

КОММУНИЗМ — ЭТО ЕСТЬ СОВЕТСКАЯ ВЛАСТЬ
ПЛЮС ЭЛЕКТРИФИКАЦИЯ ВСЕЙ СТРАНЫ (Ленин)

ЖУРНАЛ
ОСНОВАН
в 1880 г.

ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

3
1968
МАРТ

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

УДК 621.315.5:012.7

Электрические характеристики трехфазных токопроводов с проводниками круглого кольцевого сечения

Канд. техн. наук Г. С. БОРЧАНИНОВ и инж. А. Я. ВИРКОВСКИЙ
МЭИ

Пофазно экранированные токопроводы с естественным охлаждением нашли широкое применение для соединения мощных генераторов с трансформаторами на современных районных электростанциях. Они выполняются на рабочие токи 6—12 ка. Конструкция токопроводов такого типа на большие рабочие токи становится громоздкой и тяжелой. Рабочие токи генераторов мощностью 500, 800 Мвт и более мощных выходят за указанные выше пределы, поэтому становятся актуальными поиски новых более рациональных конструкций токопроводов на очень большие рабочие токи. По-видимому, искусственное охлаждение токопроводов становится неизбежным. Наиболее эффективно водяное охлаждение. При искусственном охлаждении форма и размеры проводников и экранов, а также их взаимное расположение определяются экономически оправданными соотношением затрат материалов и потерь энергии в токопроводе. Стремление получить развитие поