

$$\lambda = 2\sqrt{\frac{\pi\rho}{\mu_0\mu f}} \text{ [см]},$$

где ρ — удельное электрическое сопротивление материала экрана, $\text{ом} \cdot \text{см}$;

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-9} \text{ гн/см}$ — магнитная проницаемость вакуума;

μ — относительная магнитная проницаемость материала экрана;

f — частота тока, гц .

В этом случае кривизной стенки экрана можно пренебречь и рассматривать ее плоской, для которой

Из табл. 2 видно, что, хотя магниты МБА-анизотропный и АНКО-4 и дают увеличение электромагнитной энергии, т. е. решают поставленную задачу, применение магнитов данной конфигурации менее целесообразно, чем при сплаве Альни-2, так как они хуже используются. Поэтому, если это позволяет конструкция, конфигурацию этих магнитов желательно изменить.

Магнит МБА-изотропный при данной конфигурации задачи не решает и экспериментировать с ним не имеет смысла.

Литература

1. Чуваев С. Н., Аналитические методы исследования рабочего процесса магнето, «Электричество», 1939, № 3.
2. Сенилов Г. Н., К расчету магнето, «Электричество», 1937, № 3.

3. Балагуров В. А., Расчет оптимальных параметров магнитной цепи магнето, «Электричество», 1954, № 10.

4. Сенилов Г. Н., Реакция якоря в магнето, «Электричество», 1951, № 5.

5. Разумовский Н. Н., Сложные магнитные цепи применительно к магнето, Докторская диссертация, 1952.

6. Балагуров В. А., Галтеев Ф. Ф. и Ларионов А. Н., Электрические машины с постоянными магнитами, изд-во «Энергия», 1964.

7. Десмонд Д., Экономическое использование современных постоянных магнитов, JIEE, 1945, т. 92, стр. 229—252.

8. Швецов А. Г., Определение рабочей точки магнита при действии н. с. реакции якоря в магнето, «Электричество», 1962, № 7.

9. Окунев А. Я., Высшая алгебра, изд-во «Высшая школа», 1960.

[5.7.1966]



будет справедлив закон изменения напряженности магнитного поля по координате R_x [Л. 1]:

$$H_x = H_p \frac{\operatorname{sh} \left| \frac{1+j}{\epsilon} (b-x) \right|}{\operatorname{sh} \left(\frac{1+j}{\epsilon} b \right)}, \quad (1)$$

где b — толщина стенки экрана;

x — переменная ($x=0$ при $R_x=R_3$, $x=b$ при $R_x=R_3+b$);

$\epsilon = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu_0 f}}$ — эквивалентная глубина проникновения тока, см.

Рассмотрев отношение волновых сопротивлений материала экрана и среды за экраном (воздух)

$$\frac{z_0}{z_{\text{в}}} = \frac{(1+j)\rho}{\epsilon} \sqrt{\frac{\epsilon_0}{\mu_0}},$$

где $\epsilon_0 = 8,854 \cdot 10^{-14}$ — диэлектрическая проницаемость воздуха (пустоты), убедимся в том, что для всех практических случаев величина $z_0/z_{\text{в}}$ мала и, следовательно, выражение (1) справедливо при $b > \epsilon \cdot 10^{-3}$.

Считая экран удаленным от индуктора на такое расстояние, при котором величина тока печи от внесения экрана изменяется незначительно, и что этим изменением можно пренебречь, определим напряженность поля H_p .

Модуль коэффициента экранирования при замкнутом электромагнитном экране в соответствии с выражением (1) будет равен нулю, т. е. имеет место идеальное экранирование для любых толщин экранов, превышающих $\epsilon \cdot 10^{-3}$.

При открытых индукционных печах с разомкнутым экраном существуют потоки рассеяния, в этом случае $|H_i|$ и $|k_a|$ не обращаются в нуль. Удельная активная мощность, приходящаяся на единицу поверхности экрана, определяется по известной формуле [Л. 2]

$$\Delta P = 2 \cdot 10^{-4} H_p^2 \sqrt{\rho \mu f} P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right) [\text{вт/см}^2], \quad (2)$$

где H_p — расчетное значение тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля рассматриваемого элемента поверхности экрана, а/см.

Величина H_p определяется через относительные напряженности поля, графики которой изображены для аксиальной составляющей H_a на рис. 2, 3 и 4, для радиальной составляющей H_r на рис. 5, 6 и 7 при различных отношениях $h:R$.

Методика определения H_p изложена ранее [Л. 3 и 4], а также приведена в конце настоящей статьи:

$$H_p = H_1 F_{\text{н}} k_M [a/\text{см}];$$

$$k_M = 1 - 1,05 \sqrt{k} \frac{H_2}{H_1}.$$

Удельная реактивная мощность для того же элемента поверхности экрана равна:

$$\Delta Q = \Delta P \frac{Q \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)}{P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)}, [\text{ва/см}^2], \quad (3)$$

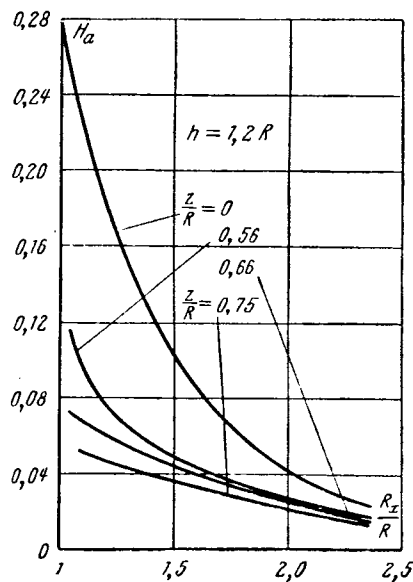


Рис. 2.

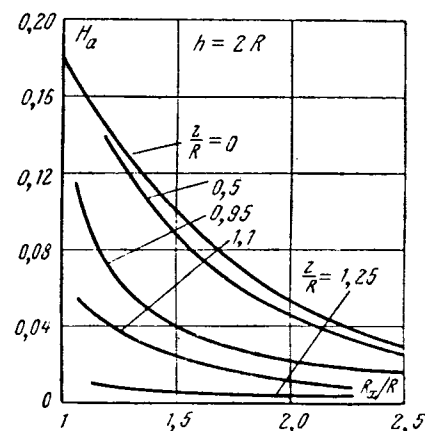


Рис. 3.

где

$$P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right) = \frac{\operatorname{sh} 2 \frac{b}{\epsilon} + \sin 2 \frac{b}{\epsilon}}{\operatorname{ch} 2 \frac{b}{\epsilon} - \cos 2 \frac{b}{\epsilon}};$$

$$Q \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right) = \frac{\operatorname{sh} 2 \frac{b}{\epsilon} - \sin 2 \frac{b}{\epsilon}}{\operatorname{ch} 2 \frac{b}{\epsilon} - \cos 2 \frac{b}{\epsilon}}$$

являются функциями, определяемыми по графикам, изображенным на рис. 8.

Средняя активная мощность, поглощаемая поверхностью экрана, равна:

$$P = 2 \cdot 10^{-4} \sqrt{\rho \mu f} \left(\frac{\omega I}{h_1} \right)^2 P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right) \times \\ \times \left[S_6 \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m (H_{1a} k_{Ma})_m^2 + \right. \\ \left. + S_7 \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (H_{1r} k_{Mr})_n^2 \right], [\text{вт}], \quad (4)$$

где $(H_{1a}k_{m,a})^2$ — квадрат относительного значения напряженности магнитного поля в фиксированных точках m боковой поверхности экрана;

$(H_{1r}k_{m,r})^2$ — квадрат относительного значения напряженности магнитного поля в фиксированных точках n торцовой поверхности экрана;

S_b и S_r — соответственно боковая и торцовая поверхности экрана, $см^2$;

w — число витков индуктора;

h_1 — высота индуктора, $см$;

I — ток индуктора, $а$.

Среднюю реактивную мощность экрана можно вычислить по формуле

$$Q = P \frac{Q \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)}{P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)}, [ва]. \quad (5)$$

Эквивалентное активное сопротивление экрана, приведенное к сопротивлению индуктора печи, равно:

$$r_a = \frac{P}{I^2}. \quad (6)$$

Эквивалентное индуктивное сопротивление экрана составляет:

$$x_a = r_a \frac{Q \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)}{P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)} + x_s. \quad (7)$$

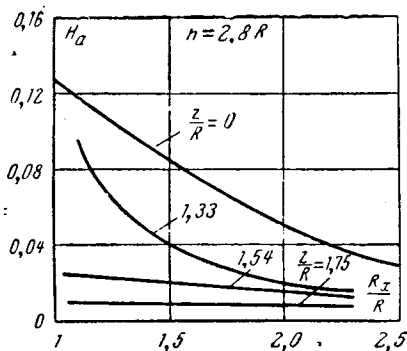


Рис. 4.

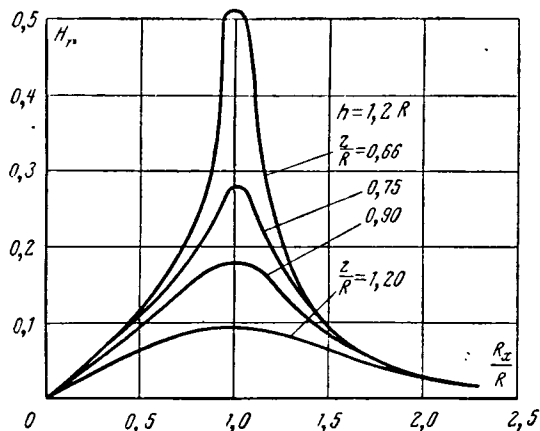


Рис. 5.

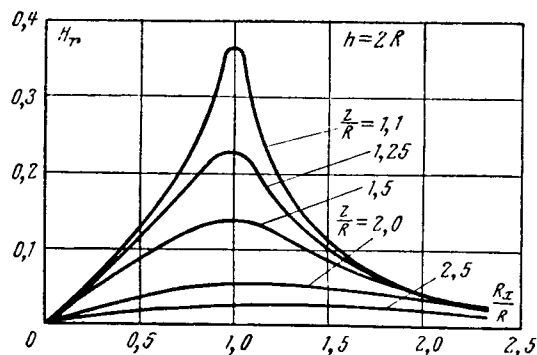


Рис. 6.

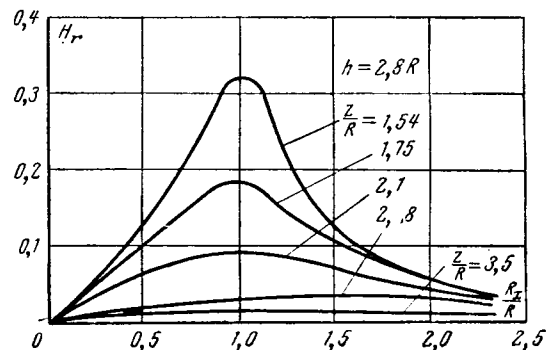


Рис. 7.

При выборе толщины стенки экрана следует исходить не из условий минимума функции $P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)$, как это иногда рекомендуется [Л. 1], чему соответствует $2 \frac{b}{\epsilon} \approx 3,2$, а из условий максимально допустимого температурного перепада между наиболее нагретым элементом поверхности экрана и окружающей средой; при этом вес материала экрана может быть уменьшен в несколько раз, что даст большую экономию таких металлов, как медь и алюминий.

Если положить температурный перепад $\Delta\theta = 30 \div 40^\circ C$, то допустимая удельная активная мощность, приходящаяся на элемент поверхности, будет соответствовать $0,04 \text{ вт/см}^2$ [Л. 3]. Следовательно, критерием для выбора толщины стенки экрана является следующее условие:

$$k_{1,3} = |H_{pm}^2 V \overline{\rho_{\mu}}| P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right) \leq 200. \quad (8)$$

Максимальная тангенциальная составляющая расчетного значения напряженности магнитного поля H_{pm} при осевой симметрии электромагнитной системы индуктор — металл — экран будет для боковой стенки экрана в середине индуктора, где $z=0$, $R_x=R_3$, а для торцовых стенок экрана — в зоне против витков индуктора ($R_x=R_1$).

Если окажется, что толщина стенки экрана выбрана оптимальной, функция $P \left(2 \frac{b}{\epsilon} \right)$ минимальна,

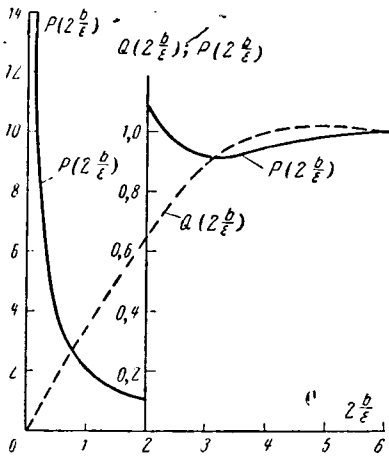


Рис. 8.

т. е. $b \approx 1,6\epsilon$, а левая часть неравенства (8) больше 200, то в этом случае (при прочих равных условиях) необходимо увеличить размеры экрана так, чтобы H_{pm} удовлетворяло неравенству (8).

Пример расчетно-экспериментальной проверки. Макет «высокочастотной» установки имеет следующие данные:

высота индуктора $h_1 = 103$ мм;
диаметр индуктора $d_1 = 2R_1 = 96$ мм;
число витков индуктора $\omega = 275$ (три слоя, медный провод диаметром 0,8 мм);

внутри индуктора, соосно и симметрично по высоте, помещался свинцовый сплошной цилиндр высотой $h_2 = 80$ мм, диаметром $d_2 = 2R_2 = 60$ мм.

Экран, открытый сверху, выполнен из листовой меди с толщиной стенки 0,5 мм (толщина стенки заведомо взята много меньше, чем $1,6\epsilon = 3,6$ мм) и имеет следующие размеры: высота $h_3 = 210$ мм, диаметр $d_3 = 2R_3 = 175$ мм, $z_1 = 55$ мм;

удельное сопротивление меди экрана $\rho = 2 \cdot 10^{-8}$ ом·см;
длина электромагнитной волны в материале стенки экрана

$$\lambda = 2 \sqrt{\frac{\pi \cdot 2 \cdot 10^{-8}}{4\pi \cdot 10^{-9} \cdot 10^3}} = 1,42 \text{ см};$$

эквивалентная глубина проникновения тока

$$\epsilon = \sqrt{\frac{2 \cdot 10^{-8}}{\pi \cdot 4\pi \cdot 10^{-9} \cdot 10^3}} = 0,224 \text{ см},$$

при $2 \frac{b}{\epsilon} = 2 \frac{0,5}{2,24} = 0,446$, функция $P\left(2 \frac{b}{\epsilon}\right) = 4,5$ и $Q\left(2 \frac{b}{\epsilon}\right) = 0,15$.

Расчет. Относительная напряженность магнитного поля с учетом отраженной волны от стенки экрана. В соответствии с графиками, изображенными на рис. 3, при $\frac{R_x}{R} = \frac{R_3}{R_1} = \frac{88}{48} = 1,83$ и $\frac{h_1}{R_1} = \frac{103}{48} \approx 2$ найдем следующие величины:

$\frac{z}{R_1}$	0	0,50	0,95	1,1	1,25
$H_{1a} \cdot 10^2$	$7 \times 2 = 14$	$6 \times 2 = 12$	$3 \times 2 = 6$	$1,6 \times 2 = 3,2$	$0,6 \times 2 = 1,2$

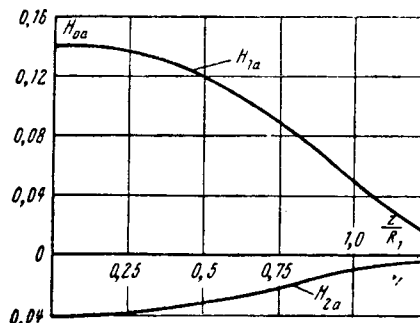


Рис. 9

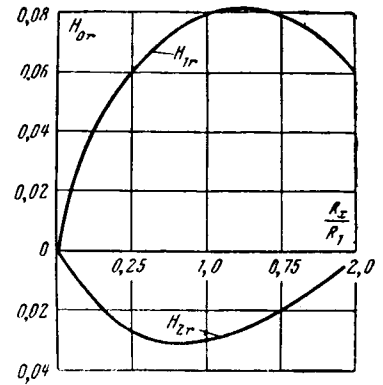


Рис. 10.

Результат расчета аксиальной составляющей напряженности магнитного поля от расплавляемого металла в зоне боковой стенки экрана (рис. 4) при $\frac{h_2}{R_2} = \frac{80}{30} \approx 2,8$, $\frac{R_x}{R} = \frac{R_3}{R_2} = \frac{88}{30} = 2,9$ приведен в табл. 1.

Таблица 1

$\frac{z}{R_2}$	0	1,33	1,54	1,75
$\frac{z}{R_1}$	0	0,83	0,96	1,09
$-H_{2a} \cdot 10^2$	$2 \times 2 = 4$	$1 \times 2 = 2$	$0,6 \times 2 = 1,2$	$0,3 \times 2 = 0,6$

По найденным значениям строим график изменения относительной аксиальной составляющей напряженности магнитного поля в зоне боковой стенки экрана в функции от координаты z/R_1 (рис. 9).

Радиальная составляющая относительной напряженности магнитного поля от индуктора в зоне торцевой стенки экрана

при $\frac{h_1}{R_1} \approx 2$, $\frac{\frac{1}{2} h_1 + z_1}{R_1} = \frac{52 + 55}{48} = 2,24$ будет равна (в соответствии с кривыми, приведенными на рис. 6):

$\frac{R_x}{R_1}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0
$H_{1r} \cdot 10^2$	0	$3 \times 2 = 6$	$4 \times 2 = 8$	$4 \times 2 = 8$	$3 \times 2 = 6$

На основании графиков, представленных на рис. 7, относительная радиальная составляющая напряженности магнитного поля от расплавляемого металла в зоне торцевой стенки экрана

будет при $\frac{h_2}{R_2} = 2,8$; $\frac{z_2}{R_2} = \frac{\frac{1}{2} h_1 + z_1}{R_2} = \frac{107}{30} = 3,56$ составлять следующие величины (табл. 2):

Таблица 2

$\frac{R_x}{R_2}$	0	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5
$\frac{R_x}{R_1}$	0	0,31	0,62	0,94	1,25	1,56
$H_{2r} \cdot 10^2$	0	$1 \times 2 = 2$	$1,5 \times 2 = 3$	$1,5 \times 2 = 3$	$1,2 \times 2 = 2,4$	$1 \times 2 = 2$

По найденным значениям строим графики изменения относительной напряженности магнитного поля в зоне торцевой стенки экрана по координате $\frac{R_x}{R_1}$ (рис. 10).

Определение коэффициента электромагнитной связи
[Л. 4] $k = \gamma \left(\frac{h_1}{R_1} \delta \right)$. При $\frac{h_1}{R_1} = \frac{103}{48} = 2,24$ и $\delta = \frac{R_1 - R_2}{R_1} = \frac{48 - 30}{48} = 0,374$ указанный коэффициент будет равен:
 $k \approx 0,77$.

Намагничивающая сила при этом составит:

$$F_H = \frac{wI}{h_1} = \frac{275 \cdot 5}{10,3} = 133 \text{ а/см.}$$

Максимальное расчетное значение напряженности магнитного поля в зоне боковой стенки экрана при $z = 0$ и

$$k_{ма} = 1 - 1,05 \sqrt{0,77} \frac{4 \cdot 10^{-2}}{14 \cdot 10^{-2}} = 1 - 0,26 = 0,74$$

будет равно:

$$H_{ра макс} = 14 \cdot 10^{-2} \cdot 133 \cdot 0,74 = 13,8 \text{ а/см.}$$

Критерии для выбора толщины стенки экрана [выражение (8)] соблюдаются:

$$k_{раа} = 13,8^2 \sqrt{2 \cdot 10^{-6} \cdot 10^3} \cdot 4,5 = 38,4 < 200.$$

Определение средней активной мощности боковой стенки экрана. Пользуясь кривыми, изображенными на рис. 9, при фиксированных значениях $\frac{z}{R_1}$ получим следующие данные, сведенные в табл. 3:

Таблица 3

$\frac{z}{R_1}$	0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4
$k_{ма}$	0,74	0,74	0,75	0,75	0,77	0,82	0,82	0,82
$H_{1a k_{ма}} \cdot 10^2$	10,4	10,4	9,8	8,3	6,2	4,1	1,6	0,8
$(H_{1a k_{ма}})^2 \cdot 10^4$	108	108	96	69	38	17	2,5	0,6

$$\frac{1}{m} \sum_1^m (H_{1a k_{ма}})_m^2 = \frac{10^{-4}}{8} (108 + 108 + 96 + 69 + 38 + 17 + 2,5 + 0,6) = 55 \cdot 10^{-4}.$$

Боковая поверхность экрана равна:

$$S_6 = 2\pi R_3 h_3 = 2\pi \cdot 8,8 \cdot 21 = 0,12 \cdot 10^4 \text{ см}^2.$$

Для торцевой стенки экрана, пользуясь кривыми, изображенными на рис. 10, при фиксированных значениях $\frac{R_x}{R_1}$ найдем (табл. 4):

Таблица 4

$\frac{R_x}{R_1}$	0	0,2	0,4	0,8	1,2	1,6	2,0
$k_{мr}$	—	0,66	0,6	0,61	0,69	0,8	0,97
$H_{1r k_{мr}} \cdot 10^2$	0	2,3	3,2	4,5	5,5	6,2	5,8
$(H_{1r k_{мr}})^2 \cdot 10^4$	0	5,3	10,0	20,0	31,0	38,0	34,0

$$\frac{1}{n} \sum_1^n (H_{1r k_{мr}})_n^2 = \frac{10^{-4}}{7} (0,0 + 5,3 + 10 + 20 + 31 + 38 + 34) = 25,5 \cdot 10^{-4}.$$

Торцевая поверхность экрана составляет:

$$S_7 = \pi R_3^2 = \pi \cdot 8,8^2 = 0,0244 \cdot 10^4 \text{ см}^2.$$

Отсюда

$$\left[S_6 \frac{1}{m} \sum_1^m (H_{1a k_{ма}})_m^2 + S_7 \frac{1}{n} \sum_1^n (H_{1r k_{мr}})_n^2 \right] = 6,6 + 0,62 = 7,22.$$

Средняя активная мощность, поглощаемая поверхностью экрана, равна:

$$P = 2 \cdot 10^{-4} \sqrt{2 \cdot 10^{-6} \cdot 10^3} \cdot 133^2 \cdot 4,5 \cdot 7,22 = 5,15 \text{ вт.}$$

Средняя реактивная мощность экрана составляет:

$$Q = 5,15 \frac{0,15}{4,5} = 0,17 \text{ ва.}$$

Эквивалентные активное и индуктивное сопротивления экрана будут равны:

$$r_a = \frac{P}{I^2} = \frac{5,15}{25} = 0,21 \text{ ом;}$$

$$x_{a, в} = 0,7 \cdot 10^{-2} \text{ ом.}$$

Внешнее индуктивное сопротивление от отраженной магнитной волны и коэффициент индуктивности соответственно составят:

$$L_s = \pi^2 (d_3^2 - d_1^2) \left| \frac{H_{1a k_{ма}}}{2} \right|_{z=0} \frac{\omega^2}{h_1} k_s \cdot 10^{-9} = 10 \cdot 213 \cdot 5,2 \cdot 10^{-2} \frac{275^2}{10,3} 0,73 \cdot 10^{-9} = 5,92 \cdot 10^{-4} \text{ гн;}$$

$$x_s = \omega L_s = 6,28 \cdot 10^3 \cdot 5,92 \cdot 10^{-4} = 3,72 \text{ ом;}$$

$$x_a = 3,72 + 0,007 = 3,73 \text{ ом.}$$

Экспериментальная проверка. Питание макета установки осуществлялось от «высокочастотного» генератора частотой тока $f = 1000$ гц, номинальной мощностью 10 ква, напряжением 220 в; напряжение генератора регулировалось в необходимых пределах посредством тока возбуждения.

Магнитное поле измерялось посредством магнитного зонда (катушки), состоящего из 1500 витков медной проволоки диаметром 0,09 мм и имеющего в «свету» площадь сечения 0,75 см². Зонд градуировался в однородном магнитном поле катушки высотой, намного превышающей ее диаметр.

Результаты измерений приведены в табл. 5.

Таблица 5

Предмет исследования	Измеряемые величины:					
	$U, \text{ в}$	$I, \text{ а}$	$P, \text{ вт}$	Напряженность магнитного поля $H_a, \text{ а/см}$		
				координаты точки z/R_x	с внутренней стороны экрана	с наружной стороны экрана
Макет установки (индуктор, свинцовый цилиндр, экран)	136	5	198	0/8,8	19	0,8
				3/8,8	15,3	0,6
				6/8,8	3,5	0,0
				9/8,8	2,5	0,0
Макет без экрана (свинцовый цилиндр и индуктор)	155	5	192	0/9	В зоне экрана	
				3/9	7,4	5,6
				6/9	1,2	0,5
				9/9	0,5	0,5

Сравнение расчетных данных с экспериментальными дано в табл. 6.

Таблица 6

Сравниваемые величины	$r_a, \text{ Ом}$	$x_a, \text{ Ом}$	$k_{pв}$	Напряженность магнитного поля $H_a, \text{ а/см}$							
				с внутренней стороны экрана				без экрана, а/см			
Расчет	0,21	3,73	38,4	14	11	2,0	—	7,0	5,5	1,0	—
Эксперимент	0,24	4,0	71	19	15,3	3,5	2,5	7,4	5,6	1,2	0,5
Отношение расчетных дан- ных к экспериментальным	0,87	0,93	0,54	0,74	0,72	0,57	—	0,95	0,98	0,84	—

Выводы. В статье рассмотрены вопросы проектирования электромагнитных экранов индукционных печей «высокой» частоты, позволяющие рационально выбирать размеры конструкции экранов. Установлено, что экран печи приводит к уменьшению индуктивного сопротивления печи и тем самым к улучшению ее коэффициента мощности.

Разработана методика расчета экранов с использованием относительной напряженности магнитного поля цилиндрических систем с применением в численных метода суперпозиции.

Расчетные данные проверены экспериментально,

результаты показывают применимость метода для инженерной практики.

Литература

1. Вайнберг Я. М., Индукционные плавильные печи, Госэнергоиздат, 1960.
2. Торопов И. А., Нагрев вихревыми токами металлических частей опорной конструкции индукционных печей, «Электричество», 1940, № 8.
3. Торопов И. А., Ферромагнитные экраны индукционных печей, «Электричество», 1962, № 3.
4. Торопов И. А., Электрический расчет индукционной печи без стального сердечника с учетом краевого эффекта, «Электричество», 1960, № 11.

[15.3.1965]



УДК 621.314.572

Критерий устойчивости самовозбуждающихся инверторов

Канд. техн. наук С. М. КАЦНЕЛЬСОН

Уральское отделение Всесоюзного научно-исследовательского
института железнодорожного транспорта

Применение мощных самовозбуждающихся инверторов в преобразователях постоянного тока на электрифицированных железных дорогах [Л. 1] и в преобразователях частоты для индукционного нагрева, электропривода и других целей вызывает необходимость рассмотрения вопросов устойчивости как в установившихся режимах их работы, так и в переходных режимах, связанных со скачкообразными изменениями параметров нагрузки. Стремление улучшить внешнюю характеристику автономного инвертора привело к появлению ряда схем с последовательно-параллельным включением коммутирующих емкостей [Л. 2 и 3], а также к применению сложных схем фазосдвигающих цепей в системах управления [Л. 4]. В самовозбуждающихся инверторах не всегда возможно сочетание тех или иных сложных схем фазосдвигающих цепей и схем соединения нагрузки с коммутирующими и компенсирующими емкостями. При неудачных композициях могут появляться зоны, в которых устойчивая работа инвертора становится невозможной.

Самовозбуждающиеся инверторы принадлежат к автоколебательным системам, обратная связь в которых выполнена с помощью фазосдвигающих цепей. Следует различать понятие устойчивости

равновесия самовозбуждающегося инвертора как автоколебательной системы, независимо от свойств и параметров применяемых вентилях, от устойчивости его работы, которая зависит от типа и конструкции вентилях. Например, в случае применения ионных вентилях устойчивость работы инвертора будет зависеть главным образом от времени восстановления управляющих свойств сеток, параметров сеточной цепи, разброса характеристик вентилях и других факторов.

Вопросы устойчивости самовозбуждающихся инверторов, зависящей от свойств вентилях и восстановления их управляемости, освещены в технической литературе [Л. 3]. В этом случае для сохранения устойчивости работы инвертора должно быть соблюдено неравенство

$$\varphi_1 \geq \frac{\gamma_1}{2} + \delta_{\min}, \quad (1)$$

где φ_1 — угол сдвига фазы между первыми гармониками инвертированных тока и напряжения; γ — угол коммутации; δ_{\min} — минимально допускаемый угол запираания вентилях.

В настоящей работе этот вопрос не освещается, а рассматриваются лишь методы определения кри-

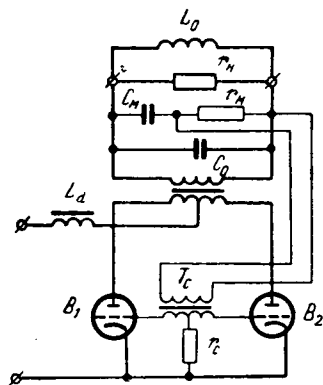


Рис. 1. Принципиальная схема параллельного инвертора с фазосдвигающей цепью.

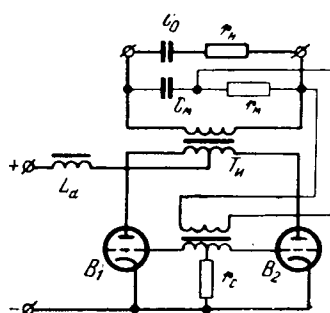


Рис. 2. Принципиальная схема инвертора с последовательным включением коммутирующей емкости C_0 и сопротивления нагрузки r_n .

терия устойчивости равновесия самовозбуждающихся инверторов как автоколебательных систем с обратной связью.

Как известно из теории самовозбуждающихся ионных преобразователей частоты, работающих без пауз между горением клапанов инвертора, одним из необходимых условий работы преобразователя является равенство выходного угла ψ_m фазосдвигающей цепи (моста), осуществляющей обратную связь, и угла φ_1 сдвига фазы между первыми гармониками инвертированного тока и напряжения [Л. 3 и 5]:

$$\psi_m \approx \varphi_1. \quad (2)$$

Хотя это равенство является приближенным и не учитывает наличия сеточного смещения, характеристики зажигания клапанов и угла коммутации, но, как показано в [Л. 3 и 5], эта связь между углами ψ_m и φ_1 отражает условие равновесия самовозбуждающегося инвертора.

Следует отметить, что равенство (2) может соответствовать условиям как устойчивого, так и неустойчивого равновесия и поэтому не может служить критерием устойчивости. Можно показать, что критерием устойчивости самовозбуждающегося инвертора со сколь угодно сложной системой фазосдвигающих цепей и сложной схемой соединения нагрузки с коммутирующими емкостями является неравенство

$$\frac{\partial \varphi_1}{\partial \omega} - \frac{\partial \psi_m}{\partial \omega} > 0, \quad (3)$$

где ω — частота инвертирования.

На рис. 1 приведена схема простого параллельного инвертора с фазосдвигающей цепью, состоящей из активного сопротивления r_m и емкости C_m . Напряжение для управления инвертором снимается с активного сопротивления. Угол сдвига фазы φ_1 между первыми гармониками инвертированного тока и напряжения равен:

$$\varphi_1 = \arctg \frac{\omega^2 - \omega_0^2}{\omega \omega_r}, \quad (4)$$

где

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}}; \quad \omega_r = \frac{1}{r_n C_0};$$

C_0 — суммарная величина компенсирующей емкости колебательного контура и коммутирующей емкости;

L_0 — индуктивность колебательного контура;

r_n — сопротивление нагрузки.

Выходной угол фазосдвигающей цепи равен:

$$\psi_m = \arctg \frac{\omega_m}{\omega}, \quad (5)$$

где

$$\omega_m = \frac{1}{r_m C_m}.$$

Дифференцируя уравнения (4) и (5), найдем разность производных:

$$\frac{\partial \varphi_1}{\partial \omega} - \frac{\partial \psi_m}{\partial \omega} = \frac{\omega_r (\omega^2 + \omega_0^2)}{\omega^2 \omega_r^2 + (\omega^2 - \omega_0^2)^2} + \frac{\omega_m}{\omega^2 + \omega_m^2}. \quad (6)$$

Эта разность всегда больше нуля, и поэтому система всегда имеет точку устойчивого равновесия, определяемую корнем уравнения $\varphi_1 = \psi_m$:

$$\omega = \sqrt{\omega_0^2 + \omega_m \omega_r}. \quad (7)$$

Для того чтобы определить, является ли равновесие устойчивым, рассмотрим состояние системы при изменении частоты. Нетрудно показать, что при случайном увеличении частоты на $\Delta \omega$ происходит рассогласование углов φ_1 и ψ_m : угол φ_1 возрастает, а угол ψ_m уменьшается. Если угол ψ_m начал уменьшаться, то зажигание клапана будет происходить с некоторым запаздыванием, что вызовет уменьшение частоты. Следовательно, в рассмотренном случае при отклонении от состояния равновесия система стремится возвратиться в прежнее состояние, т. е. равновесие является устойчивым. Аналогичные рассуждения можно провести при отклонении частоты в сторону уменьшения.

Для определения критерия устойчивости равновесия самовозбуждающегося преобразователя частоты можно применять также неравенство

$$\frac{\partial \tg \varphi_1}{\partial \omega} - \frac{\partial \tg \psi_m}{\partial \omega} > 0. \quad (8)$$

В рассмотренном примере

$$\frac{\partial \tg \varphi_1}{\partial \omega} - \frac{\partial \tg \psi_m}{\partial \omega} = \frac{1}{\omega_r} + \frac{\omega_0^2}{\omega^2 \omega_r} + \frac{\omega_m}{\omega^2}.$$

Для схемы самовозбуждающегося инвертора с последовательным включением коммутирующей емкости C_0 и сопротивления нагрузки r_n (рис. 2) углы φ_1 и ψ_m будут соответственно равны:

$$\varphi_1 = \arctg \frac{\omega_r}{\omega}; \quad \psi_m = \arctg \frac{\omega_m}{\omega}.$$

Из равенства $\varphi_1 = \psi_m$ находим, что $\omega_r = \omega_m$. Тогда согласно критерию устойчивости (8) получим:

$$\frac{\omega_m}{\omega^2} - \frac{\omega_r}{\omega^2} = 0.$$

Условие устойчивости равновесия в данной автоколебательной системе не соблюдается ни при каком значении частоты. Следовательно, самовозбуждающийся инвертор с последовательным включением коммутирующей емкости и сопротивления нагрузки не может устойчиво работать с данной системой фазосдвигающей цепи.

Если же в этом преобразователе применить мост $r_m C_m$, у которого управляющее напряжение снимается между средней точкой трансформатора и точкой соединения r_m и C_m , то такая автоколебательная система оказывается устойчивой. В этом случае

$$\operatorname{tg} \psi_m = \frac{2\omega\omega_m}{\omega^2 - \omega_m^2}. \quad (9)$$

Из равенства $\varphi_1 = \psi_m$ находим:

$$\omega^2 = \frac{\omega_m^2 \omega_r}{\omega_r - 2\omega_m}. \quad (10)$$

Подставляя это значение частоты в неравенство (8), получаем:

$$\frac{\partial \operatorname{tg} \varphi_1}{\partial \omega} - \frac{\partial \operatorname{tg} \psi_m}{\partial \omega} = \frac{(2\omega_m^2 - \omega_r)^2 (\omega_m + 1)}{2\omega_m^3}. \quad (11)$$

Выражение, стоящее в правой части уравнения (11), всегда больше нуля; следовательно, с рассмотренной системой фазосдвигающей цепи самовозбуждающийся преобразователь с последовательным включением коммутирующей емкости и сопротивлением нагрузки может работать устойчиво.

Рассмотрим более сложный случай определения критерия устойчивости в последовательно-параллельном преобразователе частоты, в котором в какой-то степени совмещаются свойства параллельного и последовательного инверторов, что позволяет значительно улучшить его нагрузочную характеристику. Схема преобразователя приведена на рис. 3. Нагрузочная характеристика самовозбуждающегося последовательно-параллельного инвертора зависит не только от параметров нагрузки и соотношения между емкостью C_1 , включенной последовательно, и емкостью C_2 , включенной параллельно нагрузке, но и от примененной системы фазового управления. Угол сдвига фазы между первыми гармониками инвертированных тока и напряжения в последовательно-параллельном инверторе определяется уравнением:

$$\varphi_1 = \operatorname{arctg} \left[\frac{\omega(1-n)}{n\omega_r} - \frac{(2-n)\omega_0^2}{n\omega\omega_r} + \frac{\omega_r}{\omega} + \frac{\omega_0^4}{n\omega^3\omega_r} \right], \quad (12)$$

где

$$n = \frac{C_1}{C_0}; C_0 = C_1 + C_2; \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{L_0 C_0}}. \quad (13)$$

Остальные обозначения те же, что и в предыдущих схемах.

Равенство $\varphi_1 = \psi_m$ имеет в рассматриваемом случае шестую степень, и его решение сопряжено с известными трудностями. Поэтому для определения возможности устойчи-

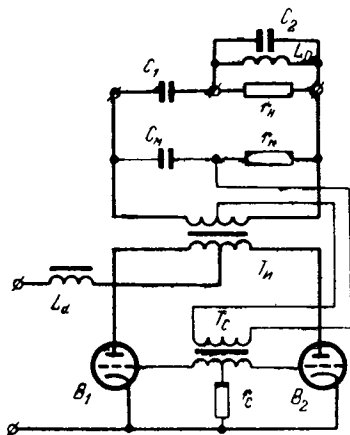


Рис. 3. Схема самовозбуждающегося последовательно-параллельного инвертора.

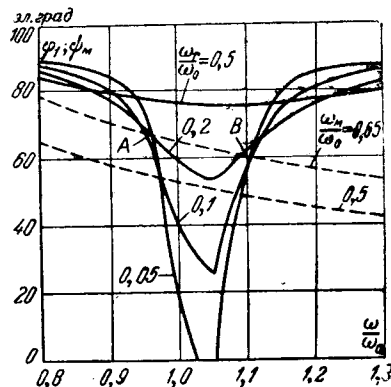


Рис. 4. Фазо-частотные характеристики последовательно-параллельного инвертора.

вой работы самовозбуждающегося преобразователя частоты при наличии сложных схем инверторов и фазосдвигающих цепей целесообразно применять графоаналитический метод.

Зоны устойчивого равновесия самовозбуждающегося инвертора в сложных случаях можно определить по совмещенным фазо-частотным характеристикам инвертора и фазосдвигающей цепи. На рис. 4 пунктирными линиями изображены совмещенные фазо-частотные характеристики фазосдвигающей цепи, образованной сопротивлением r_m и конденсатором C_m , а сплошными линиями — фазо-частотные характеристики последовательно-параллельного инвертора, построенные для $n=0,125$. Построение этих характеристик по уравнениям (9) и (12) не представляет затруднений.

Фазо-частотные характеристики последовательно-параллельного инвертора имеют падающие и возрастающие зоны в зависимости от нагрузки, параметров инвертора и частоты. По характеристикам инвертора и фазосдвигающей цепи легко найти области устойчивого равновесия преобразователя.

На рис. 4 характеристики фазосдвигающей цепи пересекаются с характеристиками последовательно-параллельного инвертора в двух точках, но только одна из них является точкой устойчивого равновесия. Например, нагрузочная характеристика инвертора, соответствующая нагрузке $\omega_r/\omega_0=0,2$, пересекается с характеристикой моста, имеющего параметры $\omega_m/\omega_0=0,65$, в точках A и B. В точке A уравнение равновесия $\varphi_1 = \psi_m$ удовлетворяется, но она не является точкой устойчивого равновесия, так как в ней не выполняется условие устойчивости (3). Действительно, при любом положительном приращении частоты $\Delta\omega$ угол ψ_m оказывается больше, чем угол φ_1 , что вызывает преждевременное зажигание инвертора, и как следствие дальнейшее повышение частоты. Этот процесс продолжает развиваться, частота растет от периода к периоду до тех пор, пока не достигнет величины, соответствующей точке B. В этой точке достигается равновесие, так как при дальнейшем увеличении частоты угол ψ_m становится меньше угла φ_1 , поэтому зажигание вентилей начинает происходить с запаздыванием, что вызывает уменьшение частоты. При уменьшении частоты угол ψ_m становится больше угла φ_1 , что вы-

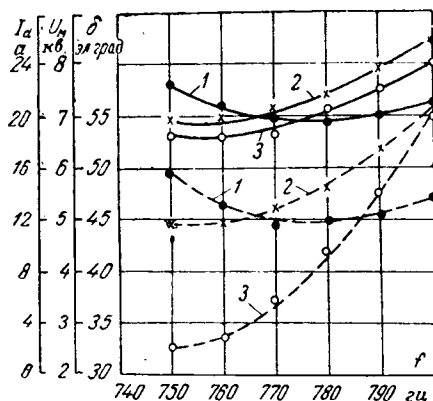


Рис. 5. Экспериментальные зависимости: входного тока I_a инвертора (1), максимального напряжения U_m на вентилях (2) и угла запираания δ (3) от частоты инвертирования в последовательно-параллельном инверторе.

— $r_n = 10 \text{ ом}$; — — — $r_n = 16,5 \text{ ом}$.

зывает преждевременное зажигание вентилях, рост частоты и возвращение в точку равновесия.

По фазо-частотным характеристикам можно определить зоны устойчивой работы инвертора при изменении нагрузки, параметров фазосдвигающей цепи и частоты. Например, если фазосдвигающая цепь имеет параметры, определяемые величиной $\omega_m/\omega_0 = 0,5$, то при увеличении нагрузки до $\omega_r/\omega_0 = 0,2$ происходит срыв работы инвертора и точки устойчивого равновесия не имеется ни при каком значении ω/ω_0 . Экспериментальное исследование критерия устойчивости производилось на самовозбуждающемся последовательно-параллельном инверторе мощностью 25 кВт, принципиальная схема которого приведена на рис. 3. Для того чтобы избежать возможности срыва инвертирования из-за малого значения угла δ , были применены вентили типа TP1-15/15, которые имеют время восстановления управляемости, равное 50 мксек и могут работать при полном использовании их по току и напряжению на частоте 2500 гц [Л. 3]. При экспериментальном исследовании входное напряжение инвертора поддерживалось постоянным и равным $U_d = 1,3 \text{ кв}$, частота инвертирования была принята равной 800 гц, причем в процессе ее регулирования время, предоставляемое на восстановление управляемости вентилях, было не ниже 120 мксек, а нагрузка их по току и напряжению не превышала 60—65%. В таком облегченном режиме срыв инвертирования определялся только условиями устойчивости самовозбуждающегося инвертора как автоколебательной системы с обратной связью.

Элементы экспериментальной установки имели следующие параметры: активное сопротивление нагрузки r_n в номинальном режиме составляло 10 ом, параллельно подключенная к нему индуктивность $L_0 = 0,48 \text{ мГн}$, параллельно включенная емкость $C_2 = 96 \text{ мкФ}$, последовательно включенная емкость $C_1 = 13,7 \text{ мкФ}$. Коэффициент трансформации инверторного трансформатора $\omega_1/\omega_2 = 3$, где ω_1 — число витков одной фазы первичной обмотки, а ω_2 — чис-

ло витков вторичной обмотки. Фазосдвигающая цепь присоединялась через промежуточный понижающий трансформатор с выведенной средней точкой и имела следующие параметры: $C_m = 0,85 \text{ мкФ}$, $r_m = 385 \text{ ом}$.

Испытание устойчивости самовозбуждающегося инвертора производилось при неизменных его параметрах и постоянной величине нагрузки. Сопротивление фазосдвигающей цепи r_m плавно увеличивалось до наступления срыва инвертирования. Экспериментальные зависимости приведены на рис. 5. При нагрузке $r_n = 10 \text{ ом}$ и плавном увеличении сопротивления r_m до 480 ом неизбежно происходил срыв инвертирования при частоте $f = 750 \text{ гц}$, несмотря на то что время, предоставляемое на восстановление управляемости вентилях, составляло 185 мксек при амплитуде напряжения 6,9 кв и среднем токе через вентиль 7,9 а. При повторных испытаниях с увеличением сопротивления нагрузки до 16,5 ом срыв инвертирования происходил приблизительно при той же частоте, но при других сопротивлениях фазосдвигающей цепи. В случае перехода на независимое управление инвертора от постороннего генератора частоту инвертирования удавалось снижать до 750 гц, и при этом возрастал угол запираания δ . Экспериментально полученные закономерности были близки к приведенным на рис. 4.

Устойчивость самовозбуждающегося инвертора может также нарушаться при переходных процессах, связанных со скачкообразными изменениями параметров нагрузки, коммутирующей емкости или фазосдвигающей цепи. В зависимости от момента начала переходного процесса и его протекания возможно выпадение инвертора из работы. Это связано с рассогласованием между углами ψ_m и ϕ_1 , которое возникает в результате появления свободных аperiodических токов в фазосдвигающей цепи.

В простом параллельном инверторе, схема которого изображена на рис. 1, с ростом нагрузки увеличивается частота, что приводит к перераспределению напряжений на элементах фазосдвигающей цепи. При скачкообразном увеличении нагрузки или уменьшении коммутирующей емкости C_0 скорость ее перезаряда увеличивается. Опираясь в целях упрощения только первыми гармониками, можно найти напряжение u_{r_m} на активном сопротивлении r_m :

$$u_{r_m} = U_{m2} \cos \psi_{m2} \sin(\omega_2 t + \psi_{m2}) + U_0 e^{-\frac{t}{r_m C_m}}. \quad (14)$$

Здесь $U_{m2} \sin \omega_2 t$ — напряжение, приложенное к фазосдвигающей цепи в установившемся режиме при частоте ω_2 , а ψ_{m2} — установившееся значение выходного угла моста. Как видно из уравнения (14), выходное напряжение моста содержит аperiodическую составляющую, которая хотя и быстро затухает, но может повлиять на момент зажигания очередного вентиля. Начальное значение этого напряжения при $t=0$ равно:

$$U_0 = U_{m1} \cos \psi_{m1} \sin(\omega_1 \tau + \psi_{m1}) - U_{m2} \cos \psi_{m2} \sin \psi_{m2}. \quad (15)$$

Здесь первый член в правой части равенства представляет собой мгновенное значение выходного напряжения моста в начальный момент переходного

процесса, определяемое предшествующим режимом. Время τ , являвшееся текущей координатой для предшествующего режима, в уравнении (15) представляет собой постоянную величину, которая определяет зависимость апериодической составляющей выходного напряжения моста от момента изменения параметров нагрузки. Принимая во внимание, что в установившемся режиме

$$\psi_{1M} = \varphi_1; \quad \psi_{2M} = \varphi_2; \quad \frac{U_{M1}}{U_{M2}} = \frac{\cos \varphi_2}{\cos \varphi_1},$$

получаем:

$$u_{rM} = U_{M2} \cos \psi_{M2} \times \\ \times \left\{ \sin(\omega_2 t + \psi_{M2}) + e^{-\frac{t}{\tau_{\Sigma C_M}}} [\sin(\omega_1 \tau + \psi_{M1}) - \sin \psi_{M2}] \right\}. \quad (16)$$

При изменении параметров нагрузки или коммутирующей емкости в момент времени, определяемый углом

$$\omega_1 \tau = \psi_{M2} - \psi_{M1}, \quad (17)$$

апериодической составляющей напряжения не возникает и угол ψ_{M2} с самого начала переходного процесса принимает установившееся значение, согласованное с новым углом φ_2 сдвига фазы между первыми гармониками инвертированных тока и напряжения.

При

$$\omega_1 \tau = \frac{\pi}{2} - \psi_{M1} \quad (18)$$

апериодическая составляющая напряжения моста имеет максимальное значение, что приводит к смещению кривой сеточного напряжения и может вызвать запаздывание зажигания вентиля. В этом случае угол δ , предоставляемый на восстановление управляемости вентиля, может оказаться недостаточным, в результате чего произойдет срыв инвертирования.

На рис. 6 приведены осциллограммы анодного напряжения U_a на вентиле самовозбуждающегося параллельного инвертора при включении одной и той же нагрузки, имеющей активно-индуктивный характер. Срез на калибровочной кривой фиксирует момент включения, обозначенный через t_1 . При совпадении включения нагрузки с моментом коммутации вентиля инвертора или близости этих моментов, когда $\omega_1 \tau = \psi_{M2} - \psi_{M1}$ имеет малую величину, инвертор и фазосдвигающая цепь сразу входят в новый установившийся режим, при котором углы ψ_{M2} и φ_2 оказываются согласованными (рис. 6 а). Некоторое постепенное снижение анодного напряже-

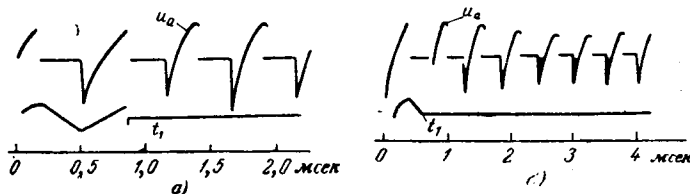


Рис. 6. Осциллограммы анодного напряжения U_a на вентиле параллельного инвертора при скачкообразном увеличении нагрузки и разных моментах времени ее включения.

ния объясняется здесь переходным процессом, связанным с изменением запаса энергии во входном дросселе L_d .

На рис. 6, б момент включения опережает момент коммутации вентиля и приближается к $\omega_1 \tau = \frac{\pi}{2} - \psi_{M1}$. Угол запираания δ оказался сильно уменьшенным, однако срыва не произошло и инвертор удержался в работе. В последующие полупериоды угол δ снова возрос, достигнув нового установившегося значения.

Следует заметить, что при скачкообразных изменениях параметров силовой цепи инвертора в кривой сеточного напряжения могут возникать затухающие колебания повышенной частоты, также оказывающие влияние на начальное значение угла запираания δ .

Выводы. Рассмотренные аналитические и графо-аналитические критерии устойчивого равновесия самовозбуждающихся инверторов при работе их в установившемся режиме могут быть использованы при составлении композиции схем фазосдвигающих цепей с теми или иными схемами инверторов, в которых с целью улучшения их внешней характеристики применены различные способы включения коммутирующих и компенсирующих емкостей.

Литература

1. Третьяк Т. П., Совершенствование электрической тяги на постоянном токе, «Железнодорожный транспорт», 1963, № 1.
2. Demontvignier M., Les onduleurs autonomes accumulateurs de courant alternatif et convertisseurs de fréquence, Revue générale de l'Electricité, Juin, 1958.
3. Донской А. В. и Ивенский Г. В., Электротермические установки с ионными преобразователями повышенной частоты, изд-во «Энергия», 1964.
4. Кацнельсон С. М. и Шварц Г. К., Методы автоматического регулирования напряжения самоуправляемых автономных ионных преобразователей частоты, «Электричество», 1962, № 11.
5. Васильев А. С. и Слухоцкий А. Е., Ионные и электронные инверторы высокой частоты, Госэнергоиздат, 1961.

[9.3.1965]



Расчет затухания и входного сопротивления однородной несимметричной линии электропередачи

Инж. Ю. П. ШКАРИН

Москва

Введение. До настоящего времени расчет затухания и входного сопротивления линии электропередачи для присоединения передатчика и приемника по схеме «провод—земля» производился по формулам, приведенным в [Л. 1—6].

Однако эти формулы были получены для симметричной линии электропередачи при условии равенства сопротивлений нагрузки на двух нерабочих проводах в начале и конце линии, а также при других допущениях. В [Л. 1—3] принимается, что падающая волна «все провода—земля» не доходит до приемного конца, а отраженная междофазовая волна — до передающего конца. В [Л. 4 и 5] учитывается отраженная междофазовая волна в начале линии, но так же, как и в [Л. 1—3], принимается, что падающая волна «все провода—земля» не доходит до приемного конца.

В [Л. 6] приведены формулы и рекомендации для расчета затухания несимметричной однородной линии, однако эти формулы и рекомендации неполны и в ряде случаев весьма приближенны. Кроме того, они были получены без учета падающей волны «все провода—земля» на приемном конце и при условии равенства сопротивлений нагрузок на обоих нерабочих проводах.

Следовательно, расчет затухания и входного сопротивления несимметричных однородных линий электропередачи с учетом всех падающих и отраженных волн для любых нагрузок на приемном и передающем концах в настоящее время невозможен.

В то же время необходимость такого расчета совершенно очевидна, так как большинство линий в энергосистемах несимметричные и нетранспонированные и, кроме того, многие из линий 35—110 кВ имеют весьма малую длину (порядка 5—30 км).

Ниже приводится полученная в ОРГРЭС методика строгого расчета затухания и входного сопротивления электрически короткой несимметричной однородной линии электропередачи для наиболее распространенной в СССР схемы присоединения «любой провод линии—земля».

Ввиду значительной трудоемкости расчета полученные формулы были запрограммированы для расчета на ЭЦВМ. Сравнение результатов расчета и измерений показывает их достаточно хорошее совпадение.

Методика расчета, приведенная ниже, легко может быть применена для расчета затухания и входного сопротивления любой схемы «провод—провод».

Метод расчета и вывод формул. Как показано в [Л. 7], распространение электромагнитных волн вдоль несимметричной многопроводной линии электропередачи происходит по n независимым волновым каналам (n — число проводов линии).

Каждый s -й канал характеризуется своей постоянной распространения $\gamma_{(s)}$, соотношением токов в проводах $\delta_{k(s)} = \frac{i_{k(s)}}{i_{r(s)}}$, где $i_{r(s)}$ — ток волны s -го ка-

нала в r -м проводе, принятом за базисный (при этом $i_{r(s)} \neq 0$), и волновыми сопротивлениями проводов $z_{bh(s)}$.

С учетом этого положения в [Л. 8] приводятся выражения для граничных условий в начале и конце линии, из которых можно получить выражения для определения токов и напряжений на проводах.

Оговоримся, что для упрощения выражений вывод будет произведен для трехпроводной линии электропередачи и что везде ниже волновой канал «все провода земли» обозначается индексом (0), междофазный канал с минимальной постоянной распространения — индексом (1) и второй междофазный канал — индексом (2). За базисный провод принимаем провод 1, опуская везде для него в выражениях для $i_{(s)}$ и $z_{bh(s)}$ индекс 1.

Токи и напряжения падающих и отраженных волн в начале и конце линии электропередачи для общего случая включения генераторов и нагрузочных сопротивлений (рис. 1) можно определить, решив систему уравнений

$$\left. \begin{aligned} E_k &= \sum_{s=0}^2 i_{(s)} (z_{bh'(s)} + z_{rk}) \delta_{k(s)} - \\ &\quad - \sum_{s=0}^2 i'_{(s)} (z_{bh(s)} - z_{rk}) \delta_{k(s)}; \\ 0 &= \sum_{s=0}^2 i_{(s)} (z_{bh(s)} - z_{rk}) \delta_{k(s)} e^{-\gamma_{(s)}l} - \\ &\quad - \sum_{s=0}^2 i'_{(s)} (z_{bh'(s)} + z_{rk}) \delta_{k(s)} e^{\gamma_{(s)}l} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

($k = 1, 2, 3$),

где $i_{(s)}$ — ток падающей волны в s -м волновом канале в начале линии; $i'_{(s)}$ — ток отраженной волны в s -м волновом канале в начале линии; остальные обозначения даны на рис. 1.

Решение системы уравнений (1) будет:

$$i_{(s)} = \frac{\Delta_E(s)}{\Delta}, \quad (2)$$

где Δ — определитель 6-го порядка, составленный из коэффициентов при токах $i_{(s)}$ и $i'_{(s)}$ в (1);

$\Delta_E(s)$ — аналогичный Δ -опредетель, в котором все элементы столбца, соответствующего падающему или отраженному току в s -м волновом канале, заменены соответствующими э. д. с. E_k ($k = 1, 2, 3$) и $E_{3+m} = 0$ ($m = 1, 2, 3$).

Для рассматриваемой нами схемы присоединения « k -й провод—земля» только одна из э. д. с. E_k (рис. 1) будет отлична от нуля. Решив для этого случая систему уравнений (1), можно полу-

читать согласно (2) выражения для токов всех трех падающих и трех отраженных волн в первом (базисном) проводе в начале линии.

Эти выражения здесь не приводятся ввиду их громоздкости. Оговорим лишь, что в них имеется общий множитель

$$A = - \frac{E_k \Delta(n) \Delta(k)}{\Delta} e^{(\gamma_{(0)} + \gamma_{(1)} + \gamma_{(2)})l},$$

в котором величину E_k можно принять равной единице, что не влияет на конечный результат.

Суммарный ток в начале линии в любом m -м проводе при подключении генератора к k -му проводу определяется как

$$i_m(n) = \sum_{s=0}^2 \delta_{m(s)} (i_{(s)} + i'_{(s)}), \quad (3)$$

где $i_{(s)}$ и $i'_{(s)}$ — токи падающей и отраженной волн s -го канала, определенные по (2) для присоединения генератора к проводу k .

Подставив в (3) выражения токов $i_{(s)}$ и $i'_{(s)}$, полученные по (2), можно получить следующее выражение для тока k -го провода, к которому подключен генератор в начале линии:

$$i_k(n) = i_k(n)_{\text{дл}} (1 - Q_k) A, \quad (4)$$

где $i_k(n)_{\text{дл}}$ — суммарный ток k -го провода, к которому подключен генератор для электрически длинной линии:

$$i_k(n)_{\text{дл}} = \sum_{s=0}^2 \delta_{k(s)} i_{(s)} \text{ дл}, \quad (5)$$

Q_k — многочлен, учитывающий многократные отражения токов в волновых каналах от концов линии, значение которого приведено в приложении.

Токи в волновых каналах в начале электрически длинной линии можно определить из следующего выражения:

$$i_{(s)} \text{ дл} = \frac{\Delta(n) E_{(s)}}{\Delta(n)}, \quad (6)$$

где $\Delta(n)$ — определитель третьего порядка для начала электрически длинной линии,

$$\Delta(n) = \begin{vmatrix} a_1(n) & a_1(1) & a_1(2) \\ a_2(n) & a_2(1) & a_2(2) \\ a_3(n) & a_3(1) & a_3(2) \end{vmatrix}, \quad (7)$$

в котором элемент k -й строки и s -го столбца равен:

$$a_{k(s)} = (z_{\text{вх}k}(s) + z_{\text{гк}}) \delta_{k(s)}, \\ k=1, 2, 3; s=0, 1, 2.$$

$\Delta(n) E_{(s)}$ — аналогичный $\Delta(n)$ -опредетель, в котором все элементы s -го столбца заменены соответствующими э. д. с. E_k ($k=1, 2, 3$), причем для схемы «провод — земля» э. д. с. только одного генератора, подключенного к рабочему проводу, будет отлична от нуля. При расчетах эту э. д. с. следует принимать равной единице.

Выражение (5) после некоторых преобразований легко представить в следующем виде:

$$i_k(n)_{\text{дл}} = \frac{1}{\Delta(n)} \lim_{z_{\text{гк}} \rightarrow \infty} \frac{\Delta(n)}{z_{\text{гк}}} = \frac{\Delta(n)_{k0}}{\Delta(n)}. \quad (8)$$

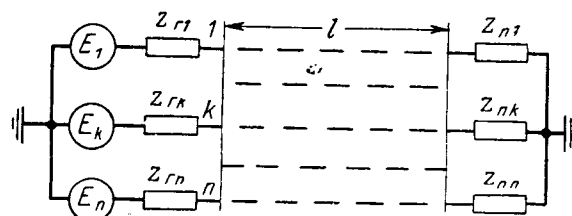


Рис. 1. Схема включения генераторов и нагрузочных сопротивлений к линии электропередачи.

Это выражение позволяет вычислять ток в начале длинной линии для провода, к которому подключен генератор, без вычисления составляющих $i_{(s)}$.

Напряжение на любом m -м проводе в начале линии определяется из выражения

$$u_m(n) = \sum_{s=0}^2 \delta_{m(s)} (i_{(s)} - i'_{(s)}) z_{\text{вм}(s)}. \quad (9)$$

Подставив в (9) токи $i_{(s)}$ и $i'_{(s)}$, определенные из (2), можно получить следующее выражение для напряжения k -го провода, к которому подключен генератор в начале линии:

$$u_k(n) = u_k(n)_{\text{дл}} (1 - R_k) A, \quad (10)$$

где $u_k(n)_{\text{дл}}$ — напряжение рабочего провода, к которому подключен генератор для электрически длинной линии:

$$u_k(n)_{\text{дл}} = \sum_{s=0}^2 \delta_{k(s)} i_{(s)} \text{ дл} z_{\text{вк}(s)}, \quad (11)$$

R_k — многочлен, учитывающий многократные отражения токов в волновых каналах от концов линии, выражение которого приведено в приложении.

Выражение (11) напряжения рабочего провода в начале линии после некоторых преобразований удобно представить в следующем виде:

$$u_k(n)_{\text{дл}} = \frac{1}{\Delta(n)} \lim_{z_{\text{гк}} \rightarrow 0} \Delta(n) = \frac{\Delta(n)_{k0}}{\Delta(n)}. \quad (12)$$

Входное сопротивление ЛЭП для схемы присоединения «провод — земля» равно:

$$z_{\text{вх}k} = \frac{u_k(n)}{i_k(n)} = z_{\text{сх}k}(n) \frac{1 - R_k}{1 - Q_k}, \quad (13)$$

где $z_{\text{сх}k}(n)$ — входное сопротивление электрически длинной линии со стороны генератора, которое можно назвать характеристическим,

$$z_{\text{сх}k}(n) = \frac{u_k(n)_{\text{дл}}}{i_k(n)_{\text{дл}}} = \frac{\Delta(n)_{k0}}{\Delta(n)_{k\infty}}. \quad (14)$$

Мощность, отдаваемая генератором в линию:

$$p_k(n) = u_k(n) i_k(n) = p_k(n)_{\text{дл}} (1 - R_k) (1 - Q_k) A^2, \quad (15)$$

где $p_k(n)_{\text{дл}}$ — мощность, отдаваемая генератором в электрически длинную линию,

$$p_k(n)_{\text{дл}} = u_k(n)_{\text{дл}} i_k(n)_{\text{дл}} = \frac{\Delta(n)_{k0} \Delta(n)_{k\infty}}{\Delta^2(n)}. \quad (16)$$

Суммарный ток, протекающий в сопротивлении нагрузки любого провода m $z_{\text{п}m}$, определится как

$$i_m(k) = \sum_{s=0}^2 \delta_m(s) (i_{(s)} e^{-\gamma(s)l} + i'_{(s)} e^{\gamma(s)l}). \quad (17)$$

Подставив в (17) значения токов падающих и отраженных волн s -го канала, определенные из (2) для присоединения генератора к k -му проводу, можно выражение (17) представить в следующем виде:

$$i_m(k) = i_m(k)_{\text{дл}} (1 - N_m) A, \quad (18)$$

где $i_m(k)_{\text{дл}}$ — ток в сопротивлении нагрузки провода m в предположении, что волна «все провода — земля» не доходит до приемного конца, а все отраженные от приемного конца волны не доходят до передающего конца,

$$i_m(k)_{\text{дл}} = \sum_{s=1}^2 \delta_m(s) i_{(s)} \text{дл} L_m(s) e^{-\gamma(s)l}, \quad (19)$$

N_m — многочлен, учитывающий наличие на линии токов многократно отраженных волн и тока падающей волны «все провода — земля» в конце линии. Выражение для определения N_m приведено в приложении; $L_m(s)$ — коэффициент преломления тока s -го канала в сопротивлении нагрузки, подключенное к проводу m , равный:

$$L_m(s) = 1 + \sum_{i=0}^2 \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} K_{si\text{п}}, \quad (20)$$

где $K_{si\text{п}}$ — коэффициент отражения тока волны s -го канала в ток волны i -го канала на приемном конце (см. приложение).

Затухание передачи при присоединении генератора к проводу K , а приемника к проводу m (обычно $k=m$) может быть определено как

$$a_{\text{пер } k-m} = \frac{1}{2} \ln \left| \frac{p_k(\text{н})}{p_m(k)} \right| = \frac{1}{2} \ln \left| \frac{u_k(\text{н}) i_k(\text{н})}{i_m^2(k) z_{\text{п}m}} \right|. \quad (21)$$

С учетом (15) и (18) выражение (21) может быть представлено в виде

$$a_{\text{пер } k-m} = \frac{1}{2} \ln \left| \frac{u_k(\text{н})_{\text{дл}} i_k(\text{н})_{\text{дл}}}{i_m^2(k)_{\text{дл}} z_{\text{п}m}} \right| + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{(1 - Q_k)(1 - R_k)}{(1 - N_m)^2} \right| = a_{\text{пер } k-m \text{ дл}} + \Delta a_{\text{пер } k-m}. \quad (22)$$

Таким образом, затухание передачи электрически короткой линии можно представить в виде двух составляющих: первой — затухания передачи без учета взаимодействия отражений междуфазовых волн и без учета тока падающей 0-волны на приемном конце и второй — учитывающей взаимодействие отражений волн во всех каналах и ток падающей 0-волны на приемном конце.

Анализ выражения первого члена (22) показывает, что затухание электрически длинной линии при присоединении приемника по схеме «провод m — земля» будет минимальным при сопротивлении нагрузки провода m , равном характеристическому сопротивлению конца линии:

$$z_{\text{п}m} = \frac{\Delta(k)_{m0}}{\Delta(k)_{m\infty}} = z_{cm}(k), \quad (23)$$

где $\Delta(k)_{m0}$ и $\Delta(k)_{m\infty}$ — определители, вычисленные для конца линии аналогично (8) и (12). При сопротивлении нагрузки $z_{\text{п}m} \neq z_{cm}(k)$ появляется затухание рассогласования, равное:

$$a_{\text{отр.пр}} = \ln \left| \frac{z_{\text{п}m} + z_{cm}(k)}{2 \sqrt{z_{\text{п}m} z_{cm}(k)}} \right| = \ln \left| \frac{\Delta(k)}{2 \sqrt{z_{\text{п}m} \Delta(k)_{m0} \Delta(k)_{m\infty}}} \right|. \quad (24)$$

С учетом выражений (16), (19), (22) и (24) можно написать:

$$a_{\text{пер } k-m \text{ дл}} = \ln \left| \frac{\sum_{s=0}^2 \delta_k(s) i_{(s)} \text{дл} L_m(s)}{\sum_{s=1}^2 \delta_m(s) i_{(s)} \text{дл} L_m(s) e^{-\gamma(s)l}} \right| + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{4 \Delta(\text{н})_{k0} \Delta(\text{н})_{k\infty} \Delta(k)_{m0} \Delta(k)_{m\infty}}{\Delta^2(\text{н}) \Delta^2(k) \cdot \left[\sum_{s=1}^2 \delta_k(s) i_{(s)} \text{дл} L_m(s) \right]^2} \right| + \ln \left| \frac{z_{\text{п}m} + z_{cm}(k)}{2 \sqrt{z_{\text{п}m} z_{cm}(k)}} \right| = a_{\text{о.фл}} + (a_{k1} + a_{k2}) + a_{\text{отр.пр}}. \quad (25)$$

Итак, затухание передачи электрически длинной линии можно представить в виде трех членов. Первый член учитывает затухание, обусловленное потерями энергии в междуфазовых каналах и взаимным наложением токов обоих междуфазовых каналов в конце линии. Его можно определить как некоторое километрическое затухание эквивалентного междуфазового канала, умноженного на длину линии. В этом члене учитывается также и то обстоятельство, что генератор и приемник подключены к разным проводам (если это имеет место). Второй член, который обычно называется концевым затуханием, учитывает потери энергии в начале и конце линии в сопротивлении нагрузки двух нерабочих проводов, образование 0-волны и потери на отражение междуфазовых волн от конца линии при сопротивлении нагрузки, равном характеристическому сопротивлению. Третий член учитывает потери на отражение за счет рассогласования сопротивления нагрузки с характеристическим сопротивлением.

Рабочее затухание линии для оговоренных выше условий равно:

$$a_{\text{раб } k-m} = a_{\text{пер } k-m} + \ln \left| \frac{z_{\text{г}k} + z_{\text{в}k}}{2 \sqrt{z_{\text{г}k} z_{\text{в}k}}} \right| \quad (26)$$

с учетом выражений (13) и (22) формула (26) может быть преобразована следующим образом:

$$a_{\text{раб } k-m} = a_{\text{раб } k-m \text{ дл}} + \ln \left| \frac{1 - S}{1 - N_m} \right|, \quad (27)$$

где $a_{\text{раб } k-m \text{ дл}}$ — рабочее затухание электрически длинной линии, равное:

$$a_{\text{раб } k-m \text{ дл}} = a_{\text{пер } k-m \text{ дл}} + \ln \left| \frac{z_{\text{г}k} + z_{\text{с}k}(\text{н})}{2 \sqrt{z_{\text{г}k} z_{\text{с}k}(\text{н})}} \right|; \quad (28)$$

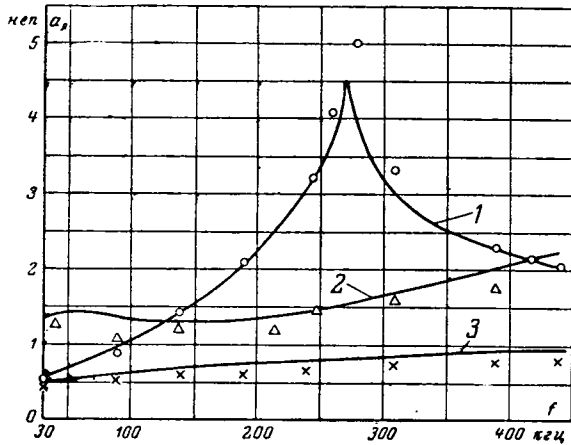


Рис. 2. Расчетные частотные характеристики затухания передачи 220 кВ по схеме «провод — земля». 1 — передача и прием по одному из крайних проводов; 2 — передача по одному крайнему проводу, прием по второму крайнему проводу; 3 — передача и прием по среднему проводу; О, Δ, X — данные измерений соответственно для кривых 1, 2 и 3.

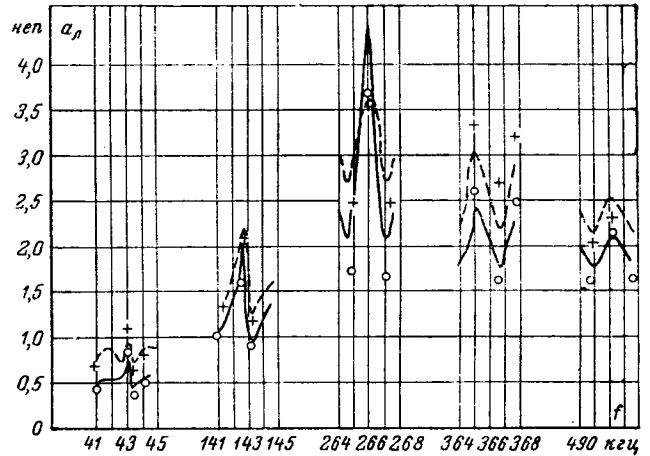


Рис. 3. Расчетные частотные характеристики затухания передачи 220 кВ по схеме «крайний провод — земля». — — — — — нерабочие провода заземлены; — — — — — нерабочие провода изолированы; о и + — данные измерений соответственно для заземленных и изолированных нерабочих проводов.

$\ln \left| \frac{1-S}{1-N_m} \right|$ — дополнительный член, учитывающий затухание, обусловленное взаимодействием отраженных волн, и наличие падающего тока 0-волны на приемном конце.

Формула для определения величины S приведена в приложении.

Зная выражения для токов всех проводов в начале и конце линии, легко вычислить также переходное затухание между проводами на ближнем и дальнем концах:

$$\left. \begin{aligned} A_{л.бн-м} &= \frac{1}{2} \ln \left| \frac{u_n(n) i_n(n)}{i_m^2(n) z_{rm}} \right|; \\ A_{л.дк-л} &= \ln \left| \frac{i_k(k)}{i_l(k)} \right| + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{z_{nk}}{z_{nl}} \right|. \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

Выражения (13), (21) и (27) для определения $z_{вхk}$, $a_{перk-m}$ и $a_{рабk-m}$ значительно упрощаются, если пренебречь падающей 0-волной в конце линии. При этом из всех выражений исключаются члены, содержащие в показателе степени $\gamma_{(i)l}$. В этом случае

$$\left. \begin{aligned} Q_k &= \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij\pi} K_{ji\infty} e^{-(\gamma_{(i)} + \gamma_{(j)})l}; \\ R_k &= \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij\pi} K_{ji\infty} e^{-(\gamma_{(i)} + \gamma_{(j)})l}; \\ N_m &= \frac{1}{i_m(k)_{дл}} \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 \delta_m(i) i_{(i)}^l L_{m(i)}^l e^{-(\gamma_{(i)} + 2\gamma_{(j)})l}; \\ S &= \sum_{i=1}^2 \sum_{j=1}^2 K_{ij\pi} K_{ji\infty} e^{-(\gamma_{(i)} + \gamma_{(j)})l}. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Если подставить в полученные выражения параметры волновых каналов симметричной линии, то легко можно получить уже известные формулы [Л. 1—5].

Сравнение результатов расчетов и измерений. Для проверки правильности полученной методики расчета на ЭЦВМ были произведены расчеты затухания и входного сопротивления для различных схем присоединения к линии с горизонтальным и треугольным расположением проводов, измерения которых были сделаны ранее. Параметры волновых каналов этих линий были частично определены при измерениях и частично рассчитаны по методике [Л. 8].

При расчетах на ЭЦВМ по полученным формулам постоянные распространения волновых каналов аппроксимировались в виде выражения

$$\gamma(s) = k_1(s) \sqrt{f} + k_2(s) f + j \frac{2\pi f}{V(s)},$$

а значения $z_{вхk}(s)$, $\delta_k(s)$, $V(s)$, z_{rh} , z_{nh} , $k_1(s)$ и $k_2(s)$ — в виде постоянных величин, не зависящих от частоты. Такое представление является приближенным, однако расчеты показывают, что это допущение незначительно влияет на точность расчетов.

Сравнение результатов расчетов и измерений показало достаточно близкое их совпадение.

Для примера на рис. 2, 3 и 4 приведены результаты расчетов и измерений линии 220 кВ с горизонтальным расположением проводов длиной 55,6 км (рис. 5,а) и линии 35 кВ с треугольным расположением проводов длиной 10,5 км (рис. 5,б) для разных схем присоединения «провод — земля» и различных режимов нерабочих проводов¹.

Сопоставление результатов расчетов и измерений, приведенных на рис. 2, 3 и 4, показывает их хорошее совпадение. Интересно отметить, достаточно хорошее совпадение результатов расчета и измерения частотной характеристики затухания для схемы присоединения «крайний провод — земля» линии 220 кВ с горизонтальным расположением проводов при изолированных и заземленных нерабочих проводах. Частотная характеристика зату-

¹ Измерения линии 220 кВ производились ОРГРЭС и Узбекэнерго, а линии 35 кВ ОРГРЭС и ВНИИЭ.

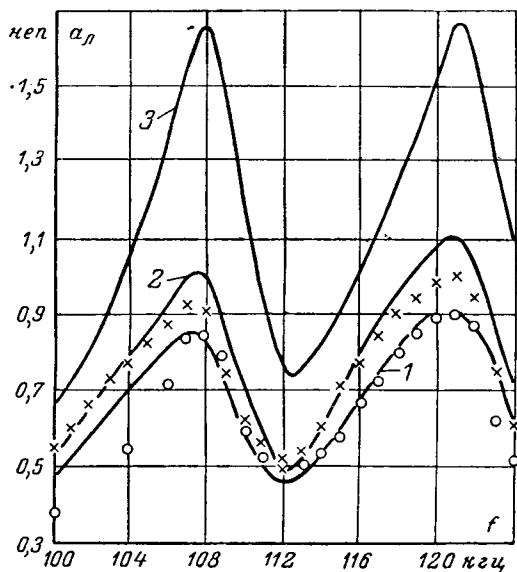


Рис. 4. Расчетные частотные характеристики затухания передачи 35 кВ по схеме «провод — земля» при изолированных нерабочих проводах.

1 — «провод а — земля»; 2 — «провод б — земля»; 3 — «провод в — земля» для уменьшенной против расчетной величины U_0 ; о и х — данные измерений соответственно для кривых 1 и 2.

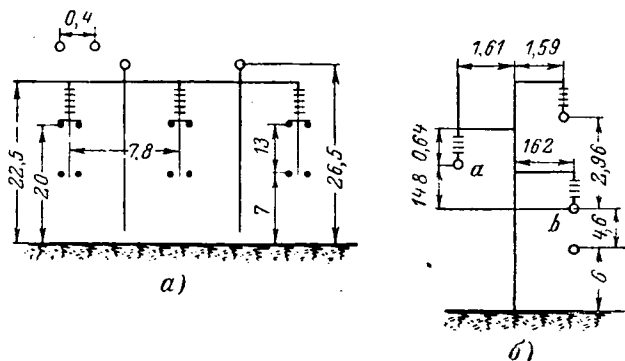


Рис. 5. Эскизы опор линий электропередачи.

а — линия 220 кВ длиной 55,6 км, средняя длина пролета 335 м, провод 2ХАСО-480, трос 2ХС-70; б — линия 35 кВ длиной 10,5 км (провод АС-50).

хания для этих граничных условий имеет значительную неравномерность, которая с ростом частоты сначала увеличивается, а потом уменьшается. Измеренная величина неравномерности доходит до 2 неп, а расчетная — до 3 неп.

Явление это, отмеченное ранее в [Л. 9], объясняется тем, что на частотах, близких к «резонансным», когда фазовый угол между токами каналов (1) и (2) на приемном конце близок к π , значительно увеличивается влияние взаимодействия отражений в канале (1) на общее затухание. В формулах (22) и (27) это явление учитывается членом $\ln|1-N_m|$.

Расчеты показывают, что это же явление может быть и на электрически коротких для 0-волны линиях при «резонансе» между 0-волной и междофазовыми волнами. На рис. 4 дана расчетная частотная характеристика затухания линии 35 кВ (рис. 5, б) при уменьшенной против расчетной ($265 \cdot 10^3$ км/сек вместо $275 \cdot 10^3$ км/сек) скорости распространения 0-волны и неизменных остальных

параметрах. Неравномерность затухания при этом резко возрастает.

Приложение. Многочлены, учитывающие многократные отражения токов в волновых каналах от концов линии и наличие падающего тока 0-волны на приемном конце:

$$Q_k = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 K_{ijn} K_{ij\infty} e^{-(\gamma(i)+\gamma(j))l} - \frac{1}{2} \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 \sum_{r=0}^2 K_{iip}^1 K_{ijr\infty}^1 e^{-2(\gamma(i)+\gamma(r))l} - \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 \sum_{r=0}^2 K_{iip}^1 K_{ijr\infty}^1 e^{-(\gamma(i)+\gamma(j)+2\gamma(r))l} + K_{np}^1 K_{r\infty}^1 e^{-2(\gamma(i)+\gamma(j)+\gamma(r))l} \quad (\text{П-1})$$

В формулу (П-1) введены следующие обозначения:

$K_{ijn} = \frac{\Delta_{ijn}}{\Delta(k)}$ — коэффициент отражения тока волны i -го канала в ток волны j -го канала на приемном конце;
 $\Delta(k)$ — определитель третьего порядка для конца электрически длинной линии, равный:

$$\Delta(k) = \begin{vmatrix} a_1(0); & a_1(1); & a_1(2) \\ a_2(0); & a_2(1); & a_2(2) \\ a_3(0); & a_3(1); & a_3(2) \end{vmatrix}, \quad (\text{П-2})$$

в котором элемент k -й строки и s -го столбца равен:

$$a_k(s) = (Z_{vk}(s) + Z_{nk}) \delta_k(s), \quad k = 1, 2, 3; s = 0, 1, 2;$$

Δ_{ijn} — аналогичный $\Delta(k)$ определитель, в котором все элементы j -го столбца заменены элементами вида

$$(Z_{vk}(i) - Z_{nk}) \delta_k(i);$$

$$K_{ijn}^1 = \frac{\Delta_{ijn}^1}{\Delta(k)}; K_{np}^1 = \frac{\Delta^1(k)}{\Delta(k)} \text{ — эквивалентные коэффициенты}$$

отражения на приемном конце, учитывающие наличие в линии многократно отраженных волн;

$\Delta^1(k)$ — определитель 3-го порядка для конца линии [типа (П-2)], элемент k -й строки и s -го столбца которого равен:

$$a_k(s) = (Z_{vk}(s) - Z_{nk}) \delta_k(s), \quad k = 1, 2, 3; s = 0, 1, 2;$$

Δ_{ijn}^1 — аналогичный $\Delta^1(k)$ определитель, в котором все элементы j -го столбца заменены элементами вида

$$(Z_{vk}(i) + Z_{nk}) \delta_k(i);$$

$$K_{ijr\infty} = \lim_{Z_{rk} \rightarrow \infty} \frac{\Delta_{ijr}}{\Delta(n)} \text{ — коэффициент отражения тока волны}$$

i -го канала в ток волны j -го канала на передающем конце линии, вычисленный при условии, что внутреннее сопротивление генератора, подключенного к рабочему проводу, равно ∞ ;

$\Delta(n)$ — определитель 3-го порядка для начала линии [типа (П-2)], элемент k -й строки и s -го столбца которого равен:

$$a_k(s) = (Z_{vk}(s) + Z_{rk}) \delta_k(s), \quad k = 1, 2, 3; s = 0, 1, 2;$$

Δ_{ijr} — аналогичный $\Delta(n)$ определитель, в котором все элементы j -го столбца заменены элементами вида

$$(Z_{vk}(i) - Z_{rk}) \delta_k(i);$$

$$K_{ijr\infty}^1 = \lim_{Z_{rk} \rightarrow \infty} \frac{\Delta_{ijr}^1}{\Delta(n)}; K_{r\infty}^1 = \lim_{Z_{rk} \rightarrow \infty} \frac{\Delta^1(n)}{\Delta(n)}$$

— эквивалентные коэффициенты отражения на передающем конце, учитывающие наличие в линии многократно отражен-

ных волн; $\Delta^I(n)$ — определитель 3-го порядка для начала линии [типа (П-2)], элемент k -й строки и s -го столбца которого равен:

$$a_{k(s)} = (z_{Bk(s)} - z_{rk}) \delta_{k(s)};$$

$$k=1, 2, 3; \quad s=0, 1, 2;$$

Δ^I_{ijr} — аналогичный $\Delta^I(n)$ определитель, в котором все элементы j -го столбца заменены элементами вида

$$(z_{Bk(i)} + z_{rk}) \delta_{k(i)}.$$

Формула для определения R_k аналогична формуле (П-1) для определения Q_k , в которой вместо коэффициентов отражения на передающем конце $K_{ijr\infty}$, вычисленных при сопротивлении генератора рабочего провода, равном ∞ , поставлены коэффициенты отражения на передающем конце K_{ijr0} , вычисленные при сопротивлении генератора рабочего k -го провода, равном 0:

$$K_{ijr0} = \lim_{z_{rk} \rightarrow 0} \frac{\Delta_{ijr}}{\Delta(n)}; \quad K^I_{ijr0} = \lim_{z_{rk} \rightarrow 0} \frac{\Delta^I_{ijr}}{\Delta(n)};$$

$$K^{\Pi}_{r0} = \lim_{z_{rk} \rightarrow 0} \frac{\Delta^I(n)}{\Delta(n)}; \quad (\text{П-3})$$

$$N_m = \frac{1}{i_m(k)_{\text{дл}}} [\delta_m(s) e^{-\gamma(s)l} (i^I_{(0)} L^I_{m(0)} e^{-2\gamma(1)l} +$$

$$+ i^{\Pi}_{(0)} L^{\Pi}_{m(0)} e^{-2\gamma(2)l} + i^{\text{IV}}_{(0)} L^{\text{IV}}_{m(0)} e^{-(\gamma(1)+\gamma(2))l} -$$

$$- i^{\text{III}}_{(0)} L^{\text{III}}_{m(0)} e^{-2(\gamma(1)+\gamma(2))l} - i_{(0)} \text{дл} L_m(s)) +$$

$$+ \delta_m(1) e^{-\gamma(1)l} (i^I_{(1)} L^I_{m(1)} e^{-2\gamma(2)l} + i^{\Pi}_{(1)} L^{\Pi}_{m(1)} e^{-2\gamma(0)l} +$$

$$+ i^{\text{IV}}_{(1)} L^{\text{IV}}_{m(1)} e^{-(\gamma(0)+\gamma(2))l} - i^{\text{III}}_{(1)} L^{\text{III}}_{m(1)} e^{-2(\gamma(0)+\gamma(2))l} +$$

$$+ \delta_m(2) e^{-\gamma(2)l} (i^I_{(2)} L^I_{m(2)} e^{-2\gamma(1)l} + i^{\Pi}_{(2)} L^{\Pi}_{m(2)} e^{-2\gamma(0)l} +$$

$$+ i^{\text{IV}}_{(2)} L^{\text{IV}}_{m(2)} e^{-(\gamma(0)+\gamma(1))l} - i^{\text{III}}_{(2)} L^{\text{III}}_{m(2)} e^{-2(\gamma(0)+\gamma(1))l})]. \quad (\text{П-4})$$

где $i^I_{(s)}$, $i^{\Pi}_{(s)}$, $i^{\text{III}}_{(s)}$ и $i^{\text{IV}}_{(s)}$ — некоторые эквивалентные токи, учитывающие наличие в линии многократно отраженных волн. Эти токи являются суммой однотипных членов бесконечного ряда, описывающего многократное отражение в линии, $L_m(s)$, $L^I_m(s)$, $L^{\Pi}_m(s)$, $L^{\text{III}}_m(s)$ и $L^{\text{IV}}_m(s)$ — коэффициенты преломления соответствующих токов s -го канала в сопротивление нагрузки, подключенное к проводу m .

Значения токов $i^I_{(s)} \dots i^{\text{IV}}_{(s)}$ можно определить из выражения

$$i^I_{(s)} \dots i^{\text{IV}}_{(s)} = \frac{\Delta^I_{ij(s)}}{\Delta(n)}, \quad (\text{П-5})$$

где $\Delta^I_{ij(s)}$ — аналогичный Δ^I_{ij} определитель, в котором все элементы s -го столбца заменены соответствующими э. д. с. E_k ($k=1, 2, 3$). При этом э. д. с. рабочего провода следует принимать равной единице, а э. д. с. нерабочих проводов равными нулю.

В табл. 1 приведены типы определителей Δ^I_{ij} (значения i и j), необходимые для вычисления токов $i^I_{(s)} \dots i^{\text{IV}}_{(s)}$.

Таблица 1

Ток	$i^I_{(1)}; i^I_{(2)}$	$i^{\Pi}_{(0)}; i^{\Pi}_{(2)}$	$i^I_{(0)}; i^{\Pi}_{(1)}$	$i^{\text{III}}_{(1)}; i^{\text{IV}}_{(2)}$	$i^{\text{IV}}_{(0)}; i^{\text{III}}_{(2)}$	$i^{\text{III}}_{(0)}; i^{\text{IV}}_{(1)}$
Определитель	Δ^I_{00}	Δ^I_{11}	Δ^I_{22}	Δ^I_{01}	Δ^I_{12}	Δ^I_{20}

Значения коэффициентов преломления $L_m(s)$ определяются из выражений

$$L_m(s) = 1 + \sum_{i=0}^2 \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} K_{sijn},$$

$$L^I_m(s) = K_{iijn} + K^I_{jjn} - \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} K_{sijn} - \frac{\delta_m(j)}{\delta_m(s)} K^I_{sjn},$$

$$L^{\Pi}_m(s) = K_{iijn} + K^{\Pi}_{jjn} - \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} K_{sijn} - \frac{\delta_m(j)}{\delta_m(s)} K^{\Pi}_{sjn},$$

$$L^{\text{III}}_m(s) = K^{\text{III}}_{nn} + \sum_{i=0}^2 \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} K^I_{sin},$$

$$L^{\text{IV}}_m(s) = (K_{iijn} - K^I_{ijn}) + \frac{\delta_m(i)}{\delta_m(s)} (K_{sjn} - K^I_{sjn})$$

$$s = (0, 1, 2).$$

Значения индексов i и j в выражениях $L^I_m(s)$, $L^{\Pi}_m(s)$ и $L^{\text{IV}}_m(s)$ приведены в табл. 2.

Таблица 2

(s)	$L^I_m(s)$		$L^{\Pi}_m(s)$		$L^{\text{IV}}_m(s)$	
	i	j	i	j	i	j
(0)	1	2	2	1	2	1
(1)	2	0	0	2	0	2
(2)	1	0	0	1	1	0

$$S = \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 K_{ijn} K_{jir} e^{-(\gamma(i)+\gamma(j))l} -$$

$$- \frac{1}{2} \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 \sum_{r=0}^2 K^I_{iin} K^I_{irr} e^{-2(\gamma(i)+\gamma(r))l} -$$

$$- \sum_{i=0}^2 \sum_{j=0}^2 \sum_{r=0}^2 K^I_{ijn} K^I_{jir} e^{-(\gamma(i)+\gamma(j)+2\gamma(r))l} +$$

$$+ K^{\Pi}_{nn} K^{\Pi}_{rr} e^{-2(\gamma(0)+\gamma(1)+\gamma(2))l}. \quad (\text{П-7})$$

Литература

1. Микучкий Г. В., Высокочастотные каналы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1959.
2. Быховский Я. Л., Основы теории высокочастотной связи по линиям электропередачи, Госэнергоиздат, 1963.
3. Расчет высокочастотных каналов по линиям электропередачи, Госэнергоиздат, 1957.
4. Шкарин Ю. П., Неравномерность затухания высокочастотного тракта каналов по ЛЭП, сб. «Вопросы эксплуатации устройств связи в энергосистемах», вып. 2, Госэнергоиздат, 1963.
5. Микучкий Г. В., К расчету затухания каналов высокочастотной связи по линиям электропередачи, «Электричество», 1964, № 9.
6. Высокочастотные тракты по линиям электропередачи, Рекомендации и нормы, изд-во «Энергия», 1964.
7. Костенко М. В., Распространение электромагнитных волн вдоль многопроводной линии, «Электричество», 1960, № 11.
8. Костенко М. В. и Перельман Л. С., К расчету волновых процессов в многопроводных линиях, Изв. АН СССР, Энергетика и транспорт, 1963, № 6.
9. Шкарин Ю. П., Организация высокочастотных трактов по схеме фаза — земля на нетранспонированных ЛЭП, сб. «Вопросы эксплуатации устройств связи в энергосистемах», вып. 2, Госэнергоиздат, 1963.

[17.3.1966]



Исследование теплового режима тороидальных электромагнитных элементов

Канд. техн. наук Р. Х. БАЛЪЯН

Ленинград

Постановка задачи. Тороидальные электромагнитные элементы — трансформаторы, дроссели фильтров, дроссели насыщения, катушки индуктивности и т. д. — широко применяются в разнообразной аппаратуре автоматики, электротехнической и радиоэлектронной аппаратуре и в значительной мере определяют ее вес, габариты и надежность. Надежность же трансформаторов и других указанных выше элементов в большой степени обуславливается тепловым режимом работы. При этом тепловой режим характеризуется температурой (или превышением температуры) наиболее нагретой точки, определяющей срок службы электрической изоляции и элемента в целом. Отсюда важность достоверного анализа теплового режима трансформаторов. Задача эта, однако, рассмотрена не во всех аспектах и продолжает представлять большой практический и теоретический интерес. В частности, в опубликованной литературе отсутствуют материалы по исследованию тепловых режимов тороидальных трансформаторов и подобных элементов.

Принимаемые допущения оговариваются по ходу изложения. Одна из особенностей излагаемого метода заключается в том, что в общем случае принимаются разные удельные объемные потери в первичной и вторичной обмотках (если таковые имеются). [Л. 1]. Трансформатор предполагается низковольтным и двухобмоточным, количество же изоляции в катушке, определяющее ее эквивалентный коэффициент теплопроводности λ , принимается любым как функция напряжения и числа изолированных между собой обмоток. Величина λ определяется по [Л. 2]. Тепловая задача решается как одномерная, причем под превышением температуры открытых поверхностей понимаются среднеповерхностные превышения температуры.

Теоретический анализ. У тороидальных трансформаторов весь тепловой поток, создаваемый потерями в сердечнике p_c и в катушке p_k , проходит сквозь катушку и отводится только через открытую поверхность последней Π_k . Эквивалентная тепловая схема трансформатора изображена на рис. 1, где через T_c обозначена температура окружающей среды. Индекс «1» соответствует первичной обмотке, «2» — вторичной, «12» — границе между ними (средняя часть катушки), «п» — поверхности катушки.

В катушке выделены два принципиальных участка — вторичная и первичная обмотки, что позволяет учесть для них дифференцированно плотности токов и удельные объемные потери в функции соотношения плотностей токов этих обмоток

$$\varepsilon = \frac{j_2}{j_1}. \quad (1)$$

Можно показать [Л. 1], что в общем случае оптимальные значения ε не равны единице. По схеме рис. 1 наиболее нагретая точка катушки лежит

на границе с сердечником, причем превышение температуры в этой точке

$$\tau_m = \tau_{\Pi} + \tau_b = \tau_{\Pi} + \tau_{b1} + \tau_{b2}, \quad (2)$$

где τ_{b1} , τ_{b2} , τ_{Π} — перепады температур вдоль толщи первичной и вторичной обмоток соответственно и поверхностное превышение температур.

Для тороидальных трансформаторов

$$\tau_{\Pi} = \frac{p_c + p_k}{\alpha \Pi_k} = \frac{p_k}{\alpha \Pi_k} (1 + \nu), \quad (3)$$

где соотношение потерь

$$\nu = \frac{p_c}{p_k}, \quad (4)$$

а α — удельный коэффициент теплоотдачи с поверхности катушки.

Для определения в выражении (2) величины τ_b заменим катушку трансформатора реальной конструкции (рис. 2) эквивалентной катушкой с постоянной толщиной Δ_k (пунктир на рисунке) при условии неизменности наружного периметра катушки и средней длины ее витка. Это условие приводит к выражению

$$\Delta_k = \frac{1}{8} \left(\frac{c_0^2}{c + 2a} + \frac{c_0^2}{2c} + c - \delta \right), \quad (5)$$

где $c_0^2 = c^2 - \delta^2$;

a — ширина сердечника (рис. 2);

c — внутренний диаметр сердечника;

δ — диаметр окна, остающегося после того, как на сердечник трансформатора намотаны обмотки.

Величину Δ_k можно распределить между первичной и вторичной обмотками ($\Delta_k = \Delta_1 + \Delta_2$), причем можно показать

$$\Delta_1 = \Delta_k \frac{\varepsilon i_1}{1 + \varepsilon i_1}; \quad \Delta_2 = \frac{\Delta_k}{1 + \varepsilon i_1}, \quad (6)$$

где i_1 — полный первичный ток в относительных единицах по сравнению с приведенным током нагрузки.

Перепад температур в катушке складывается из следующих составляющих. Потери p_c как внешний источник тепла создают перепад τ_{bc} по всей толщине катушки Δ_k . По толщине Δ_2 создается также перепад τ_{b21} за счет потерь в первичной обмотке p_{k1} , внешних по отношению к участку Δ_2 . Кроме того, внутри каждой из обмоток возникают перепады τ_{b11} и τ_{b22} только от потерь p_{k1} и p_{k2} соответственно, которые в данном случае проявляют себя как внутренние источники тепла.

На основании [Л. 2] можно записать:

$$\left. \begin{aligned} \tau_{b11} &= \frac{p_{k11}}{\lambda} \frac{\Delta_1^2}{2}; \\ \tau_{b22} &= \frac{p_{k22}}{\lambda} \frac{\Delta_2^2}{2}; \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

объемная плотность потерь

$$p_{K11} = \frac{p_{K1}}{V_{K1}}; p_{K22} = \frac{p_{K2}}{V_{K2}}, \quad (8)$$

где p_{K1} , p_{K2} — потери в первичной и вторичной обмотках;

V_{K1} , V_{K2} — объемы, занимаемые этими обмотками,

$$V_{K1} = s_1 l_1; V_{K2} = s_2 l_2.$$

Аналогично выражениям (6)

$$\left. \begin{aligned} s_1 &= \epsilon i_1 \frac{s'_{ок}}{1 + \epsilon i_1}; \\ s_2 &= \frac{s'_{ок}}{1 + \epsilon i_1}, \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

где l_1 , l_2 — средние длины витка первичной и вторичной обмоток; s_1 , s_2 — площади окна, занятые этими обмотками; $s'_{ок}$ — площадь окна, занятая обеими обмотками.

Для участков с внешними источниками в дифференциальной форме, как известно,

$$d\tau_{вс} = \frac{p_c d\Delta}{\lambda s_\Delta}; d\tau_{B21} = \frac{p_{K1} d\Delta}{\lambda s_\Delta},$$

где Δ — текущая радиальная толщина цилиндрической катушки относительно данной точки; s_Δ — текущее поперечное сечение эквивалентной катушки, через которое проходит тепловой поток p_c или p_{K1} , определяемое по координате Δ .

Из геометрических соотношений трансформатора с достаточной точностью определяем:

$$s_\Delta = 2(a + b + \pi\Delta)(c + a)\pi, \quad (10)$$

где b — толщина сердечника (рис. 2).

Интегрируя в нужных пределах, находим с учетом (10):

$$\begin{aligned} \tau_{вс} &= \frac{p_c}{\lambda\pi(c+a)} \int_0^{\Delta_K} \frac{d\Delta}{2(a+b+\pi\Delta)} = \\ &= \frac{p_c}{\lambda\pi(c+a)} \frac{1}{2\pi} \ln \frac{a+b+\pi\Delta_K}{a+b}; \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \tau_{B21} &= \frac{p_{K1}}{\lambda\pi(c+a)} \int_{\Delta_1}^{\Delta_K} \frac{d\Delta}{2(a+b+\pi\Delta)} = \\ &= \frac{p_{K1}}{\lambda\pi(c+a)} \frac{1}{2\pi} \ln \frac{a+b+\pi\Delta_K}{a+b+\pi\Delta_1}. \end{aligned} \quad (12)$$

Перепад τ_B можно теперь представить как

$$\tau_B = \tau_{вс} + \tau_{B21} + \tau_{B11} + \tau_{B22}. \quad (13)$$

Определим потери p_{K1} , p_{K2} с учетом (1):

$$\left. \begin{aligned} p_{K1} &= k_{ок}\rho \left(\frac{i_2}{\epsilon}\right)^2 V_{K1} = k_{ок}\rho \left(\frac{i_2}{\epsilon}\right)^2 l_1 s_1; \\ p_{K2} &= k_{ок}\rho j_2^2 V_{K2} = k_{ок}\rho j_2^2 l_2 s_2, \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

где $k_{ок}$ — коэффициент заполнения; ρ — удельное сопротивление.

Из (14) и (6) — (9) определяем:

$$\tau_{B11} + \tau_{B22} = \frac{k_{ок}\rho}{2\lambda} \Delta_K^2 \frac{1 + i_1^2}{(1 + \epsilon i_1)^2} j_2^2. \quad (15)$$

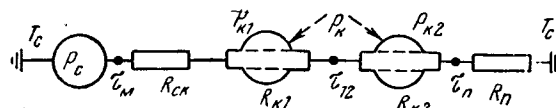


Рис. 1.

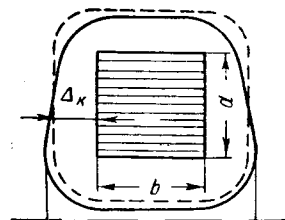


Рис. 2.

Выразим j_2 через p_{K2} из уравнений (14) с учетом (9):

$$j_2 = \sqrt{\frac{p_{K2}(1 + \epsilon i_1)}{k_{ок}\rho s'_{ок} l_2}}. \quad (16)$$

В равенствах (12) и (16) потери p_{K1} , p_{K2} можно выразить через суммарные потери p_K , как это приведено в [Л. 1]:

$$\left. \begin{aligned} p_{K1} &= \frac{i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} p_K; \\ p_{K2} &= \frac{1}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} p_K, \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где ϵ_0 — оптимальная величина ϵ , зависящая в основном от геометрии трансформатора [Л. 1].

Если ϵ выбрано оптимальным ($\epsilon = \epsilon_0$), то $\frac{\epsilon_0}{\epsilon} = 1$

и из (17) найдем:

$$\left. \begin{aligned} p_{K1} &= \frac{i_1}{1 + i_1} p_K; \\ p_{K2} &= \frac{1}{1 + i_1} p_K. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Решая совместно уравнения (12), (13), (15) — (17), (6), (9) и (4), находим:

$$\tau_B = \frac{p_K}{\lambda} [\nu L_c + L_{21} + L_{ii}], \quad (19)$$

где

$$L_c = \frac{1}{\pi(c+a)} \frac{1}{2\pi} \ln \left(1 + \frac{\pi\Delta_K}{a+b} \right);$$

$$\left. \begin{aligned} L_{21} &= \frac{1}{\pi(c+a)} \frac{i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} \frac{1}{2\pi} \ln \frac{a+b+\pi\Delta_K}{a+b+\pi\Delta_K \frac{\epsilon i_1}{1 + \epsilon i_1}}; \\ L_{ii} &= \frac{1}{2} \frac{1 + i_1^2}{1 + \epsilon i_1} \frac{1}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} \frac{\Delta_K^2}{s_{ок} l_2^2}. \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

Перейдем к безразмерным геометрическим характеристикам, приняв за базисную — ширину стержня a (рис. 2) и положив

$$\left. \begin{aligned} x &= \frac{c}{a}; y = \frac{b}{a}; \delta_x = \frac{\delta}{a}; x_0 = \frac{c_0}{a}; \\ x_\Delta &= \frac{\Delta_K}{a}; \varphi_{\text{ПК}} = \frac{P_K}{a^2}; \varphi_{\text{ОК}} = \frac{s_{\text{ОК}}}{a^2}; \varphi_{w2} = \frac{l_2}{a}. \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Величины $\varphi_{\text{ПК}}$, $\varphi_{\text{ОК}}$, φ_{w2} изображаются следующим образом:

$$\varphi_{\text{ОК}} = \frac{\pi}{4} x_0^2; \varphi_{w2} = \left(2 + 2y + \pi x_\Delta \frac{1 + 2\epsilon i_1}{1 + \epsilon i_1} \right) k_{\text{Тв}},$$

где $k_{\text{Тв}} \approx 1,1$ — технологический коэффициент;
 ξ — коэффициент эффективности поверхностей охлаждения внутреннего окна, зависящий от δ и δ/h ;

$$\begin{aligned} \varphi_{\text{ПК}} &= \pi y \left[\sqrt{(x+2) + x_0^2 + \xi \delta_x} \right] + \\ &+ \frac{\pi^2}{8} \left[2x_0^2 + (x + \delta x) \left(x - \delta x + \frac{x_0^2}{2x} \right) \right] + \\ &+ 2\pi(x+1) \sqrt{1 + \left[\frac{x_0^2}{2x(x+2)} \right]}. \end{aligned}$$

Используя выражение (3) и введя коэффициент внутреннего перепада температур

$$\Gamma = 1 + \frac{\tau_p}{\tau}, \quad (22)$$

находим:

$$\Gamma = 1 + \frac{a\alpha}{\lambda(\nu+1)} (\nu L'_c + L'_{21} + L'_{ii}), \quad (23)$$

где

$$\left. \begin{aligned} L'_c &= \frac{\varphi_{\text{ПК}}}{\pi(x+1)} \frac{1}{2\pi} \ln \left(1 + \frac{\pi x_\Delta}{y+1} \right); \\ L'_{21} &= \frac{\varphi_{\text{ПК}}}{\pi(x+1)} \frac{i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} \frac{1}{2\pi} \ln \frac{1 + y + \pi x_\Delta}{1 + y + \pi x_\Delta \frac{\epsilon i_1}{1 + \epsilon i_1}}; \\ L'_{ii} &= \frac{1}{2} \frac{1 + i_1^2}{1 + \epsilon i_1} \frac{x_\Delta^2}{1 + i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon}} \frac{\varphi_{\text{ПК}}}{\varphi_{\text{ОК}} \left(2 + 2y + \pi x_\Delta \frac{1 + 2\epsilon i_1}{1 + \epsilon i_1} \right)}. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

Функции L'_i безразмерны и зависят только от параметров $(x_\Delta, y, \varphi_i, \epsilon_0)$, выбранного соотношения плотностей тока и тока i_1 . При фиксированных параметрах относительный перепад температуры по (23) зависит от соотношения потерь ν и физических констант α/λ , а также от абсолютных размеров трансформатора (базисный размер a). Из (23) можно сделать ряд важных выводов.

Относительный перепад температуры увеличивается с ростом ν , значит, у трансформаторов повышенной частоты он больше, чем при нормальной частоте. Он увеличивается также с ростом размеров и вопреки распространенному мнению в первом приближении не зависит от самой величины превышения температуры. Последнее весьма важно, так как позволяет распространить выводы, проверенные в обычных условиях, на элементы с повышенным значением превышения температур. Правда, связь между коэффициентом Γ и величиной превышения температуры проявляется косвенным образом через коэффициент теплоотдачи α , однако

это уже фактор второго порядка, тем более что обычно в таких случаях соотношение ν изменяется в сторону, обратную изменению α .

Выражения (24) для практических целей могут быть несколько упрощены, если с достаточной точностью принять:

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{2\pi} \ln \left(1 + \frac{\pi x_\Delta}{y+1} \right) &\approx \frac{x_\Delta}{2 + 2y + \pi x_\Delta}; \\ \frac{1}{2\pi} \ln \frac{1 + y + \pi x_\Delta}{1 + y + \pi x_\Delta \frac{\epsilon i_1}{1 + \epsilon i_1}} &\approx \frac{x_\Delta}{(1 + \epsilon i_1) \varphi_{w2}}. \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

При определенных сочетаниях параметров a и x коэффициент перепада Γ , рассчитанный по выведенным формулам, может достигать больших значений, до 1,5—2 (у непритянутых трансформаторов из-за уменьшения λ еще больше).

Несмотря на кажущуюся громоздкость конечных формул, расчеты по ним не вызывают затруднений, поскольку все входящие данные либо задаются, либо легко определяются. Кроме того, в инженерной практике для быстрого получения результата можно в первом приближении положить $\epsilon i_1 = 1, i_1 \frac{\epsilon_0}{\epsilon} = 1, \xi = 0$.

Коэффициент α в формуле (3), как известно, нелинейно зависит от величины превышения температуры, температур среды и поверхности и определяющего размера трансформатора h (полная высота тора). Обычно на практике пользуются экспериментально установленными значениями α . Однако можно предложить аппроксимирующее выражение, достаточно хорошо удовлетворяющее истинным данным в наиболее распространенных условиях:

$$\alpha = \alpha_0 \sqrt{\frac{\tau}{\tau_0}} \sqrt{\frac{h_0}{h}}, \quad (26)$$

где α_0 — некоторое фиксированное значение, взятое при базисных условиях $\tau = \tau_0, h = h_0, T_c = T_{c0}$.

Если принять $\tau_0 = 50^\circ \text{C}, T_{c0} = 20^\circ \text{C}, h_0 = 5 \text{ см}$, то по данным [Л. 2] $\alpha_0 = 1,45 \text{ Вт/см}^2 \cdot ^\circ \text{C}$.

В уравнении (26) $\sigma = 4, \theta = 8$.

Указанная аппроксимация справедлива во всем практически возможном диапазоне значений h и в диапазоне превышений температуры от 20 до 100—140°С и температур окружающей среды, ограниченных пределом не менее 150°С. Это будет подтверждено, если сравнить кривые $\alpha(\tau)$ и $\alpha(h)$, рассчитанные по (26), с аналогичными кривыми, построенными на основании данных [Л. 2].

С учетом аппроксимации (26) формула для превышения температуры поверхности (3) может быть представлена в виде

$$\tau_p = \left[\frac{P_K (1 + \nu)}{\alpha_0 P_K} \sqrt{\frac{h}{h_0}} \sqrt{\frac{\tau}{\tau_0}} \right]^{\frac{\sigma}{\sigma+1}}. \quad (27)$$

Экспериментальная проверка результатов. Эксперимент проводился на тороидальных трансформаторах с ленточными сердечниками разных раз-

Таблица 1

Данные экспериментальных трансформаторов

№ образца	Размеры, см			Параметры геометрии			Поверхность охлаждения	Толщина катушки	Обмоточные данные			
	a	b	c	x	y	x _Δ			w ₁	w ₂	Φ ₁ , мм	Φ ₂ , мм
1	0,7	0,8	2,5	3,58	1,14	0,83	65	0,58	1 230	1 250	0,23	0,23
5	1,55	2,5	5,5	3,54	1,61	0,67	335	1,04	240	240	1,25	1,25
8	3,1	2,5	10,8	3,5	0,81	0,63	1 020	2,0	244	244	1,25	1,25
9	4,4	5	6,4	1,46	1,14	0,33	917	1,45	86	86	1,08	1,08

Примечание. Величина P_K рассчитана при $\xi = 0$.

Таблица 2

Режимы и результаты испытаний трансформаторов

№ образца	v	Режим испытаний, ат			Результаты испытаний						Примечание
		p _c	p _K	p _c + p _K	Превышение температуры, °C					α · 10 ⁻³ , ат/см² · °C	
					τ _г	τ ₁	τ ₁₋₂	τ ₂	τ _п		
1	2	2,2	1,1	3,3	52	46,5	41	36,2	28,1	1,52	Не пропитан
	0,7	1,4	2	3,35	50	46,5	42,5	37	30,6	1,53	
	0	0	4	4	53,7	52	50,2	45	37,7	1,61	
5	∞	14,2	0	14,2	52,1	48	44,3	39,1	33,4	1,28	Пропитан
	2,6	10,5	4,1	14,5	50,8	48,1	45	40,2	34,4	1,26	
	0,95	7,4	7,8	15,2	52,8	50,5	48,5	44,3	37,5	1,22	
	0,36	4	11,1	15,1	50,7	49,4	48,1	43,9	37,8	1,20	
	0	0	15,5	15,5	51,1	50,6	50,2	46,8	39,9	1,17	
8	∞	22	0	22	58,5	51	42,8	35,1	23,5	0,92	Не пропитан
	0,93	12,1	13	25,1	57,8	52,5	48,9	40,2	29	0,85	
	0	0	27,6	27,6	52,5	51,3	50,5	42,3	32,4	0,84	
	0,98	18,5	18,8	37,3	57	52,9	49,1	43,2	37	0,98	
9	∞	18,8	0	18,8	53,3	44	33,9	26	17,8	1,17	Не пропитан
	1,02	10,7	10,5	21,2	52,3	46,5	40	31	22,3	1,04	
	0	0	24,9	24,9	48,5	47,5	46,5	38	28	0,98	

меров и разной геометрии как с пропитанными, так и с непропитанными катушками, выполненными по обычной технологии. Межобмоточная изоляция (бумага) закладывалась в соответствии с нормами для четырехобмоточных трансформаторов (провод ПЭВ-2). Превышение температуры измерялось в трех характерных точках по схеме рис. 1 ($\tau_m = \tau_r, \tau_{1-2}, \tau_n$), а также среднее для обмоток 1 и 2.

Для определения величин $\tau_r, \tau_{1-2}, \tau_n$ в соответствующие места катушки закладывались однослойные бифилярно намотанные измерительные обмотки из тонкого провода с большим сопротивлением (предложено В. К. Иконниковым и Ю. А. Савиновским). Это позволяет измерять сопротивление обмоточек без отключения трансформатора и повышает точность испытаний.

Принципиально важное значение имеет для тепловых режимов соотношение потерь в сердечнике и катушках $v = p_c/p_K$. Поэтому эти испытания проводились для каждого образца при нескольких (четырёх — восьми) значениях v , от ∞ (холостой ход) до 0 (короткое замыкание), включая точки $v = \infty, v = 0; v \approx 1; 0 < v < 1$ (максимальное значение v ограничивалось иногда потерями от намагничивающего тока). В каждом режиме проводилось два измерения во избежание ошибок.

Чтобы исключить возможную погрешность, из-

мерения сопротивлений обмоток проводились при одной и той же температуре окружающей среды, независимо от степени нагрева трансформатора.

Необходимо было также исключить влияние на величину превышения температуры изменений коэффициента теплоотдачи, а также максимально приблизиться к реальным условиям работы трансформатора. Поэтому все испытания проводились при $\tau = \text{пост.}$ (обычно $\tau = 50^\circ \text{C}$). Температура воздуха в помещении, где проводился эксперимент, не выходила за пределы $T_c = 19 \div 24^\circ \text{C}$, внешние источники тепла и возмущения воздуха отсутствовали.

Описанная методика гарантирует максимальную точность тепловых испытаний*. Режимы нагрева исследовались при свободной подвеске образцов при $\varepsilon = 1$. Специальные опыты, проведенные при других значениях ε , описаны в отдельной работе.

Основные данные некоторых характерных экспериментальных образцов под соответствующими условными номерами приведены в табл. 1.

Режимы и результаты испытаний трансформаторов приведены в табл. 2.

* В подготовке и проведении экспериментов участвовали И. П. Брынов, Л. М. Гарткевич, Г. Н. Бороздинский, Ф. Э. Точанский, М. И. Плетнева и ряд других товарищей.

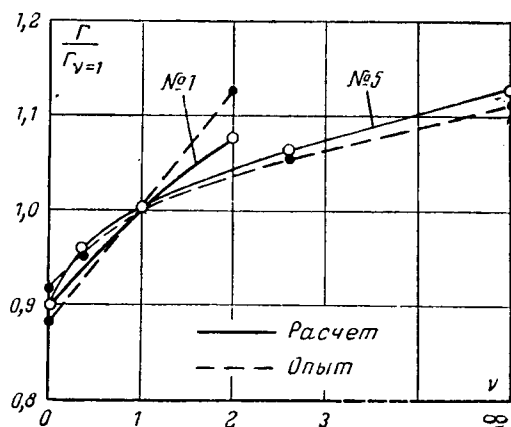


Рис. 3.

Используя данные табл. 2, можно сопоставить теоретические и опытные результаты. Проверим точность расчета перепада температуры в толще катушки по (19). Для нескольких из испытанных образцов сравнительные результаты расчета и опыта приведены в табл. 3.

В табл. 3 приведены также относительные значения τ_b , взятые при любом ν , относительно величины τ_b при $\nu=1$. Расчетные и опытные значения этих отношений совпадают с точностью до 2—6%. Проверим также конечную формулу для определения коэффициента Γ . Результаты расчета по (22), (19) или непосредственно по (23), если использовать опытные коэффициенты α по табл. 2, приведены в сравнении с опытными данными в табл. 4. Здесь же приведены также отношения $\Gamma/\Gamma_{\nu=1}$.

Из табл. 4 видно, что расчетные и опытные величины весьма близки между собой, а расхождение между относительными коэффициентами $\Gamma/\Gamma_{\nu=1}$ не превосходит 5%. Совпадение расчетных и опытных значений $\tau_b/\tau_{b\nu=1}$ и $\Gamma/\Gamma_{\nu=1}$ свидетельствует о достоверности учета роли параметра ν и правомерности принятых в теоретическом анализе допущений.

Данные табл. 4 хорошо подтверждают теоретические выводы о большой роли перепада температур внутри катушки (коэффициент Γ доходит до 2—3), о существенном возрастании Γ с ростом размеров, параметра $\Delta_k(x_A)$ и отношения потерь ν . Последнее особенно интересно, так как этот параметр играет большую роль в расчетах трансформаторов. На примере образца № 8, испытанного до и после пропитки, видно, как существенно падает коэффициент Γ во втором случае.

Таблица 3

К определению τ_b

№ образца	ν	$\tau_b = \tau_r - \tau_c, ^\circ\text{C}$		$\tau_b/\tau_{b\nu=1}$		Примечание
		Опыт	Расчет	Опыт	Расчет	
5	∞	18,7	19,1	1,24	1,26	Пропитан
	2,6	16,4	16,9	1,11	1,07	
	0,95	15,3	15,2	1	1	
	0,36	12,9	12,9	0,84	0,87	
	0	11,2	10,6	0,70	0,73	
9	∞	35,5	30,2	1,19	1,16	Не пропитан
	1,02	30	26,1	1	1	
	0	20,5	19	0,68	0,73	

Примечание. Для пропитанных образцов $\lambda = 3 \cdot 10^{-3}$ вт/см \cdot °C, для непропитанных $\lambda = 1 \cdot 10^{-3}$ вт/см \cdot °C.

Таблица 4

К определению коэффициента перепада Γ

№ образца	ν	Γ		$\Gamma/\Gamma_{\nu=1}$	
		Опыт	Расчет	Опыт	Расчет
1	2	1,85	1,75	1,13	1,08
	0,7	1,63	1,63	1	1
	0	1,43	1,47	0,88	0,90
5	∞	1,56	1,57	1,11	1,12
	2,6	1,48	1,49	1,05	1,07
	0,95	1,41	1,4	1	1
	0,36	1,34	1,34	0,95	0,96
	0	1,28	1,26	0,91	0,90
8	∞	2,48	2,49	1,25	1,22
	0,93	1,99	2,03	1	1
	0	1,62	1,67	0,81	0,82
	0,98	1,54	1,59	1	1
9	∞	2,99	2,72	1,27	1,25
	1,02	2,35	2,17	1	1
	0	1,73	1,67	0,74	0,77

Примечание. Сведения о пропитке см. в табл. 2.

Для иллюстрации роли параметра ν приводим на рис. 3 теоретические и опытные графические зависимости $\Gamma/\Gamma_{\nu=1}$ от ν по данным табл. 4.

Литература

1. Бальян Р. Х., Об ограниченности условия соразмерности Видмара для потерь в обмотках силовых трансформаторов, «Электричество», 1964, № 11.
2. Дульнев Г. Н., Теплообмен в радиоэлектронных устройствах, Госэнергоиздат, 1963.

[13.12.1965]



VIII ВСЕСОЮЗНАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ПО АВТОМАТИЧЕСКОМУ КОНТРОЛЮ И МЕТОДАМ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ИЗМЕРЕНИЙ

В сентябре 1966 г. в Новосибирском научном центре проходила VIII Всесоюзная конференция по автоматическому контролю и методам электрических измерений, организованная Научным советом по проблемам электрических измерений и измерительных информационных систем при Отделении механики и процессов управления АН СССР и Институтом автоматизации и электрометрии СО АН СССР. В работе конференции приняли участие 728 делегатов, представлявших 290 предприятий и научно-исследовательских организаций нашей страны, а также ученые из Венгрии, Польши и Чехословакии. Всего было заслушано 152 доклада и сообщения. Впервые на конференции были организованы дискуссии по темам: теория измерений, основные направления ее развития; пути развития первичных измерительных преобразователей; бионика и измерения.

На конференции работали следующие секции:

1. Теория систем измерения, контроля и технической диагностики.
2. Методы обработки измерительной информации.
3. Автоматические цифровые измерительные устройства.
4. Электроизмерительные цепи уравнивания.
5. Первичные измерительные преобразователи.
6. Элементы измерительных цепей.
7. Бионические аспекты измерений.

На пленарных заседаниях были заслушаны доклады по методологическим и некоторым теоретическим вопросам автоматизации, о состоянии и задачах метрологии измерительных информационных систем, о компенсационных частотных измерительных преобразователях и об использовании принципов организации биологических анализаторов в измерительных информационных системах.

Заседания первой секции были посвящены информационной оценке процессов измерения, квантованию по уровню и оптимизации программ технической диагностики. Секция отметила возросший научный уровень докладов и актуальность их тематики.

На секции методов обработки измерительной информации рассматривались вопросы снижения погрешностей измерения и повышения помехоустойчивости измерительных систем за счет рациональной обработки получаемых сигналов, а также теоретические и практические вопросы статистической обработки измерительной информации. В частности, была показана принципиальная возможность исключения систематической погрешности при использовании измерительных систем с избыточностью. Наряду с теоретическими работами по вопросам статистической обработки информации участники секции заслушали ряд докладов, посвященных практической разработке корреляторов. Секция сочла необходимым проводить обобщающие работы по вопросам обработки измерительной информации.

В дискуссии по основным направлениям теории измерений обсуждались вопросы о месте автоматизации среди других технических наук и ее предмете. Актуальность задач, которыми занимается автоматизация, особенно подчеркивалась участниками дискуссии.

Третья секция заслушала доклады по вопросам построения цифровых измерительных устройств и их элементов. Большой интерес участников вызвали доклады, посвященные методам определения интегральных характеристик переменных напряжений путем обработки мгновенных значений последних, вопросам погрешностей цифровых приборов, построению аналого-цифровых и цифро-аналоговых преобразователей.

Секция отметила успехи в решении основных задач цифровой измерительной техники и рекомендовала ускорить внедрение полученных результатов в промышленность.

Четвертая секция рассмотрела вопросы теории построения и результаты экспериментальных исследований современных устройств для измерения комплексных параметров элементов электронных цепей и сигналов разнообразных датчиков. Особенно интересными были доклады, посвященные цифровым экстремальным мостам переменного тока и новому классу измерительных цепей — самоуравновешиваемым мостам высоко-го быстродействия. Секция рассмотрела также некоторые вопросы анализа и синтеза схем уравнивания, способы уравнивания измерительных цепей, а также заслушала ряд докладов по новым элементам измерительных мостов и компенсаторов. В своем решении она отметила положительные результаты в области теории и практики электроизмерительных цепей уравнивания, особенно в области мостовых и компенсационных методов с использованием элементов с тесной индуктивной связью и наметила в качестве актуальных задачи синтеза цепей уравнивания.

На секции первичных измерительных преобразователей внимание привлекли доклады по хемотронным преобразователям и датчикам Холла в пленочном исполнении. Весьма представительной была проведенная на этой секции дискуссия о путях развития первичных преобразователей. Большинство выступлений участников дискуссии было посвящено вопросам теории первичных преобразователей. Общее мнение по этому вопросу свелось к тому, что в настоящее время необходимо сосредоточить внимание как на развитии общей теории преобразователей, так и на разработке частных теоретических вопросов, связанных с физическими принципами работы тех или иных преобразователей.

При исследованиях и разработке новых типов первичных преобразователей предпочтение необходимо отдавать тем, от которых можно получить унифицированный сигнал для ввода в вычислительную машину.

Секция элементов электроизмерительных цепей заслушала обзорный доклад по релейным элементам, предназначенным для сравнения напряжений и токов, ряд докладов по микроминиатюризации элементов измерительных цепей и измерительным усилителям.

Применение микроэлектроники открывает перед измерительной техникой большие возможности совершенствования измерительной аппаратуры; отсюда отметить первые шаги в разработке пленочных элементов измерительной техники, о которых было доложено на конференции.

Бионические аспекты измерений были рассмотрены на заседаниях седьмой секции. Наибольший интерес вызвали доклады по механизму и моделированию обонятельных рецепторов. Дискуссия по бионическим аспектам измерений показала, что исследования в этой области во многих случаях разделены на чисто биологические и технические. Для того чтобы замечательные свойства биологических систем можно было скорее использовать в технике, необходимо стремиться к более тесному взаимодействию биологов и специалистов технических наук. Для измерительной техники наиболее актуальной задачей в настоящее время, по мнению участников дискуссии, является изучение и моделирование функций рецепторов как прототипов новых первичных измерительных преобразователей, а также изучение и моделирование периферической части рецепторов как основы построения принципиально новых систем обработки измерительной информации.

В своем решении конференция отметила, что в области автометрии достигнуты определенные успехи, касающиеся методологических вопросов автоматических измерений, информационных оценок процессов и средств измерений и контроля, некоторых вопросов технической диагностики. Успешно ведутся работы по теории погрешностей, методам сжатия и статистическим методам обработки измерительной информации. Достигнуты успехи в теории и практике электроизмерительных цепей уравнивания; успешно решены многие основные задачи, связанные с цифровой измерительной техникой.

Вместе с тем конференция отмечает, что некоторые важные направления теории и практики измерений еще не получили должного развития. Мало внимания уделяется общей теории первичных измерительных преобразователей и разработке новых принципов их построения, особенно в бионическом направлении. Проведено явно недостаточно работ по надежности средств измерения и контроля.

До сих пор не обеспечивается все возрастающая потребность в надежных и дешевых цифровых приборах.

Проведение научно-исследовательских работ в области приборостроения по-прежнему нуждается в значительном улучшении экономического стимулирования и материально-технического обеспечения.

Участники конференции одобрили практику проведения дискуссий по актуальным вопросам автометрии и рекомендовали Оргкомитету включить в программу следующей конференции дискуссии на темы: о нормировании погрешностей приборов, измерительных систем и их элементов; выбор оптимального метода аналого-цифрового преобразования.

Труды конференции будут изданы Сибирским отделением издательства «Наука». Следующая IX Всесоюзная конференция по автоматическому контролю и методам электрических измерений состоится в Новосибирске в сентябре 1967 г.

Канд. техн. наук В. Г. Соболев

УДК 621.314.2(049)

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКОЕ СОВЕЩАНИЕ ПО ТРАНСФОРМАТОРОСТРОЕНИЮ

В сентябре 1966 г. в Запорожье состоялось научно-техническое совещание, на котором рассматривались вопросы современного состояния отечественного трансформаторостроения и перспективы его развития. Организованное Министерством электротехнической промышленности СССР, Отделением ВНИИЭМ по научно-технической информации, стандартизации и нормализации в электротехнике, Всесоюзным институтом трансформаторостроения и Запорожским областным Советом НТО совещание привлекло большое количество специалистов. В его работе приняли участие представители трансформаторных заводов, проектных и научно-исследовательских институтов Министерства электротехнической промышленности, Министерства энергетики и электрификации СССР, а также Министерств бумажной, химической и металлургической промышленности.

На пленарных заседаниях для участников совещания было сделано 14 докладов, в том числе:

Достижения отечественного трансформаторостроения за истекшее семилетие и основные направления развития отрасли в 1966—1970 гг. — **В. В. Бритчук** (Главтрансформатор МЭТП).

Современный технический уровень отечественных силовых трансформаторов — **И. Д. Воеводин** (Всесоюзный институт трансформаторостроения).

Требования энергетики к трансформаторостроению — **Ю. А. Якуб** (Энергосетьпроект).

Современный уровень технологии производства силовых трансформаторов — **И. А. Дейнега** (Запорожский трансформаторный завод).

Методика определения оптовых цен на новые виды силовых трансформаторов с учетом их технико-экономических показателей — **Л. Я. Поволоцкий** (Всесоюзный институт трансформаторостроения).

Организация, специализация производства, реконструкция и проектирование заводов трансформаторостроения — **А. И. Шапиро** (Укрэлектротехпроект).

Основные направления проектирования, строительства и реконструкции трансформаторостроительных заводов — **Л. А. Браиловский** (Укрэлектротехпроект).

Основные направления проектирования научно-экспериментальной и лабораторной базы трансформаторостроения — **И. Я. Коган** (Укрэлектротехпроект).

Технический уровень основных материалов и комплектующих изделий, применяемых в трансформаторостроении — **Л. Н. Шифрин** и **А. П. Калинин** (Всесоюзный институт трансформаторостроения).

Доклады о перспективах обеспечения трансформаторостроения оборудованием, электротехническим картоном, холоднокатаной электротехнической сталью, резино-техническими изделиями, трансформаторными маслами и обмоточными транспонированными и подразделенными проводами сделали представители Главизоляторпрома, Министерства лесной, целлюлозно-бумажной и деревообрабатывающей промышленности, Министерства черной металлургии, Министерства нефтехимической и нефтеперерабатывающей промышленности и Главкабеля.

Заслушав доклады, участники совещания разделились на три секции: «Мощные трансформаторы», «Трансформаторы I—III габаритов» и «Технология и проектирование производства трансформаторов».

На заседаниях этих секций было сделано еще около 30 докладов.

В обсуждении вопросов, поставленных на совещании, приняли участие гг. **Якуб** (Энергосетьпроект), **Крикунчик** (Теплоэлектротехпроект), **Порудоминский** (Московский электрозавод имени Куйбышева), **Шахнович** (Всесоюзный научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта), **Рабинович** (Госплан СССР), **Калинин** (Запорожский трансформаторный завод), **Воеводин** (Всесоюзный институт трансформаторостроения) и многие другие.

Совещание приняло развернутое решение, выполнение которого позволит коллективам предприятий, научно-исследовательских и проектных организаций добиться новых значительных успехов в обеспечении народного хозяйства страны трансформаторным оборудованием, стоящим на высоком техническом уровне.

Инж. М. И. Николаева

Профессор Д. Г. ЖИМЕРИН

(К 60-летию со дня рождения и 35-летию инженерной и научной деятельности)

25 октября 1966 г. исполнилось 60 лет со дня рождения и 35 лет инженерной, научной и общественной деятельности профессора Дмитрия Георгиевича Жимерина.

Крупнейший специалист в области энергетики Д. Г. Жимерин внес большой вклад в развитие и совершенствование энергетической науки и техники.

Инженерная деятельность Д. Г. Жимерина началась в 1931 г. в ОРГРЭС, где он принимал участие в пуске и наладке новых электростанций. Работая начальником аварийной инспекции, Дмитрий Георгиевич многое сделал для разработки мер по ликвидации аварийности на электростанциях и в электросистемах.

В 1939 г. в должности главного инженера, а затем начальника Главюжэнерго тов. Жимерин руководит работами по электрификации южных экономических районов страны и особенно Донбасса, мощность электростанций которого увеличилась в несколько раз.

Особенно проявились организаторские способности Д. Г. Жимерина в период Отечественной войны. В 1940 г. он был назначен первым заместителем наркома электростанций, а в январе 1942 г. — наркомом и в последующем министром электростанций СССР.

В это тяжелое для страны военное время под руководством Д. Г. Жимерина проводится перемещение энергетического оборудования на восток, организуется его монтаж и эксплуатация на электростанциях Урала, Сибири и Средней Азии.

В послевоенный период Д. Г. Жимерин с присущей ему энергией проводит большое количество мероприятий, связанных с восстановлением и коренной реконструкцией энергетики страны. Разрушенные тепловые электростанции восстанавливались на новой технической



основе — внедрялись установки высокого давления и температуры пара; увеличивалась мощность восстанавливаемых ГЭС.

В своей деятельности Д. Г. Жимерин уделял особое внимание техническому прогрессу. В период его работы на посту министра широко развернулись работы по объединению энергосистем для обеспечения надежности электропитания потребителей и сокращения затрат на создание резервов. По его инициативе начались внедрение системы передачи электроэнергии постоянным током высокого напряжения, был организован Институт постоянного тока и введена в строй первая линия Кашира—Москва.

Д. Г. Жимерин является крупным научным работником и высококвалифицированным специалистом в области эко-

номики и техники энергетической промышленности. В 1962 г. он был избран профессором и заведующим кафедрой экономики Московского энергетического института, где продолжает работу на общественных началах и в настоящее время.

Назначенный в 1964 г. директором энергетического института имени Г. М. Кржижановского опытный руководитель — Д. Г. Жимерин перестроил тематику института так, чтобы направить научные работы на решение актуальных энергетических проблем.

Наряду с научно-педагогической работой Д. Г. Жимерин уделяет большое внимание пропаганде технических и экономических проблем энергетики. Им написаны книги: «Развитие энергетики СССР», «История электрификации СССР», брошюры и статьи в научных журналах.

В 1965 г. Д. Г. Жимерин защитил докторскую диссертацию. В этом же году он назначается членом Государственного комитета Совета Министров СССР по науке и технике и заведующим отделом энергетики и электротехники.

Д. Г. Жимерин неоднократно избирался в руководящие партийные и советские органы: на XIX и XX съездах КПСС был избран кандидатом в члены ЦК КПСС, а в 1946 и 1954 гг. — депутатом Верховного Совета СССР.

В период 1939—1956 гг. Д. Г. Жимерин был награжден четырьмя орденами Ленина, орденом «Знак почета» и медалями.

11 ноября 1966 г. указом Президиума Верховного Совета СССР Д. Г. Жимерин награжден орденом Трудового Красного Знамени за заслуги в развитии энергетики.

Пожелаем Дмитрию Георгиевичу еще многих лет доброго здоровья, и творческой плодотворной деятельности.

Государственный Комитет Совета Министров СССР по науке и технике, Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского, редакция и редколлегия журнала „Электричество“

Э. А. МЕЕРОВИЧ

(К 60-летию со дня рождения)

В октябре прошлого года исполнилось 60 лет со дня рождения и 37 лет научной и педагогической деятельности доктора технических наук, профессора Эдуарда Александровича Меерovichа.

Окончив в 1929 г. электропромышленный факультет Института народного хозяйства, Эдуард Александрович начал работать на испытательной станции Московского трансформаторного завода. Это было время, когда инженерная практика выдвинула проблемы, относя-

щиеся ко всем разделам теоретической электротехники. Молодой инженер трансформаторного завода Э. А. Меерovich, участвуя в создании лаборатории завода и руководя группой электромагнитных исследований, выполнил ряд важных научно-исследовательских работ, посвященных вопросам рассеяния в крупных трансформаторах, потерь от полей рассеяния и токов и потерь в межливной изоляции магнитопроводов.

С конца 1934 г. Э. А. Меерovich ра-

ботает в Энергетическом институте имени Г. М. Кржижановского, сначала в должности ученого специалиста кабинета электромагнитного поля, затем руководителем группы и заведующего лабораторией теоретической электротехники. В настоящее время Эдуард Александрович возглавляет сектор сильных электромагнитных полей Энергетического института. Им опубликовано более 60 научных работ, среди которых три монографии.

Научные труды Э. А. Мееровича охватывают широкий круг вопросов. Первые работы, выполненные им в Энергетическом институте, были посвящены вопросам расчета электрических и магнитных полей, в результате чего оказалось возможным расширить область применения метода изображений, сделав его более эффективным для целого ряда практически расчетов. Последующие работы относились к расчету операторным методом переходных процессов в сложных электрических цепях. Был разработан инженерный метод, названный методом приведения к установившемуся режиму, позволивший исследовать переходные процессы при помощи расчетного стола переменного тока. С расширением области применения электричества появилась задача нового типа. При непосредственном воздействии электрического тока на среду, когда в ней распространяется фронт электро-



теплового пробоя, возникает проблема расчета неустановившегося электротеплового поля в нелинейной среде. Эта задача была успешно решена Эдуардом Александровичем.

В связи с развитием энергоемких производств и увеличением размеров и мощности электролизных установок возникли осложнения из-за неуправляемого и часто вредного электродинамического взаимодействия между токами в расплавленном металле электролизной ванны и магнитным полем подводящих токопроводов. Богатый опыт и прекрасное умение владеть средствами современной теоретической электротехники позволили Эдуарду Александровичу справиться и с этой задачей.

Эдуард Александрович полон сил и новых творческих замыслов. Желаем ему в день 60-летия здоровья и успехов в работе.

Б. К. Александров, В. Н. Герасимов, Д. Г. Жамерин, А. Г. Захарин, Н. А. Караулов, М. С. Либкинд, И. М. Маркович, В. И. Попков, М. С. Шкроб

Профессор Д. К. МИНОВ

(К 70-летию со дня рождения)

8 ноября 1966 г. исполнилось 70 лет со дня рождения доктора технических наук профессора Дмитрия Константиновича Минова.

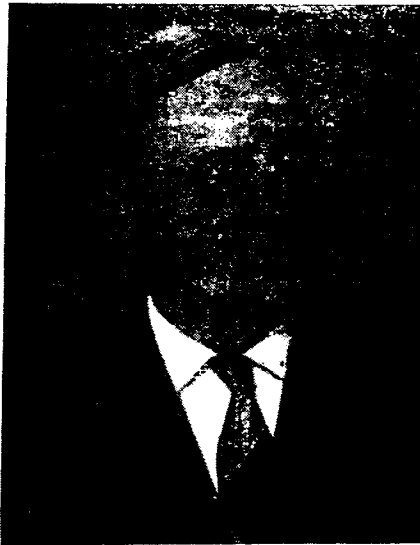
Трудовую деятельность Д. К. Минов начал еще будучи студентом электромеханического факультета Петроградского политехнического института. В 1918 г. он работал слесарем Главных мастерских Северо-западных железных дорог, а в 1919—1921 гг. — техником на строительстве гидроэлектростанции на р. Свири.

После окончания учебы Дмитрий Константинович работает научным сотрудником Политехнического института под руководством одного из основателей советской школы электрической тяги профессора А. В. Вульфа. Одновременно Д. К. Минов преподавал на рабфаке.

В 1923 г., не прерывая деятельности в Политехническом институте, Д. К. Минов поступил на работу в Государственный электромашиностроительный трест, а в 1925 г. был переведен во вновь образованную проектно-монтажную организацию «Электротягстрой», в которой работал сначала инженером, а затем с 1929 г. руководил секциями тяговых сетей и впоследствии — электрических железных дорог.

В 1925—1929 гг. Д. К. Минов был непосредственным участником подготовки и проведения электрификации пригородных железных дорог. При его непосредственном участии было спроектировано и смонтировано оборудование контактной сети первой советской электрифицированной железной дороги Хашури—Зестафони (Сурамский перевал). В этот же период Д. К. Миновым был опубликован ряд научных работ, не утративших своей актуальности до настоящего времени.

С 1933 по 1937 г. Д. К. Минов ра-



ботает главным инженером отдела подвижного состава завода «Динамо», а с 1937 по 1941 г. — там же консультантом. В этот период он участвовал в проектировании первого советского магистрального электровоза с ртутными выпрямителями.

Работая в промышленности, Д. К. Минов не прекращал и педагогической деятельности. С 1926 г. и по настоящее время он непрерывно работает на кафедре электрического транспорта, которая с 1930 г. входит в состав Московского энергетического института. В 1935 г. Д. К. Минов утвержден в ученом звании профессора. В 1939 г. после защиты докторской диссертации ему была присвоена ученая степень доктора технических наук.

Большое значение для развития электрификации железнодорожного транспорта имела деятельность профессора Д. К. Минова как руководителя бригады электрификации железных дорог, созданной Президиумом АН СССР. Под его руководством эта бригада в 1943 г. завершила многолетнюю работу по сравнению различных систем электрической тяги на железных дорогах и пришла к выводу о целесообразности применения на электрифицированных железных дорогах СССР однофазного тока промышленной частоты при повышенном напряжении в контактной сети. Этот вывод послужил основой для принятых в дальнейшем Министерством путей сообщения по докладу Д. К. Минова решений о практическом внедрении системы электрической тяги на однофазном токе промышленной частоты.

Вся деятельность Дмитрия Константиновича постоянно связана с большой научной работой. Им опубликовано более 50 научных работ, среди которых особенно большую ценность представляют широко известные труды по теории реализации сцепного веса и силы тяги локомотивов. Основные результаты этих исследований обобщены в монографиях: «Механическая часть электрического подвижного состава» и «Повышение тяговых свойств электровозов и тепловозов с электрической передачей», вышедших в свет соответственно в 1959 и 1965 г. В последние годы профессор Д. К. Минов ведет научную работу в области систем автоматического регулирования сил тяги и торможения выпрямительного подвижного состава.

Желаем Дмитрию Константиновичу здоровья и дальнейших успехов в его большой и разносторонней научной и педагогической деятельности.

Л. Г. Абелашвили, А. Е. Алексеев, В. А. Беляков, И. С. Ефремов, П. А. Ионкин, И. П. Исаев, М. Д. Каменский, М. П. Костенко, В. Е. Розенфельд, В. А. Самохвалов, Н. Н. Сидоров, В. Е. Скобелев, А. Д. Степанов, Б. Н. Тахменев, М. Г. Чиликин

ДИССЕРТАЦИИ НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК¹

ИНСТИТУТ ЭЛЕКТРОМЕХАНИКИ

Г. Г. Рогозин защитил 17 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Исследование переходных процессов в синхронных генераторах методом частотных характеристик». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Л. Г. Мамиконянц и к. т. н. Я. Б. Данилевич.

В результате выполненного исследования могут быть сделаны следующие выводы: 1. Исследование переходных процессов в турбогенераторах по ненасыщенным частотным характеристикам позволяет с удовлетворительной точностью решать ряд задач, выдвигаемых практикой эксплуатации электрических станций. 2. Определение частотных характеристик турбогенераторов по методу затухания постоянного тока в обмотке статора неподвижной машины и по методу вынужденных гармонических колебаний дает удовлетворительные по совпадению результаты в диапазоне скольжений 0—0,04.

Предложенные в работе рекомендации по экспериментальному определению частотных характеристик в условиях эксплуатации могут быть использованы при практическом внедрении нового метода. Используемая при этом аппаратура входит в оснащение электротехнических лабораторий каждого энергетического предприятия. Новый метод определения параметров по затуханию постоянного тока на неподвижной машине целесообразно включить в объем промышленных и эксплуатационных испытаний турбогенераторов.

ЛЕНИНГРАДСКОЕ ВЫСШЕЕ ИНЖЕНЕРНОЕ
МОРСКОЕ УЧИЛИЩЕ

имени адмирала С. О. МАКАРОВА

Г. Т. Куляпин защитил 24 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Исследование бесконтактного следящего рулевого электропривода переменного тока с релейно-пропорциональным управлением короткозамкнутым асинхронным двигателем». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Н. М. Хомяков и к. т. н. Л. Н. Муратиков.

Предложен новый принцип управления короткозамкнутым асинхронным электродвигателем БСРП при параметрических способах регулирования скорости вращения, обеспечивающий сокращение динамических потерь и потерь энергии скольжения в исполнительном электродвигателе. Разработана схема бесконтактного следящего электропривода переменного тока в одномашинном исполнении с дросселями насыщения для секторных рулевых машин, в которой благодаря осуществлению предложенного принципа управления достигается снижение габаритной мощности серийного короткозамкнутого асинхронного трехфазного электродвигателя, по крайней мере, в 3 раза по сравнению со схемами пропорционального управления аналогичного назначения.

Разработан новый тип силового дросселя насыщения в двухтактном трехфазном исполнении, в котором за счет использования одних и тех же магнитопроводов одновременно для силовых обмоток двух реверсируемых фаз может быть получено сокращение расхода дефицитной обмоточной меди на 30—37% по сравнению с пятью и шестью дроссельными двухтактными трехфазными схемами при сохранении их положительных качеств. Разработана инженерная методика расчета бесконтактного следящего рулевого электропривода с релейно-пропорциональным управлением, которая позволяет: определить основные параметры схемы управления; проверить выбранный короткозамкнутый асинхронный исполнительный электродвигатель на нагрев в режиме хода судна по курсу и маневрирования; рассчитать и выбрать элементы схемы управления; исследовать замкнутую систему автоматического регулирования скорости асинхронного электродвигателя на устойчивость при наличии обратных связей по току и напряжению.

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ИНСТИТУТ ИНЖЕНЕРОВ
ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА
имени академика В. Н. ОБРАЗЦОВА

Д. Б. Налбандян защитил 30 мая 1963 г. диссертацию на тему «Переходные процессы в силовых цепях электровоза постоянного тока с регулируемыми характеристиками при резких колебаниях напряжения на токоприемнике». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. Я. Геккель и к. т. н., доц. Н. Д. Треймундт.

Проведены аналитические и экспериментальные исследования электрической устойчивости системы в различных режимах и при различных параметрах схемы регулирования. Проведен анализ влияния вихревых токов в станине тягового двигателя на статическую характеристику намагничивания (нагрузочная характеристика). Разработана методика расчета вихревых токов в станине тягового двигателя и динамической характеристики полезного результирующего потока в режиме намагничивания. Проанализировано влияние дополнительного потока рассеяния системы возбуждения на индуктивность обмоток возбуждения тяговых двигателей и даны рекомендации по учету этого рассеяния в режиме намагничивания. Составлены системы нелинейных и линеаризованных дифференциальных уравнений, описывающих переходные процессы в сложной электромашиной схеме, и найдены их приближенные решения при помощи современных моделирующих устройств.

Проанализировано влияние стабилизирующих параметров системы регулирования на амплитуду и время затухания тока в якорной цепи тяговых двигателей. Разработана методика исследования нелинейной задачи и выбора оптимальной индуктивности стабилизирующего звена. Разработана методика математического исследования сложной электромашиной схемы, включающей в себя ряд нелинейных элементов. Сравнение расчетных и опытных кривых переходного процесса позволяет считать степень точности полученных интегральных кривых удовлетворительной и вполне приемлемой для инженерных расчетов.

ВСЕСОЮЗНЫЙ НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ
ИНСТИТУТ МЕТРОЛОГИИ имени Д. И. МЕНДЕЛЕЕВА

В. А. Рыжов защитил 24 февраля 1965 г. диссертацию на тему «Исследование образцового абсолютного манометра с электростатической компенсацией». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. С. В. Горбачев и к. т. н., доц. Р. С. Просолов.

Разработана конструкция образцового абсолютного манометра, в котором давление газа, вызывающее прогиб упругого элемента, компенсируется силами электростатического взаимодействия, обусловленными разностью потенциалов мембраны и электрода, расположенного вблизи нее. Выведено общее уравнение измерения мембранно-емкостного манометра. Проанализированы источники и даны оценки погрешностей измерения манометра. Исследована восходящая ветвь кривой Пашена с целью экспериментального определения верхнего предела измерения мембранно-емкостного манометра с электростатической компенсацией.

Изготовлены два образцовых мембранно-емкостных манометра и собрана измерительная установка для испытания этих приборов. Мембранно-емкостный манометр пригоден для измерения давлений в диапазоне 0,5—0,001 мм рт. ст. (67,5—0,133 н/м²). Его относительная средняя квадратичная погрешность составляет 0,5%.

УРАЛЬСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
имени С. М. КИРОВА

Е. И. Анищенко защитил 14 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Исследование двухскоростных синхронных машин с расщепленными полюсами». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Е. Троп; д. т. н., проф. В. А. Шубенко и к. т. н. З. Б. Нейман.

Диссертация содержит: литературный обзор, исследование магнитных полей в межполюсных пространствах ротора двухскоростной синхронной машины, характеристики и особенности расчета магнитной цепи синхронной машины со сдвоенными полюсами, исследование работы синхронной машины со сдвоенными полюсами при нагрузке, анализ потерь и к. п. д. синхронной машины со сдвоенными полюсами, исследование явления прилипания в синхронном явнополюсном двигателе, исследование синхронной явнополюсной машины с дробным отношением эффективных и реальных полюсов ротора.

В диссертации разработана методика использования электроинтегратора при расчете полей рассеяния ротора синхронной машины; полученные результаты могут быть применены также для расчета полей рассеяния в машинах постоянного тока. В работе предложены методы практического гармонического анализа одиночных функций и большого числа функций на моделирующих устройствах.

ОМСКИЙ ИНСТИТУТ ИНЖЕНЕРОВ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА

А. В. Бессоненко защитил 27 марта 1964 г. диссертацию на тему «Влияние двухслойной структуры земли на распределение потенциалов и плотности блуждающего тока в земле и подземном сооружении». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Р. А. Воронов и к. т. н., доц. Л. Э. Бухгейм.

В работе предложен метод расчета электрического поля блуждающего тока в земле, имеющей двухслойное строение. Дается подробно разработанный способ расчета действующего удельного сопротивления земли как усредненного параметра, характеризующего двухслойность земли. Получены формулы для расчета потенциалов и токов в оболочке подземного кабеля, уложенного в слоистой земле, а также линейной плотности тока утечки с оболочки кабеля с учетом влияния второго слоя.

Для проверки полученных аналитических соотношений построена модель системы рельс — двухслойная земля — подземный кабель. Расчет на модели полностью подтвердил результаты аналитического вычисления по предлагаемым формулам.

Р. Я. Медлин защитил 9 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Потенциальные условия на коллекторе тягового двигателя постоянного тока при переходных процессах и некоторые причины возникновения кругового огня». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Р. А. Воронов и к. т. н., доц. Г. А. Сипайлов.

На основании проведенных теоретических и экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы. 1. Распределение потенциала по коллектору машины постоянного тока при переходных процессах определяется совместным действием э. д. с. вращения и э. д. с. самоиндукции, возникающей в обмотке якоря. 2. Необходимым условием для распространения коммутационных дуг, возникших между щеткой и сбегавшей коллекторной пластиной при резком нарушении нормальной коммутации, является соответствие направления тока в дуге с направлением э. д. с. в шунтируемой ею части обмотки. 3. Наиболее благоприятные условия для распространения коммутационных дуг с образованием переброса по коллектору создаются при резком увеличении нагрузки двигателя (в предельном случае — ударное включение) и при коротком замыкании генератора с независимым возбуждением, а также при отключении генератора от цепи быстродействующим автоматом. 4. Искажение потенциальной кривой в значительной степени определяется насыщением магнитной системы машины при исходном режиме. Облегчение потенциальных условий может быть достигнуто применением компенсационной обмотки. 5. Для предотвращения возможности появления кругового огня на коллекторе тягового двигателя при буксовании колесных пар в основу работы устройства, обнаруживающего буксование, должен быть положен принцип непосредственного сравнения абсолютных скоростей вращения колесных пар. 6. Для повышения устойчивости тяговых двигателей, работающих в генераторном режиме, к возникновению кругового огня необходимо увеличить индуктивность двигателей, что в значительной степени облегчает потенциальные условия при коротких замыканиях и резких колебаниях, напряжения в контактной сети.

В. Н. Козлов защитил 23 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Оптимальная коммутация в машинах

постоянного тока и коммутирующая способность электрощеток». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Р. А. Воронов, к. т. н. В. И. Нэлин и к. т. н., доц. А. И. Скороспешкин.

В диссертации проанализированы следующие вопросы: 1. Процесс коммутации и его зависимость от свойств щеточного контакта: контактное сопротивление для поперечных токов; оптимальная (нормально ускоренная) коммутация; оптимальная коммутация тока в реальных машинах. 2. Коммутирующая способность электрощеток; роль щетки в работе реальной электрической машины; вольт-амперные характеристики и коммутирующие свойства щеток; экспериментальная установка для определения коммутирующей способности щеток.

ТОМСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ имени С. М. КИРОВА

М. Б. Коновалов защитил 4 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Статические преобразователи трехфазного тока на плоскостных транзисторах». Официальные оппоненты: д. ф.-м. н., проф. А. Б. Сапожников и к. т. н. Л. М. Ананьев.

Решена система уравнений, описывающая процесс инвертирования в идеальной схеме. Приведенное решение не ограничивается случаем очень большой индуктивности в цепи постоянного тока. Для случая резонанса полученные соотношения распространены на реальные схемы однофазных и трехфазных параллельных независимых инверторов.

На основе полученных соотношений разработаны приемы вычисления оптимальных параметров реальных схем однофазных инверторов, работающих в режиме резонанса или с небольшим отклонением от него.

Проведено вычисление быстрых переходных процессов, возникающих в коммутационном контуре при переключении транзисторных ключей. На основании физических представлений о явлениях в полупроводниковом материале и в материале стальных сердечников предложены некоторые приемы для инженерного расчета малых параметров. Предложена новая конструкция трехфазного дросселя с подмагничиванием, имеющего нулевой магнитопровод из сплошного магнитомягкого материала. Предложены новые схемы трехфазных инверторов, имеющие в основе мостовую схему и схему со средней точкой.

В. П. Обрусник защитил 27 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Вопросы применения и расчета трансформаторов, регулируемых подмагничиванием шунтов, в автоматических установках». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. М. Бамдас и к. т. н., доц. Г. А. Сипайлов.

Теоретически и экспериментально исследованы режимы работы и характеристики ТРПШ. Исследование показало, что при прочих равных условиях эти аппараты принципиально эквивалентны комбинированным магнитным регуляторам, состоящим из обычного трансформатора и подмагничиваемых дросселей насыщения (комбинация ТР—РДН), и что в расчетах ТРПШ можно использовать классическую теорию магнитных усилителей. Применение ТРПШ в ряде установок целесообразнее, чем применение комбинаций ТР—РДН, так как первые выполняются в одной конструктивной единице, что обеспечивает им большую компактность и меньшие габариты. Предложены методы расчета оптимальной геометрии магнитопроводов ТРПШ, оптимальных сечений его шунтов и статических характеристик в разомкнутых и замкнутых системах регулирования. Исследован ряд систем регулирования ТРПШ, даны рекомендации по их использованию и настройке. Разработаны системы регулирования ТРПШ, две из которых внедрены в производственных установках.

Е. И. Гольдштейн защитил 27 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Некоторые вопросы проектирования и расчета сглаживающих дросселей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. М. Бамдас и к. т. н. В. А. Лукутин.

Рассмотрена методика построения зависимостей коэффициентов выпучивания, рассеяния и фиктивного зазора от относительного зазора или отношения базового размера к зазору; показано применение подобных зависимостей при расчете линейного дросселя переменного тока и выборе оптимального зазора в магнитной цепи СД. Проведено исследование технико-экономических показателей СД (веса, стоимости, габаритов, объема активных материалов и расхода меди) на ЭЦВМ и получены универсальные зависимости оптимальных парамет-

ров геометрии от оптимизируемых показателей, пригодные для использования в инженерной практике при изменении расчетных условий в широком диапазоне.

Получены расчетные выражения для определения оптимального коэффициента заполнения окна обмоткой и показана возможность применения метода неполного заполнения окна при СД на ненормализованных сердечниках неоптимальной геометрии. Предложена методика выбора оптимальных параметров базовой геометрии для нормализованных сердечников при помощи критерия приближения.

ЧЕЛЯБИНСКИЙ ИНСТИТУТ МЕХАНИЗАЦИИ И ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ СЕЛЬСКОГО ХОЗЯЙСТВА

И. Н. Огородников защитил 19 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Исследование влияния динамики электропередач на режим работы дизельного двигателя в самоходных машинах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Е. Троп и к. т. н., доц. А. Т. Шаповалов.

Для исследования динамики совместной работы двигателя внутреннего сгорания (дизеля) с электрическими передачами на постоянном токе были разработаны структурные схемы исследуемых объектов применительно к математическому моделированию; дано математическое описание исследуемых объектов; созданы математические модели отдельных звеньев исследуемых трансмиссий, как, например, двигатель внутреннего сгорания, дифференциальный механизм электромеханической передачи, ходовая часть транспортной машины и др.; произведен расчет параметров математических моделей исследуемых объектов, в том числе таких, как приведенный момент инерции дифференциального механизма ЭМП и др.; на основании экспериментального исследования математических моделей и реального оборудования трактора 350 л. с. с ЭМП и трактора ДЭТ-250 л. с. ЧТЗ были проверены результаты математического моделирования исследуемых трансмиссий.

КУЙБЫШЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ имени В. В. КУЙБЫШЕВА

П. П. Чердовских защитил 29 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Исследование распределения тока в ваннах трехфазных руднотермических и сталеплавильных электропечей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Л. Ф. Куликовский и к. т. н., доц. Н. А. Полякова.

Предложены новые методы исследования распределения тока в малопроводящих средах руднотермических печей. Эти методы можно использовать для исследования распределения тока в различных соляных ваннах, предназначенных для термообработки инструмента и деталей. Получены формулы для определения приближенных значений частичных токов, стекающих с поверхности электрода в руднотермической печи с однородной ванной. Определено приближенное значение наиболее важной геометрической характеристики — расстояния между электродами для печей с мощными дугами и для печей со шлаковой ванной.

Исследовано распределение тока в шестиелектродных руднотермических печах и предложена схема включения, обеспечивающая наиболее рациональное распределение тока в этих печах. Показана возможность исследования распределения тока в металле сталеплавильных печей на металлических объемных моделях.

АЗЕРБАЙДЖАНСКИЙ ИНСТИТУТ НЕФТИ И ХИМИИ имени М. АЗИЗБЕКОВА

Ч. К. Набибеков защитил 28 февраля 1964 г. диссертацию на тему «Исследование схемы фазового компаундирования синхронных генераторов с машинным возбуждением». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Я. Б. Кадымов и к. т. н. Р. И. Талышинский.

Проведен сравнительный анализ применяемых в схемах компаундирования корректоров напряжения. Показано, что исследуемая усовершенствованная схема фазового компаундирования позволяет использовать простейший дроссельный корректор напряжения, не снижая точности регулирования, безотруднейства и обеспечивая необходимую кратность форси-

ровки возбуждения генератора. Проведено теоретическое исследование и анализ устойчивости работы генератора, оборудованного исследуемым АРВ, в различных эксплуатационных режимах при изолированной и параллельной работе с энергосистемой на математической модели. Получена передаточная функция и структурная схема системы регулирования, позволяющая анализировать устойчивость режима работы генератора, оборудованного фазовой схемой компаундирования, регулирующей весь ток возбуждения. Проведены экспериментальные исследования схемы компаундирования, осуществленные в лабораторных и в производственных условиях на генераторах различной мощности (15 кВА — 31,25 МВА).

Установлены особенности и предложен метод инженерного расчета основных электрических и конструктивных параметров исследуемой схемы компаундирования. Предложен метод, позволяющий исключить процесс размагничивания генератора, оборудованного схемой компаундирования, регулирующей весь ток возбуждения. Установлена возможность использования разработанной и исследованной системы автоматического регулирования в качестве регулятора возбуждения на генераторах средней и большой мощности, работающих изолированно или в энергетической системе.

А. А. Саидов защитил 30 октября 1964 г. диссертацию на тему «Исследование динамических режимов буровой лебедки с электрическим приводом при подъеме инструмента». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Я. Б. Кадымов и к. т. н., доц. С. Г. Калинин.

В работе исследованы динамические режимы подъемной лебедки нефтебуровой установки с учетом упругости основных элементов системы. Получены аналитические выражения для расчета динамических нагрузок в талевом канате и колонне буровых труб при различных законах изменения вращающего момента приводного двигателя. Выполнен ряд расчетов, анализ и обобщение которых дали возможность предложить простые формулы для инженерных расчетов динамических нагрузок для подъемных лебедок современных нефтебуровых установок.

Исследовано влияние «фазы» колебания системы на характер динамических процессов, возникающих в ней при переключении привода на следующую ступень механической характеристики двигателя. Рассмотрено влияние распределения массы колонны буровых труб на величину динамических нагрузок при разгоне системы. Разработана методика расчета переходных процессов в системе буровой лебедки с использованием в приводе электромагнитной муфты, а также при приводе постоянного тока по системе «генератор — двигатель». Экспериментальные исследования, проведенные на действующих скважинах при различных типах нефтебуровых установок, показали, что, как правило, максимальные значения ускорений элементов системы в динамических режимах значительно меньше соответствующих величин, положенных в основу расчетов при проектировании.

К. М. Чалыян защитила 6 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Метод расчета распределения переменного тока по сечениям произвольного числа параллельных токопроводов с учетом эффекта близости». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН СССР Л. Р. Нейман и д. т. н., проф. З. И. Кязим-заде.

Разработан метод расчета распределения переменного тока в системе, состоящей из $p+1$ параллельных цилиндрических, как угодно расположенных токопроводов произвольных радиусов с токами, имеющими произвольные значения j_q ($q=0, 1, \dots, p$), с учетом эффекта близости. Метод основан на применении последовательных приближений. Каждый шаг этих последовательных приближений представляет собой решение внутренней задачи Дирихле. Существенной особенностью этого метода является то обстоятельство, что граничные условия каждого приближения приходятся находить с помощью некоторого другого процесса последовательных приближений. При этом оказывается, что промежуточные результаты (приближения) имеют самостоятельный физический смысл.

Получены общие формулы для расчета распределения напряженности магнитного поля и плотности тока по сечениям токопроводов. Найденные распределения плотности тока позволяют определять влияние эффекта близости на сопротивление токопроводов. Разработанный метод расчета позволил определить также влияние близко расположенных проводов, к которым не подводится ток, на распределение плотности тока и на сопротивление токонесущих проводников.

КЕМЕРОВСКИЙ ГОРНЫЙ ИНСТИТУТ

Г. А. Дмитриев защитил 23 ноября 1964 г. диссертацию на тему «Исследование электрических помех в низковольтных кабельных сетях шахт Кузбасса». Официальные оппоненты: д. т. н. Н. Ф. Шишкин и к. т. н. М. М. Совкин.

Показано, что наибольшие перспективы для создания и внедрения шахтных телемеханических систем имеет использование частотного уплотнения низковольтных кабельных сетей. Определены основные источники помех в шахтных низковольтных сетях. Определен характер помех в различных диапазонах частот. Предложен метод определения уровня помех в конкретной кабельной сети, заключающийся в определении уровня помех на зажимах ненагруженного трансформатора и нагрузочного коэффициента уровня помех, которые зависят от напряжения сети и мощности трансформатора.

Проведено теоретическое и экспериментальное исследование коммутационных помех и помех, возникающих вследствие резкого изменения нагрузки асинхронного электродвигателя с короткозамкнутым ротором. Произведен анализ воздействия коммутационных помех на приемное телемеханическое устройство. Предложены мероприятия по борьбе с помехами.

ОТДЕЛЕНИЕ ФИЗИЧЕСКИХ И ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК
АН ЛАТВИЙСКОЙ ССР

Л. Э. Домбур защитил 23 декабря 1964 г. диссертацию на тему «Магнитное поле и рациональная геометрия аксиальной индукторной машины». Официальные оппоненты: д. т. н. Б. Е. Коник и к. т. н. Н. Н. Левин.

Разработан точный аналитический метод расчета магнитных полей в воздушном зазоре индукторной машины, который в принципе может быть применен и к другим типам электрических машин, в частности к явнополюсным синхронным машинам. Показана возможность построения точной картины результирующего поля в воздушном зазоре для любого характера распределения потенциала вдоль расточки якоря и любых соотношений геометрии зубцовой зоны индукторной машины. Предложена полная схема коэффициентов магнитных полей, исчерпывающе характеризующая магнитные поля в воздушном зазоре индукторной машины. Даны рекомендации по выбору оптимальных соотношений геометрии зубцовой зоны.

Исследовано влияние зубчатости якоря на магнитное поле в воздушном зазоре индукторной машины при холостом ходе и даны расчетные формулы магнитных проводимостей воздушного зазора для ряда практически важных вариантов геометрии зубцовой зоны индукторной машины. Разработана и опытно проверена методика электромагнитного расчета аксиальной индукторной машины с учетом изменения величины постоянной составляющей потока при нагрузке, включающая следующие основные вопросы: выбор основных размеров индукторной машины на основе определения рациональной относительной длины машины; расчет параметров якоря и построение векторной диаграммы; расчет магнитной цепи; расчет основных характеристик.

КАУНАССКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

М. А. Паулаускас защитил 11 сентября 1964 г. диссертацию на тему «Исследование работы малоомощного регулируемого электропривода по системе магнитный усилитель—двигатель постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. А. Розенблат и к. т. н., доц. И. И. Даугела.

Выведено нелинейное дифференциальное уравнение для МУ с самонасыщением при активной нагрузке, а также при активной нагрузке и встречной э. д. с. Предложен аналитический метод расчета нагрузочных характеристик МУ с самонасыщением при тех же условиях. Разработан аналитический метод расчета механических характеристик и характеристик управления системы МУ—ДПТ. Приведены нелинейные дифференциальные уравнения и математическая модель системы МУ—ДПТ, позволяющие определить динамические показатели исследуемой системы. Даны упрощенные дифференциальные уравнения системы, позволяющие определить динамические показатели привода МУ—ДПТ, магнитный усилитель которого изготовлен из любого ферромагнитного материала. Показано, что в МУ с самонасыщением со свободными четными гармониками тока, нагруженном активным сопротивлением и

встречной э. д. с., угол насыщения зависит как от тока управления, так и от величины встречной э. д. с. Исследовано влияние глубины обратных связей на работу привода и даны рекомендации по их выбору.

ХАРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ
имени В. И. ЛЕНИНА

В. А. Раюшкин защитил 25 июня 1964 г. диссертацию на тему «Исследование и расчет статических ферромагнитных удвоителей частоты с учетом высших гармонических». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. М. Бамдас и к. т. н., доц. М. А. Любчик.

Аналитически выведены сравнительно простые формулы для определения второй и четвертой гармонических индукции, а также постоянной составляющей индукции в режиме холостого хода удвоителя частоты. С помощью ЭЦВМ рассчитаны в относительных единицах внешние характеристики удвоителя частоты со включенной добавочной емкостью при работе его на комплексную нагрузку с учетом высших гармонических, что в ряде случаев позволяет значительно уточнить расчет удвоителя.

Даны рекомендации по выбору допустимого резонансного коэффициента, обеспечивающего устойчивую работу удвоителя. Предложен метод однозначного определения оптимальных входных параметров удвоителя—относительной первичной индукции и относительного подмагничивания, обеспечивающих для заданной мощности минимальный вес удвоителя при минимальном потреблении мощности из питающей сети. Предложен простой инженерный метод расчета оптимального удвоителя, работающего на комплексную нагрузку, с определением всех геометрических и обмоточных данных по функциональным кривым обобщенного конструктивного параметра. Проведено исследование работы удвоителя частоты при несинусоидальном питающем напряжении. Рекомендован метод расчета каскадных умножителей.

В. И. Спиридонов защитил 22 октября 1964 г. диссертацию на тему «Увеличение разрывной способности контакторов шахтных магнитных пускателей переменного тока напряжением 660 в». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. О. Б. Броник и к. т. н., доц. И. С. Таев.

В диссертации рассмотрены и анализированы следующие вопросы. 1. Исследование работы шахтных магнитных пускателей номинальным напряжением 660 в. 2. Исследование влияния числа разрывов цепи переменного тока на разрывную способность аппаратов управления. 3. Исследование системы дугогашения с шунтированием одного из разрывов активным линейным сопротивлением. 4. Исследование системы дугогашения переменного тока с применением полупроводников. 5. Основные рекомендации по улучшению дугогашения в шахтной коммутационной аппаратуре 660 в.

КИЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

А. А. Тютин защитил 3 июня 1964 г. диссертацию на тему «Исследование и применение широкополосных решающих устройств на операционных усилителях». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Н. Милых и к. т. н., доц. А. И. Петренко.

На основе применения методов теории цепей с многополюсными элементами получены наиболее общие соотношения для линейных решающих элементов, позволяющие установить связь между погрешностью операции и характеристиками операционного усилителя при строгом определении входящих величин: коэффициента передачи усилителя, возвратного отношения и т. д. Исследовано применение в решающих элементах устройств с многоканальной обратной связью.

Рассмотрена частотная компенсация паразитных емкостей в нелинейных решающих устройствах на операционных усилителях с диодными элементами в цепи обратной связи и показано, что можно уменьшить влияние паразитных емкостей диодной схемы путем включения ее параллельно усилителю. Изготовлены и экспериментально исследованы решающие устройства, допускающие работу с частотой периодизации 5 кГц.

Изложен дополнительный материал, иллюстрирующий применение широкополосных решающих устройств в одной из возможных областей—для автоматизированной обработки рентгеновских снимков по методу С. И. Тетельбаума.

Доцент А. С. Сергеев

**Н. П. Богородицкий, Ю. М. Волокобинский, А. А. Воробьев
и Б. М. Тареев. ТЕОРИЯ ДИЭЛЕКТРИКОВ**
Изд-во «Энергия», 1965. 344 стр., ц. 86 коп.

Широкое применение диэлектриков в самых различных отраслях электротехники, радиоэлектроники, электроники, технической кибернетики и т. д. делает необходимым глубокое изучение общей теории диэлектриков, являющейся основой электроизоляционной техники.

Знание строения диэлектриков, их структуры и химического состава, а также явлений, происходящих в них при воздействии электрического поля, позволяет определить основные свойства диэлектриков, возможности разного их использования, осуществлять целенаправленные поиски и разработки новых электроизоляционных материалов и активных диэлектриков.

Бурное развитие науки и техники во всех областях коренным образом повлияло на роль диэлектриков в совершенствовании самых различных отраслей промышленности. Современные диэлектрики не только используются для электрической изоляции, но и определяют часто основные показатели приборов и аппаратов, обладая рядом самых разнообразных свойств. В настоящее время известны конденсаторные диэлектрики с заданной температурной стабильностью диэлектрической проницаемости; пьезодиэлектрики, предназначенные для ультразвуковых излучателей и приемников, фильтров, звукоснимателей, стабилизаторов частоты и др.; парамагнитные и ферромагнитные диэлектрики для волноводов; сегнетодиэлектрики; диэлектрики-люминофоры и др.

Учебная литература по курсу «Физика диэлектриков» весьма немногочисленна. Фундаментальная монография Г. И. Сканава, «Физика диэлектриков» (область слабых полей), изданная в 1949 г., по своему объему выходит за рамки учебного пособия. Кроме того, со времени выхода ее в свет произошли существенные изменения как в области физических представлений о процессах в диэлектриках, так и в области использования новых диэлектрических материалов.

Изданная в более позднее время переводная литература (например, Г. Фрелих, «Теория диэлектриков», 1960 г.; Дж. Б. Беркс и Д. Ж. Шульман, «Прогресс в области диэлектриков», 1963 г.) представляет собой монографии, не заменяющие учебники.

Это свидетельствует о своевременности издания рецензируемого учебника. Он написан в соответствии с программой, утвержденной Министерством высшего и среднего специального образования СССР.

Учебник состоит из пяти глав, приложения и списка литературы.

В гл. 1 рассматривается строение вещества, дается характеристика газообразного, жидкого, твердого и плазменного состояний. Рассматриваются возможные состояния электронов в атомах, атомные и ионные связи, ковалентная химическая связь, ионная и донорно-акцепторная связь. Здесь даются представления о полярных и неполярных молекулах, о различных видах межмолекулярного взаимодействия. Достаточно подробно рассматриваются основные представления о структуре и свойствах кристаллов и полимерных материалов.

Следует отметить, что изложение вопросов строения вещества, которым обычно в литературе по физике диэлектриков уделяется недостаточное внимание, является весьма полезным и служит базой для последующего рассмотрения явлений в диэлектриках.

Глава 2 посвящена рассмотрению явлений электропроводности. Даются характеристики различных видов электропроводности, рассматривается электропроводность металлов, газов, кристаллов, аморфных диэлектриков, жидкостей, эмульсий, суспензий и вязких диэлектриков, а также оксидных пленок. Выясняются основные закономерности по влиянию структуры вещества на его электропроводность, зависимости электропроводности от температуры, напряженности электрического поля и других факторов. Однако при рассмотрении поверхностной электропроводности не дается объяснения явления и приводится мало экспериментальных данных.

Глава 3 посвящена рассмотрению явлений поляризации в постоянном поле. После каждой характеристики основных видов поляризации авторы переходят к определению макроскопического поля в диэлектрике и локального поля Лорентца.

Далее рассматриваются явления поляризации и соотношения диэлектрической проницаемости и поляризуемости молекул для неполярных газов и жидкостей (уравнение Клаузиуса—Мосотти), для полярных жидкостей (теории Дебая, Онзагера и Кирквуда), для неполярных твердых диэлектриков, полимеров, ионных кристаллов и гетерогенных смесей.

Глава 4 охватывает явления поляризации и диэлектрических потерь в переменном поле.

Глава начинается с рассмотрения переходных процессов поляризации при изменении постоянного поля. Далее, основываясь на принципе суперпозиции напряженностей, определяют изменение

поляризации со временем в переменном электрическом поле и ток переходного процесса поляризации. Полученные зависимости позволяют достаточно просто определить диэлектрические потери и тангенс угла диэлектрических потерь. Рассматриваются комплексная диэлектрическая проницаемость, потери, зависимость тангенса угла потерь от температуры и частоты приложенного напряжения при одном времени и нескольких временах релаксации. В этой же главе рассматривается явление междуслойной поляризации в неоднородном двухслойном диэлектрике, выводятся выражения для тока при включении и выключении постоянного напряжения. Глава заканчивается рассмотрением явлений резонансной поляризации и резонансных потерь. Большим достоинством книги как учебника является то, что в ней неразрывно и совместно рассматриваются как теоретические положения, так и экспериментальные данные трактуемых процессов в виде конкретных закономерностей.

Последняя глава 5 посвящена рассмотрению свойств и характеристик сегнетоэлектриков, пьезоэлектриков и электретов. Хотя раздел теории активных диэлектриков разработан еще неполно, тем не менее сведения, приведенные в книге, вполне достаточны для создания у читателя ясного представления об основных физических процессах, происходящих в этих веществах. Наибольшее внимание уделено сегнетоэлектрикам, и, несмотря на краткость, теория сегнетоэлектричества изложена ясно. Четко и доходчиво описаны физические процессы в пьезодиэлектриках и даны основные математические формулы, необходимые для расчета. Разобраны основные свойства электретов.

В приложении приведены соотношения единиц международной системы СИ с важнейшими другими единицами, значения основных физических постоянных и перечень важнейших химических элементов.

Библиография содержит 69 наименований учебных пособий и монографий по физике диэлектриков, изданных в течение последних лет на русском языке.

Таким образом, учебник охватывает все основные вопросы теории диэлектриков, исключая вопросы пробоя. Конечно, физика пробоя и его закономерности являются важнейшей составной частью общей теории диэлектриков. По-видимому, из-за ограниченного объема авторы вынуждены были не включать эти вопросы в книгу, а выделить их в самостоятельный учебник, который, как указывается в предисловии, готовится к печати.

Основными достоинствами учебника, наряду с охватом обширного современного научного материала по теории диэлектриков, являются ясность и последовательность изложения, сочетание

простоты с научной строгостью и глубокими научными обобщениями.

Студенты получили ценный учебник, который окажет помощь в подготовке высококвалифицированных специалистов

в области электроизоляционной техники. Книга будет также весьма полезной всем, кто занимается исследованиями и практическими приложениями в области физики диэлектриков.

*Доктор техн. наук, проф. Н. Г. Дроздов, доктор техн. наук, проф. И. К. Федченко
и кандидат техн. наук, доц. М. Е. Иерусалимов*

Книга О. Б. Брона «ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЕ ПОЛЕ КАК ВИД МАТЕРИИ».

Госэнергоиздат, 1962, стр. 260, ц. 84 коп.

ОТВЕТ АВТОРА КНИГИ НА РЕЦЕНЗИИ, ОПУБЛИКОВАННЫЕ в № 1 и 2 ЖУРНАЛА «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО» за 1966 г.

1. Электромагнитное поле в моей книге в соответствии с современными взглядами рассматривается как один из видов материи.

И. М. Постников полагает, что электромагнитное поле может быть отнесено «к полевой форме движения материи», однако он не указывает, какая именно материя имеется в виду. Более определенно эту мысль формулирует И. Г. Кляцкин: «Электромагнитное поле (как мезонное поле, поле тяготения и т. д.) является формой движения материи». Такой материей, по мнению И. Г. Кляцкина, является «вакуум», заполняющий всю Вселенную [Л. 1, стр. 7].

Согласно этим определениям электромагнитное поле не является видом материи, подобно тому как его не считали видом материи в период гипотезы об эфире. Оно только движение вакуума, или, как прежде считалось движением эфира, или подобно звуку, который не является материей, а представляет собой состояние движения материальной среды.

Представление об электромагнитном поле как о форме движения материи приводит к выводам, несовместимым с современными представлениями.

Известно, что электромагнитное поле может возникать за счет других видов материи (в частности, за счет частиц вещества). Материя же может обращаться только в другой вид материи. Она не может обращаться в движение. Известно, что электромагнитное поле обладает массой. Но массу может иметь только материя. Ее нельзя приписать форме движения.

Наличие так называемого «вакуумного эффекта», связанного с виртуальным состоянием частиц, не означает, что вакуум можно рассматривать как материальную среду. Ему нигде не приписываются абсолютные свойства. Рассмотрение вакуума как «мировой» среды несостоятельно еще и потому, что означает распространение на бесконечную Вселенную свойств, присущих конечным физическим процессам.

Представление о поле как о виде материи подробно аргументировано в ряде трудов физиков и философов, вошло

в учебную литературу и является достоянием науки. Представление же о поле как о форме движения не соответствует тому, что принято в современной литературе, и не обосновано самими авторами. Однако с этих именно позиций они ведут критику моей книги.

2. Исходя из указанных представлений, И. Г. Кляцкин не соглашается с приведенной у меня критикой старого определения поля как особого состояния среды, заполняющей пространство между взаимодействующими телами. Он спрашивает: «каково же доказательство ошибочности этого определения?» И далее пишет: «Оказывается неизвестно, о какой среде идет речь. Ну, а если дать название этой среде (этому виду материи), например, электронно-позитронный вакуум, то что остается от доказательства?»

Отвечая: несостоятельность старых определений понятия «поле» стала особенно ясной после того, как было установлено, что поле возникает только за счет других видов материи. Материя не может обращаться ни в «пространство», ни в «состояние среды», ни в «физический процесс», как это следовало бы, если бы мы придерживались старых определений.

3. В связи с различной трактовкой электромагнитного поля выявилось и существенное расхождение в понимании положений материалистической философии о материи и движении.

В моей книге переход от одной формы движения к другой связывается с одновременным переходом от одного вида материи к другому. И. Г. Кляцкин считает, что «явления в природе могут основываться как на преобразовании одних форм материи в другие, так и на преобразовании одной формы движения в другую».

Обратимся к философской литературе. Согласно существующим определениям, «форма движения есть способ существования определенных форм материи» [Л. 2, стр. 57]. Поэтому преобразование одной формы движения в другую означает в то же время преобразование соответствующих форм материи. Ошибочным является «само противополо-

ставление форм материи и форм движения; в действительности они выступают в неразрывном единстве, и мы обязаны говорить не просто о конкретных состояниях материи, с одной стороны, и конкретных состояниях движения, с другой, а только о конкретных состояниях движущейся материи» [Л. 2, стр. 11]. Этим опровергается точка зрения И. Г. Кляцкина.

4. Но может быть, декларировав правильное философское положение, автор книги отступил от него и, как пишет В. А. Михайлов, рассматривал все электромагнитные процессы, «отрывая материю от движения», т. е. рассматривал материю не движущуюся, не меняющую своих форм и состояний? Нет этого не произошло. В моей книге поле рассматривается возникающим из других видов материи и превращающимся в них, меняющим свои состояния, движущимся по проводам и без проводов. Поэтому указанное выше утверждение В. А. Михайлова не имеет оснований. В книге действительно не рассматриваются различные формы движения электромагнитного поля, так как их нет. Этот вид материи имеет только одну единственную форму движения — электромагнитную. Вместе с преобразованием электромагнитного поля в другие виды материи происходит и изменение связанной с ним формы движения.

5. В моей книге написано, что явления в электрических машинах, аппаратах, трансформаторах и т. д. — это не только энергетические процессы, как их обычно описывают, но что они связаны с преобразованием одних форм материи в другие. Против этого выступают И. Г. Кляцкин, В. А. Михайлов и И. М. Постников. И. Г. Кляцкин считает это утверждение ложным, так как многие явления здесь объяснимы «с точки зрения преобразования одной формы движения материи в другую».

Попробуем принять предлагаемую рецензентом точку зрения. Для того чтобы одна форма движения материи (электромагнитного поля) могла преобразоваться в другую, необходимо, чтобы само электромагнитное поле имело несколько (минимум две) форм движения. Однако этого нет. Согласно суще-

ствующим представлениям у этого вида материи одна единственная форма движения — электромагнитная [БСЭ, том 13, стр. 443].

6. Но может быть, не соглашаясь с существующими взглядами, рецензенты обосновали свою классификацию форм движения? Такого обоснования нет. Однако И. Г. Кляцкин указывает, что возникновение электромагнитного поля из электрического поля заряженного конденсатора или магнитного поля индуктивности «легко может быть объяснено с точки зрения преобразования одной формы движения материи в другую». В таком случае электрическое, магнитное и электромагнитное поля — это разные формы движения. Но разделение электромагнитного поля на электрическое и магнитное определяется только произвольным выбором системы отсчета. Поэтому утверждение, что переход от электрического поля к магнитному есть переход от одной формы движения материи к другой, объективно смысла не имеет.

7. С представлением о формах движения связано и приводимое ниже замечание И. Г. Кляцкина. Он пишет: «О. Б. Брон считает, что существуют два вида материи — вещество и поле. Казалось бы все ясно. Но... вещество оказывается состоящим из частиц и полей. Итак, один вид материи состоит из другого вида! И это все нужно, чтобы не говорить о преобразовании одной формы движения в другую».

Здесь дело не в классификации, которую якобы придумал автор, а в том круге объектов, который по общепринятой терминологии подходит под понятие «вещество». Согласно определению, данному в Философской энциклопедии, «к веществу относятся макроскопические тела во всех агрегатных состояниях (газы, жидкости, кристаллы и т. д.) и образующие их частицы, обладающие массой покоя». Значит вещество — это электрон, позитрон, нейтрон и т. д., а также железо, медь, азот и т. д. Но в таком случае эти последние состоят из частиц и полей. Превращение же одних форм движения в другие не имеет отношения к рассматриваемому вопросу.

8. И. Г. Кляцкин считает, что емкость и индуктивность в вакууме определяются *лишь* геометрическими размерами и конфигурацией проводников, а электрическое сопротивление не связано со способностью проводника поглощать электромагнитное поле.

Это не так. В выражение для емкости и индуктивности в вакууме входят ϵ_0 и μ_0 , которые отнюдь не являются геометрическими величинами. Если бы проводник не поглощал электромагнитное поле, то нельзя было бы говорить о его сопротивлении.

9. В связи с рассмотрением гравитационного поля В. А. Михайлов замечает: «автор, ссылаясь на Эйнштейна, позволяет себе писать, что гравитационное поле представляет собою проявление свойств пространства», и далее: «как можно материю (гравитационное поле в данном случае) рассматривать как проявление свойств пространства, т. е. рассматривать материю как нечто вторичное по отношению к пространству».

Приведенная мною точка зрения

имеет место в общей теории относительности (ОТО) Эйнштейна и разделяется многими физиками и философами в настоящее время. Веским аргументом в пользу этой точки зрения является следующее: материю нельзя уничтожить движением, а гравитационное поле в результате движения можно свести к нулю. Это положение иначе формулируется так: физические объекты считаются материальными, если они имеют массу и энергию, не обращаясь в нуль ни в одной системе отсчета, ни при каких преобразованиях координат. Электромагнитное поле этому условию удовлетворяет, гравитационное — нет. Известен факт неведомости. Приведенный критерий материальности позволил проф. М. Ф. Широкову [Л. 3] сделать такой вывод: «... мы не можем поля инерциальных и гравитационных сил признать материальными», и далее: «В ОТО инерция и гравитация являются полями геометрических величин пространства — времени и поэтому, как само пространство — время, суть формы существования материи, а не материя». Этот вывод опровергает приведенное выше утверждение В. А. Михайлова. Он коренным образом отличается и от утверждения И. Г. Кляцкина, считающего, что гравитационное поле подобно электромагнитному есть форма движения вакуума.

10. В. А. Михайлов пишет: «О. Б. Брон не в ладах с современной физикой. Так на стр. 60 он рассматривает проводник, движущийся в магнитном поле со скоростью света в вакууме. Но ведь известно, что проводник не может двигаться с такой скоростью».

Действительно, проводник не может двигаться со скоростью света по отношению к другим телам, но не по отношению к электромагнитному полю. На стр. 60 моей книги идет речь об электрическом и магнитном полях электромагнитной волны. Здесь же относительная скорость не может быть никакой другой, кроме скорости света. И это находится в полном согласии с современной физикой.

11. В моей книге электрический заряд рассматривается не как вид материи, а как свойство тел и частиц, характеризующее их взаимосвязь с собственным электромагнитным полем. С этим не согласен И. М. Постников. Он пишет: «Автор пытается обосновать механистическое представление заряда как свойства двух видов материи «вещества» и «поля» или как связь этих двух видов материи. Что за нематериальная связь?». И далее: «нельзя считать, что поле материально, а заряд нематериален».

Со всем этим нельзя согласиться. Во-первых, И. М. Постников отвергает положение, что заряд это не вид материи, а только свойство. Для того чтобы отстоять это мнение, нужно доказать, что заряд обладает энергией и массой, чего однако сделать нельзя. По этой именно причине представление о заряде как о свойстве двух видов материи — вещества и поля — стало общепризнанным и вошло даже в терминологию теоретической электротехники.

Далее, всякое свойство связано с теми объектами, к которым оно относится, но, конечно, эта связь не является механической. Нельзя называть «механисти-

ческими» представления о заряде, как о связи поля и вещества. Это все равно, что считать цвет механически связанным с цветным телом. Наконец, нельзя даже ставить вопрос о том, материален или нематериален заряд. Заряд, как и всякое другое свойство, не существует без тех материальных объектов, к которым он относится.

12. В моей книге указано, что при разряде конденсатора или реактивной катушки на активное сопротивление электрическое и магнитное поля исчезают — они поглощаются веществом проводника. Проводник приобретает массу и энергию, которыми обладало поле. Происходит преобразование поля в вещество.

И. М. Постников возражает. Он пишет: «Нельзя смешивать понятия «масса» и «вещество». Масса электромагнитного поля заряженного конденсатора, масса магнитного и электромагнитного поля существенно отличаются от массы вещества и тем более от самого вещества и не могут поэтому «превращаться в вещество».

У меня нигде не говорится, что масса обращается в вещество или что масса отождествляется с веществом. Масса всюду рассматривается как свойство вещества и поля. Речь идет о превращении поля в вещество. При разряде конденсатора на активное сопротивление исчезает электрическое поле и нужно ответить на вопрос, что с ним произошло. Как и всякий вид материи, оно не может исчезнуть бесследно. Оно может превратиться только в другой вид материи. Поглотив поле, проводник нагрелся, возникла тепловая форма движения. Она присуща веществу. Электромагнитное поле ее не имеет. Значит, здесь произошло превращение электромагнитного поля в вещество проводника (в макроскопическом понимании).

13. И. М. Постников отрицает тот общеизвестный факт, что скорость электромагнитных и гравитационных взаимодействий равна скорости света, хотя это лежит в основе теории относительности и подтверждено всей суммой знаний, полученных на основании этой теории. Он уподобляет магнитное поле упругой механической среде — трансмиссии, способной передавать взаимодействия. Магнитное поле само никаких взаимодействий передавать не может. Для этого необходимы два поля (E и H), а несостоятельность любых механических моделей по отношению к электромагнитному полю давно доказана.

И. М. Постников полагает, что при движении магнита магнитное поле движется с ним как нечто целое, имея во всех точках скорость магнита. Так можно было бы думать только в том случае, если бы скорость электромагнитных взаимодействий была бесконечно большой. Но этого, как мы знаем, нет. К тому же само магнитное поле перемещается в пространстве не может. Двигаться может только электромагнитное поле, имеющее обе составляющие E и H , а оно перемещается со скоростью света.

И. М. Постников утверждает, что скорость электромагнитной волны определяется длиной волны и частотой питающего тока. Это конечно не так. Изменяя частоту или длину волны, ни-

как нельзя изменить ее скорость и короткие волны движутся с такой же скоростью, как и длинные.

14. И. Г. Кляцкин и В. А. Михайлов возражают против приведенного у меня сопоставления массы и энергии поля. И. Г. Кляцкин пишет: «Помилуйте, скажет даже неискушенный читатель, ведь 10 дж не могут быть ни больше ни меньше 5 кг». Так, конечно, мог бы сказать читатель, не знающий о существовании взаимосвязи между массой и энергией. Мы не можем утверждать, что энергии в 10 дж соответствует масса, в $5/9 \cdot 10^{-15}$ раз меньшая, чем 5 кг. Одна

массовая единица энергии при ядерных процессах принимается равной 981 Мэв.

15. *Заключение.* Рамки настоящего ответа не позволяют остановиться на других замечаниях рецензентов, однако вышеизложенного достаточно, чтобы сделать следующие выводы:

а) Физическое и философское освещение основных вопросов электромагнитного поля, приведенное в моей книге, соображениями рецензентов не опровергнуто и является правильным.

б) Стремление рассматривать электромагнитное поле не как вид материи, а как форму движения материи, как

равно механистическая трактовка поля и приписывание заряду свойств материи, — не соответствует современным взглядам.

в) Большое количество противоречивых мнений, а также диаметрально противоположная оценка моей книги в рецензиях, опубликованных в журнале «Электричество», показывают своевременность поднятых в ней вопросов и необходимость дальнейшей работы, чтобы современные представления об электромагнитном поле получили надлежащее распространение.

Литература

1. Примечание И. Г. Кляцкина к книге В. А. Лаврова «Экспериментальная электромагнитная теория поля и основы распространения радиоволн», изд-во «Связь», 1964, стр. 7.

2. Философские вопросы современного учения о движении в природе, под ред. В. И. Свидерского, изд. Ленинградского университета, 1962.

3. М. Ф. Широков, Является ли гравитация материей или формой существования материи? Сб. «Философские проблемы теории тяготения Эйнштейна и релятивистская космогония», Изд-во АН УССР, Киев, 1965, стр. 194—206.

*Доктор техн. наук,
проф. О. Б. Брон*

ОТ РЕДАКЦИИ

Вопросы философии естествознания интересуют широкие круги электротехнической общественности нашей страны, поэтому естественно, что редакция получила большое число откликов на книгу О. Б. Брона «Электромагнитное поле как вид материи». Из полученных рецензий четыре были опубликованы в № 1 и 2 журнала за 1966 г., причем в трех первых рецензиях содержалась критика ряда положений книги О. Б. Брона, а четвертая рецензия оценивала эту книгу положительно. Остальные отзывы, полученные редакцией, повторяли основные положения четвертой рецензии, поэтому их публикация была признана нецелесообразной.

Заканчивая дискуссию по книге О. Б. Брона, редакция отмечает наличие разных точек зрения по ряду важных вопросов, сближение которых может быть достигнуто в процессе дальнейшей совместной работы электротехников и философов. Редакция надеется, что закончившаяся дискуссия будет способствовать такой совместной работе.

Новые книги издательства «ЭНЕРГИЯ»

Издательство «Энергия» в 1967 г. выпустит в свет немало книг, которые представят интерес для читателей нашего журнала. Вот некоторые из них.

ОБЩИЕ ВОПРОСЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Электрификация страны. Советов за 50 лет (Авт. коллектив). Под ред. министра энергетики и электрификации СССР. П. С. Непорожного. 50 л. 15 000 экз. 2 р. 93 к. в перепл. (III кв.).

Стеклов В. Ю. Развитие электроэнергетического хозяйства СССР. (Хронологический указатель). 13 л. 2 000 экз. 80 к. в перепл. (III кв.).

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

Учебная литература для вузов

Федоров А. А. Основы электроснабжения промышленных предприятий. 36 л. 20 000 экз. 1 р. 69 к. (III кв.).

Учебная литература для техникумов

Барзам А. Б. и Пояркова Т. М. Лабораторные работы по релейной защите и автоматике. 15 л. 10 000 экз. 71 к. в перепл. (I кв.).

Михалков А. В. Электрические сети и системы в примерах и задачах. 10 л. 10 000 экз. 64 к. в перепл. (II кв.).

Справочная литература

Райцельский Л. А. Справочник по осветительным сетям. Изд. 2-е. 17 л. 20 000 экз. 1 р. 09 к. (II кв.).

Справочник по электроустановкам промышленных предприятий. (Авт. коллектив). Т. 4. Конструирование электроустановок. Электроконструкции и монтажные изделия. Под. общ. ред. И. Е. Боричева и др. 72 л. 25 000 экз. 4 р. 01 к. в перепл. (III кв.).

НАУЧНАЯ И ПРОИЗВОДСТВЕННО-ТЕХНИЧЕСКАЯ ЛИТЕРАТУРА

Электрические системы

Режимы работы энергетических систем. Переводы докладов на XXI сессии СИГРЭ 1966 г. Под ред. В. А. Веникова. 10 л. 5 000 экз. 85 к. (IV кв.).

Сборник задач по электромагнитным переходным процессам. (Авт. коллектив). 30 л. 10 000 экз. ц. 1 р. 70 к. (IV кв.).

Установившиеся режимы, устойчивость и перенапряжения в электрических системах. Труды Ленинградского политехнического института. 16 л. 3 000 экз. 1 р. 12 к. (IV кв.).

Линии электропередачи и электрические сети

Берковский А. М. и Лысков Ю. И. Мощные конденсаторные батареи. 9 л. 8 000 экз. 48 к. (III кв.).

Богорад Л. Я. Винтовые сваи и анкеры в электро-сетевом строительстве. 10 л. 5 000 экз. 53 к. (II кв.).

Гальперин М. Л. Деревянные опоры линий электропередачи. 11 л. 8 000 экз. 58 к. (II кв.).

Дальние электропередачи. Периоды докладов на XXI сессии СИГРЭ 1966 г. Под ред. С. С. Рокотяна. 18 л. 6 000 экз. 1 р. 41 к. (IV кв.). Красовский К. Ф. и Проктор Е. Г. Прокладка кабельных линий в особых условиях. 8 л. 8 000 экз. 42 к. (II кв.).

Понижающие подстанции и установки продольной емкостной компенсации электропередачи высокого напряжения. Переводы докладов на XXI сессии СИГРЭ 1966 г. Под ред. Ю. А. Якуба. 15 л. 5 000 экз. 1 р. 19 к. (IV кв.).

Электрические станции и подстанции

Гаджиев С. С. Надежность и безопасность эксплуатации электрооборудования. Изд. 2-е. 11 л. 15 000 экз. 58 к. (III кв.).

Кожевникова Ф. А. Проведение испытаний в масляной лаборатории. 8 л. 10 000 экз. 40 к. (II кв.).

Мотыгина С. А. Эксплуатация электрической части тепловых электростанций. 25 л. 15 000 экз. 1 р. 60 к. (IV кв.).

Автоматики, релейная защита и связь в энергосистемах

Кожин А. Н. и Рубинчик В. А. Релейная защита линий с ответвлениями. 14 л. 10 000 экз. 74 к. (I кв.).

Кучкин М. Д. Автоматическое управление и контроль режима работы гидроэлектростанций. 24 л. 8 000 экз. 1 р. 38 к. в перепл. (III кв.).

Проектирование высокочастотных каналов по проводам линий электропередачи. 22 л. 8 000 экз. 1 р. 27 к. (III кв.).

Руководящие указания по релейной защите. Дистанционная защита линий 35—330 кв. Вып. 7 (дополнение). 2 л. 20 000 экз. 10 к. (I кв.).

Техника высоких напряжений

Исследование перенапряжений и изоляции электрических сетей. Переводы докладов на XXI сессии СИГРЭ 1966 г. Под ред. В. В. Бургсдорфа. 17 л. 5 000 экз. 1 р. 34 к. (IV кв.).

Передача энергии постоянным и переменным током. 18 л. 3 000 экз. 1 р. 41 к. (III кв.).

Электрооборудование и электроснабжение промышленных предприятий

Бариев Н. В. Электропривод одноковшовых экскаваторов типов ЭКГ-4 и ЭКГ-4,6. 11 л. 15 000 экз. 70 к. в перепл. (II кв.).

Гительсон С. М. Оптимальное распределение конденсаторов на промышленных предприятиях. 9 л. 10 000 экз. 48 к. (III кв.).

Карковский Г. А. Защита электрооборудования от воздействия окружающей среды. 14 л. 12 000 экз. 74 к. (IV кв.).

Ракович И. И. Электрооборудование взрывоопасных производств. Изд. 2-е. 24 л. 8 000 экз. 1 р. 38 к. (IV кв.).

Федосенко Р. Я. Надежность электроснабжения горнодобывающих предприятий. 10 л. 10 000 экз. 50 к. (IV кв.).

Электрическая аппаратура подъемных кранов с электрическим приводом переменного тока. 12 л. 20 000 экз. 64 к. (II кв.).

ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

Учебная литература для вузов

Вайнберг А. М. Индукционные плавильные печи. Изд. 2-е. 26 л. 15 000 экз. 1 р. 10 к. в перепл. (I кв.).

Поливанов К. М. Теоретические основы электротехники. Ч. 3. Теория электромагнитного поля. 15,5 л. 25 000 экз. 73 к. в перепл. (IV кв.).

Чунихин А. А. Электрические аппараты. 33 л. 20 000 экз. 1 р. 34 к. в перепл. (II кв.).

Учебная литература для техникумов

Курицкий Е. И. Техника безопасности и противопожарная техника в электропромышленности. 16 л. 25 000 экз. 72 к. в перепл. (III кв.).

Сборник задач по теоретической электротехнике. Изд. 4-е, доп. 17 л. 25 000 экз. 75 к. в перепл. (I кв.).

Справочная литература

Готман П. Е. и др. Электротехнические материалы. Изд. 2-е. 32 л. 25 000 экз. 1 р. 89 к. в перепл. (IV кв.).

Кнорринг Г. М. Справочник для проектирования электрического освещения. Изд. 6-е, полностью переработанное. 15 л. 25 000 экз. 1 р. 05 к. (IV кв.).

Краново-металлургические электродвигатели. 25 л. 10 000 экз. 1 р. 50 к. в перепл. (I кв.).

НАУЧНАЯ И ПРОИЗВОДСТВЕННО-ТЕХНИЧЕСКАЯ ЛИТЕРАТУРА

Общие вопросы

Взрывобезопасное электрооборудование. (Разработка и исследование). 30 л. 2 000 экз. 2 р. 29 к. в перепл.

Айя Т. и др. Основные электротехнические расчеты. Ч. 1 и 2. Пер. со словац. 24 л. 20 000 экз. 1 р. 84 к. в перепл. (III кв.).

Методы расчета электрических вентильных цепей. 8 л. 10 000 экз. 42 к. (I кв.).

Петровский Ю. В. и др. Криогенная техника. 20 л. 7 000 экз. 1 р. 54 к. в перепл. (II кв.).

Резвых К. А. Расчет электростатических полей. Пер. с англ. 5 л. 8 000 экз. 26 к. (I кв.).

Хьюз В. Л. Нелинейные электрические цепи. 20 л. 10 000 экз. 1 р. 55 к. в перепл. (III кв.).

Электрические машины и трансформаторы

Александровский В. В. и Зенкевич В. А. Динамика электрических машин. 15 л. 8 000 экз. 90 к. в перепл. (IV кв.).

Алексеев М. М. Машинные генераторы повышенной частоты. 20 л. 10 000 экз. 1 р. 25 к. в перепл. (II кв.).

Альпер Т. И. и др. Вентиляция крупных гидрогенераторов. 20 л. 6 000 экз. 1 р. 25 к. в перепл. (IV кв.).

Бабенко Д. А. и Тепленко С. И. В помощь электротехнику машин постоянного тока. 10 л. 15 000 экз. 53 к. (III кв.).

Глебов Л. В. и др. Расчет и конструирование машин контактной сварки. 27 л. 3 000 экз. 1 р. 68 к. в перепл. (III кв.).

Гольдберг О. Д. Качество и надежность асинхронных двигателей. 12 л. 10 000 экз. 75 к. в перепл. (III кв.).

Дубенский А. А. Бесконтактные двигатели постоянного тока. 8 л. 10 000 экз. 42 к. (III кв.).

Жерве Г. К. Промышленные испытания электрических машин. Изд. 3-е. 36 л. 10 000 экз. 2 р. 16 к. в перепл. (III кв.).

Магнитные и магнитогиродинамические подшипники. (Авт. коллектив). 10 л. 8 000 экз. 72 к. (IV кв.).

Рабинович И. Н. и Шубов И. Г. Проектирование электрических машин постоянного тока. 30 л. 8 000 экз. 1 р. 85 к. в перепл. (III кв.).

Скобелев В. Е. Двигатели пульсирующего тока. 12 л. 7 000 экз. 89 к. в перепл. (IV кв.).

Турбогенераторы, расчет и конструкция. Под общ. ред. Н. П. Иванова и Р. А. Лютера. 45 л. 5 000 экз. 2 р. 65 к. в перепл. (IV кв.).

Хэннок Н. Н. Матричный анализ электрических машин. 12 л. 10 000 экз. 1 р. 05 к. в перепл. (II кв.).

Серия «Трансформаторы»

Майорец А. И. и Герасимова Л. С. Обмотки и изоляция силовых масляных трансформаторов. 15 л. 10 000 экз. 90 к. в перепл. (I кв.).

Трансформаторы. Переводы докладов на сессии СИГРЭ 1964 и 1966 гг. Под ред. С. И. Рабиновича. 20 л. 5 000 экз. 1 р. 55 к. в перепл. (IV кв.).

Серия «Технология электромашиностроения»

Барэмбо К. Н. и Бернштейн Л. М. Сушка, пропитка и компаундирование обмоток электрических машин. Изд. 2-е. 25 л. 10 000 экз. 1 р. 36 к. в перепл. (II кв.).

Шляпочников С. А. Металлорежущие станки с программным управлением в электромашиностроении. 6 л. 3 000 экз. 32 к. (III кв.).

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ АППАРАТЫ

Бондаренко Е. М. и др. Электрические сопротивления. 6 л. 8 000 экз. 32 к. (I кв.).

Брон О. Б. Жидкостное охлаждение электрических аппаратов. 15 л. 4 000 экз. 1 р. 06 к. в перепл. (I кв.).

Гордон А. В. и Сливинская А. Г. Электромагниты переменного тока. 12 л. 10 000 экз. 64 к. (III кв.).

ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЕ МАТЕРИАЛЫ И КАБЕЛИ

- Вайда Д. Исследования повреждений изоляции. Пер. с венг. 20 л. 8 000 экз. 1 р. 55 к. (II кв.).
- Саакян А. Е. Изготовление кабельных резин. 8 л. 8 000 экз. 42 к. (IV кв.).
- Электрический пробой в жидких изолирующих материалах. 8 л. 10 000 экз. 42 к. в перепл. (III кв.).
- Серия «Полимеры в электроизоляционной технике»
- Липштейн Р. А. и Шахнович М. И. Трансформаторное масло. Изд. 2-е. 20 л. 15 000 экз. 1 р. 17 к. в перепл. (IV кв.).

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

- Кремниевые вентили. (Авт. коллектив). 28 л. 12 000 экз. 1 р. 59 к. в перепл. (III кв.).
- Полупроводниковые выпрямители. (Авт. коллектив). 24 л. 12 000 экз. 1 р. 38 к. в перепл. (III кв.).

ЭЛЕКТРОПРИВОД

- Онищенко Г. Б. Асинхронный вентильный каскад. 10 л. 10 000 экз. 53 к. (II кв.).
- Островский А. С. Электроприводы поточно-транспортных систем. 11 л. 15 000 экз. 58 к. (II кв.).
- Петров И. И. и Мейстель А. М. Расчеты специальных режимов асинхронного электропривода. 12 л. 10 000 экз. 64 к. (III кв.).
- Электромагнитные переходные процессы в асинхронном электроприводе. 13 л. 10 000 экз. 80 к. в перепл. (IV кв.).

ЭЛЕКТРОТЕРМИЯ

- Исследования в области промышленного электронагрева. Труды ВНИИЭТО. 27 л. 3 000 экз. 2 р. 08 к. в перепл. (I кв.).

АВТОМАТИКА, ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ И ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА*Учебная литература для вузов*

- Егоров К. В. Основы теории автоматического регулирования. Изд. 2-е, переработ. 35 л. 25 000 экз. 1 р. 41 к. в перепл. (III кв.).
- Захаров В. К. Электронные элементы автоматики. 25 л. 15 000 экз. 1 р. 14 к. в перепл. (IV кв.).

Справочная литература

- Консидайн Д. и Росс С. Справочник по прикладной измерительной технике. Пер. с англ. 70 л. 12 000 экз. 5 р. 23 к. в перепл. (IV кв.).
- Энциклопедия измерений, контроля и автоматизации (ЭИКА). Вып. 9. 10 л. 15 000 экз. 50 к. (III кв.).
- Энциклопедия измерений, контроля и автоматизации (ЭИКА). Вып. 10. 10 л. 15 000 экз. 50 к. (III кв.).
- Энциклопедия измерений, контроля и автоматизации (ЭИКА). Вып. 11. 10 л. 15 000 экз. 50 к. (IV кв.).

НАУЧНАЯ И ПРОИЗВОДСТВЕННО-ТЕХНИЧЕСКАЯ ЛИТЕРАТУРА*Общие вопросы*

- Гаврилов М. А. Краткая теория релейных устройств. 14 л. 15 000 экз. 85 к. в перепл. (III кв.).
- Чухман В. Н. Автоматизация оперативного управления производством. 25 л. 15 000 экз. 1 р. 60 к. в перепл. (II кв.).

Автоматика и телемеханика

- Балакирев В. С. и др. Экспериментальное определение динамических характеристик промышленных объектов управления. 15 л. 10 000 экз. 80 к. (III кв.).
- Клюев А. С. Автоматическое регулирование. 18 л. 25 000 экз. 1 р. 06 к. в перепл. (I кв.).
- Смольников Л. П. Синтез оптимальных систем автоматического регулирования. 12 л. 8 000 экз. 75 к. в перепл. (II кв.).
- Хлыпало Е. И. Нелинейные системы автоматического регулирования. 30 л. 15 000 экз. 1 р. 86 к. в перепл. (III кв.).
- Шехтер С. и др. Унифицированные системы автоматического регулирования. Пер. с рум. 15 л. 6 000 экз. 1 р. 19 к. в перепл. (II кв.).
- Эрриот П. Регулирование производственных процессов. Пер. с англ. 25 л. 15 000 экз. 1 р. 91 к. в перепл. (II кв.).

Вычислительная техника

- Мальц Э. Л. и др. Электронные математические машины. 16 л. 10 000 экз. 1 р. 04 к. в перепл. (IV кв.).

- Полупроводниковые кодирующие и декодирующие преобразователи напряжения. 18 л. 15 000 экз. 1 р. 14 к. (II кв.).
- Роткоп Л. Л. Статистические методы исследования на электронных моделях. 14 л. 10 000 экз. 70 к. (I кв.).
- Теория и техника вычислительных устройств. Труды ЛПИ. 16 л. 4 000 экз. 1 р. 12 к. (III кв.).
- Цифровые и аналоговые устройства автоматических и измерительных систем. Труды ЛПИ. 16 л. 3 000 экз. 1 р. 12 к. (IV кв.).

Элементы автоматики и вычислительной техники

- Дискретный привод с шаговыми электродвигателями. Под ред. М. Г. Чиликина. 30 л. 10 000 экз. 1 р. 70 к. в перепл. (I кв.).
- Запоминающие устройства. Под ред. Л. П. Крайзе-ра. 12 л. 3 000 экз. 79 к. в перепл. (II кв.).
- Каган Б. М. и др. Запоминающие устройства большой емкости. 22 л. 15 000 экз. 1 р. 28 к. в перепл. (IV кв.).
- Кифер И. И. Характеристики ферромагнитных сердечников. 10 л. 10 000 экз. 50 к. (II кв.).
- Ми К. Физика магнитной записи. Пер. с англ. 16 л. 10 000 экз. 1 р. 26 к. в перепл. (III кв.).
- Нитсон П. Анализ и расчет ферритовых цифровых элементов. Пер. с англ. 16 л. 15 000 экз. 1 р. 26 к. в перепл. (I кв.).
- Пирогов А. И. и Шамаев Ю. М. Магнитные сердечники в автоматике и вычислительной технике. Изд. 2-е, переработ. 15 л. 15 000 экз. 90 к. в перепл. (III кв.).
- Шашков А. Г. Термисторы и их применение. 18 л. 8 000 экз. 1 р. 06 к. в перепл. (II кв.).

Библиотека по автоматике

- Абакумов В. Г. и Петренко А. И. Устройства на видеоконе для ввода графиков в электронные вычислительные машины. 6 л. 15 000 экз. 30 к. (III кв.).
- Абрамов Е. П. Аппаратура телепередачи информации ЭЦВМ. 5 л. 10 000 экз. 25 к. (II кв.).
- Аранчий Г. Б. и др. Тиристорные преобразователи частоты для регулируемых электроприводов. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 7 л. 15 000 экз. 35 к. (IV кв.).
- Бамдас А. М. и др. Ферромагнитные делители частоты. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (II кв.).
- Бессонов А. А. и Сиваков В. А. Автоматические индикаторы отказов. 5 л. 7 000 экз. 25 к. (II кв.).
- Браславский И. Я. и др. Асинхронный электропривод с тиристорным управлением. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 7 л. 15 000 экз. 35 к. (IV кв.).
- Брауз П. Язык АЛГОЛ и его применение к задачам исследования операции. Пер. с франц. 8 л. 20 000 экз. 58 к. (I кв.).
- Бруфман С. С. Цифровые элементы сравнения. 8 л. 25 000 экз. 40 к. (I кв.).
- Видинеев Ю. Д. Автоматическое непрерывное дозирование жидкостей. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (I кв.).
- Гинзбург С. А. Математическая непрерывная логика и изображение функций. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (IV кв.).
- Гринберг Л. С. Многообмоточные потенциометры. 6 л. 7 000 экз. 32 к. (II кв.).
- Давидов П. Д. Аналитический расчет импульсных тепловых режимов полупроводниковых приборов. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (III кв.).
- Долгов В. А. Встроенные автоматизированные системы контроля. 5 л. 15 000 экз. 25 к. (I кв.).
- Дубровский А. Х. и Кочетова Л. И. Бесконтактные магнитные логические элементы серии ЭЛМ. 7 л. 25 000 экз. 35 к. (I кв.).
- Еремеев И. С. Магнитные преобразователи информации. 4 л. 20 000 экз. 20 к. (II кв.).
- Жовинский В. Н. Генерирование шумов для исследования автоматических систем. 7 л. 15 000 экз. 35 к. (II кв.).
- Ивоботенко Б. А. и Киреев В. В. Типовые элементы бесконтактного электропривода с шаговыми двигателями. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 6 л. 20 000 экз. 30 к. (IV кв.).
- Иконников С. Н. Испытания магнитных элементов и автоматических устройств. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (III кв.).
- Ильин В. А. Большие системы телемеханики. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (II кв.).

Исмаилов Ш. Ю. Автоматические приборы с шаговыми двигателями. 10 л. 15 000 экз. 50 к. (III кв.).

Каминский Ю. Д. и Коменда Э. И. Индикаторные и регистрирующие устройства для систем автоматического контроля. 6 л. 20 000 экз. 30 к. (II кв.).

Карибский В. В. и др. Техническая диагностика объектов контроля. (Методы анализа непрерывных и дискретных объектов). 6 л. 20 000 экз. 30 к. (III кв.).

Карпов В. И. Полупроводниковые устройства стабилизации напряжения и тока. Изд. 2-е, переработ. 10 л. 30 000 экз. 50 к. (III кв.).

Касаткин А. С. и Кузьмин И. В. Оценка эффективности автоматических систем контроля. 5 л. 20 000 экз. 25 к. (II кв.).

Клюев А. С. Двухпозиционные автоматические регуляторы и их настройка. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (III кв.).

Кондюкова Е. И. и Редькин Б. Е. Аналого-цифровые преобразователи систем автоматического контроля. 5 л. 20 000 экз. 25 к. (II кв.).

Куликовский К. Л. Электрометрические преобразователи информации. 7 л. 12 000 экз. 35 к. (IV кв.).

Куликовский Л. Ф. и др. Автоматические приборы с бесконтактными компенсирующими преобразователями. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (IV кв.).

Лебедев М. Д. Состояние и развитие автоматических систем контроля. 6 л. 15 000 экз. 30 к. (II кв.).

Лемберг М. Д. Релейные системы пневмоавтоматики. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (IV кв.).

Ловушкин В. Н. Транзисторные преобразователи постоянного напряжения. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (III кв.).

Любчик М. А. Силовые электромагниты аппаратов и устройств автоматики постоянного тока. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (III кв.).

Маграчев З. В. Вольтметры одиночных импульсов. 7 л. 15 000 экз. 35 к. (II кв.).

Меджицкий Е. Операционные усилители постоянного тока. Пер. с польск. 10 л. 12 000 экз. 72 к. (IV кв.).

Метод монтажа навивкой. 4 л. 15 000 экз. 20 к. (II кв.).

Мяздриков О. А. Электронные методы объемной granulометрии. 10 л. 6 000 экз. 50 к. (III кв.).

Мясникова Е. Н. Объективное распознавание речи. 9 л. 5 000 экз. 45 к. (III кв.).

Нелинейные системы с тиристорами. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 7 л. 15 000 экз. 35 к. (IV кв.).

Нетребенко К. А. Компенсационные схемы амплитудных вольтметров и указателей экстремума. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (III кв.).

Параметроны в цифровых устройствах. 8 л. 20 000 экз. 40 к. (III кв.).

Пеккер И. И. и Никитенко А. Г. Расчет электромагнитных механизмов на вычислительных машинах. 10 л. 20 000 экз. 50 к. (II кв.).

Порядин В. Н. Автоматическая обработка результатов телеизмерений. 6 л. 15 000 экз. 30 к. (IV кв.).

Прохоров Н. Л. Счетные схемы на магнитных логических элементах. 4 л. 20 000 экз. 20 к. (II кв.).

Пышкало В. Д. и др. Оптимальные по быстродействию промышленные электроприводы. 10 л. 15 000 экз. 50 к. (III кв.).

Рубцов В. П. и др. Системы с силовыми шаговыми двигателями в металлургической промышленности. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 6 л. 15 000 экз. 30 к. (III кв.).

Сафрошкин Ю. В. Переходные характеристики и устойчивость транзисторных стабилизаторов напряжения и тока. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (III кв.).

Середенин В. И. Контроль перемещений при высоких температурах. 5 л. 5 000 экз. 25 к. (II кв.).

Синхронные приводы с полупроводниковым управлением. (Электроприводы с полупроводниковым управлением). 7 л. 15 000 экз. 35 к. (IV кв.).

Смолов В. Б. Диодные функциональные преобразователи информации. 9 л. 10 000 экз. 45 к. (IV кв.).

Соколов М. М. и Терехов В. М. Приближенные расчеты переходных процессов в автоматизированном электроприводе. Изд. 2-е, доп. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (I кв.).

Срибнер Л. А. Бесконтактные путевые переключатели повышенной точности. 6 л. 15 000 экз. 30 к. (III кв.).

Стаховский Р. И. Метод расчета оптимальных систем автоматического управления. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (II кв.).

Стопский С. Б. Счетчики числа импульсов. 10 л. 7 000 экз. 69 к. в перепл. (IV кв.).

Страхов В. П. Метод фазовой плоскости в теории цифровых следящих систем. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (III кв.).

Удерман Э. Г. Применение метода корневого годографа к приближенному исследованию автоколебаний нелинейных систем. 10 л. 20 000 экз. 50 к. (III кв.).

Чеголин П. М. и Афанасьев Г. К. Автоматизация анализа экспериментальных графиков. 8 л. 15 000 экз. 40 к. (III кв.).

Шапоров О. М. Техника работы на аналоговых установках непрерывного действия. 6 л. 10 000 экз. 30 к. (II кв.).

Шевченко Г. И. Магнитоанізотропные датчики. 6 л. 15 000 экз. 30 к. (II кв.).

Шилейко А. В. Основы аналоговой вычислительной техники. 9 л. 25 000 экз. 45 к. (I кв.).

Ямпольский Ж. А. и др. Аналоговые техометрические преобразователи на магнитных элементах. 7 л. 15 000 экз. 35 к. (IV кв.).

Ястребенецкий М. А. и Соляник Б. Л. Определение надежности аппаратуры промышленной автоматики в условиях эксплуатации. 7 л. 20 000 экз. 35 к. (IV кв.).

Измерительная техника

Введение в техническую диагностику. 17 л. 12 000 экз. 1 р. 01 к. перепл. (II кв.).

Котюк А. Ф. и др. Методы и аппаратура для анализа характеристик случайных процессов. 15 л. 15 000 экз. 90 к. в перепл. (II кв.).

Новицкий П. В. Основы общей информационной теории измерительных устройств. 20 л. 7 000 экз. 1 р. 25 к. в перепл. (IV кв.).

Руководство по проектированию измерительных приборов. Пер. с англ. 28 л. 7 000 экз. 2 р. 13 к. в перепл. (IV кв.).

Полный перечень книг, выпускаемых в 1967 г. издательством «Энергия», приведен в аннотированном тематическом плане. Он имеется в каждом книжном магазине.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, Н. П. Богородицкий, В. А. Веников, Б. Б. Воронецкий, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц, (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

А. И. Вольдек — Зависимость технико-экономических показателей индукционных магнитогидродинамических машин от магнитного числа Рейнольдса	1	В. П. Глухов — Применение теории подобия и физического моделирования для анализа и расчета электрических цепей со сталью	49
Г. М. Каялов и Э. Г. Куренный — Основы расчета колебаний нагрузок в электрических сетях	5	А. Г. Швецов — Отображение электромагнитной энергии магнета на диаграмме магнита	54
Б. Х. Бойчев — Анализ условия регулирования возбуждения синхронных генераторов в аварийном режиме	9	И. А. Торопов — Электромагнитные экраны индукционных печей «высокой» частоты	60
В. А. Веников, Д. В. Никитин, В. А. Штробель и В. Б. Рубин — Регулирование турбины как средство улучшения переходных процессов электрических систем	13	С. М. Кацнельсон — Критерий устойчивости самовозбуждающихся инверторов	65
В. С. Хачатрян — К вопросу об определении производных от потерь активной мощности по активным мощностям отдельных станций	22	Ю. П. Шкарин — Расчет затухания и входного сопротивления однородной несимметричной линии электропередачи	70
Д. А. Каплан, А. М. Конторович, Г. С. Кучинский, М. А. Грейсхух и Г. Т. Мессерман — Электрические характеристики аппаратной бумажно-масляной изоляции при коммутационных перенапряжениях	25	Р. Х. Бальян — Исследование теплового режима торидальных электромагнитных элементов	76
А. Б. Ослон — Аналитический расчет сложных заземлителей	30	ХРОНИКА	
А. Р. Сумин — Снижение потенциалов рельсов вблизи тяговых подстанций переменного тока	33	VIII Всесоюзная конференция по автоматическому контролю и методам электрических измерений. Научно-техническое совещание по трансформаторостроению	81
Ю. К. Васильев — Тепловой расчет однородных обмоток возбуждения при переменном сечении проводников	37	Профессор Д. Г. Жимерин, Э. А. Меерович	82
И. И. Трещев — О некоторых особенностях синхронной машины со сверхпроводящей обмоткой возбуждения	42	Профессор Д. К. Минов	83
А. А. Соколов — Топологический анализ симметричных электрических и электронных цепей	47	Диссертации	84
		БИБЛИОГРАФИЯ	
		Н. Г. Дроздов, И. К. Федченко и М. Е. Иерусалимов — Книга Н. П. Богородицкого, Ю. М. Волокобинского, А. А. Воробьева и Б. М. Тареева «Теория диэлектриков»	85
		О. Б. Брон — Ответ автора книги на рецензии, опубликованные в № 1 и 2 журнала «Электричество» за 1966 г.; от редакции	89
		Новые книги издательства «Энергия»	90
			92



CONTENTS

How Cost and Engineering Characteristics of Induction MHD Generators Depend on the Magnetic Reynold's Number — A. I. Voldek	1	Calculation of the Heating of Homogeneous Field Windings with Variable Section Conductors — U. K. Vasiliev	37
Fundamentals for Computing Load Fluctuations in Networks — G. M. Kayalov, E. G. Kurenniy	5	Some Special Features of a Synchronous Machine with a Superconducting Field Winding — I. I. Treschev	42
Analysis of the Conditions for Synchronous Generator Excitation Regulation During Faults — B. H. Boichev	9	Topological Analysis of Symmetrical Electrical and Electronic Circuits — A. A. Sokolov	47
Turbine Regulation as a Means of Improving Power System Transients — V. A. Venikov, D. V. Nikitin, V. A. Shtrobel, V. B. Rubin	13	Application of Similarity Relationships and Simulation for Analyzing and Computing Electrical Circuits with Steel Core Elements — V. P. Glukhov	49
On Determining the Derivative of Power Losses with Respect to Real Power Generation at Different Stations — V. S. Hachatrian	22	Representing the Electromagnetic Energy of a Magneto on a Magnet Diagram — A. G. Shvetsov	54
The Electrical Characteristics of Paper-Oil Insulation for Apparatus During Switching Surges — D. A. Kaplan, A. M. Kontorovitch, G. S. Kuchinski, M. A. Greysuch, G. T. Messerman	25	Electromagnetic Screens for «High» Frequency Induction Furnaces — I. A. Toropov	60
Calculating Complex Grounding Systems Analytically — A. B. Oslon	30	Stability Criteria for Self-exciting Invertors — S. M. Katznelson	65
Reducing the Rail Potential Near A. C. Traction Substations — A. R. Sumin	33	Calculation of the Attenuation and Input Impedance of a Homogeneous Nonsymmetrical Transmission Line — U. P. Shkarin	70
		A Study of the Heating of Electromagnetic Toroidal Elements — R. H. Balian	76
		CHRONICLE	81
		BIBLIOGRAPHY	89

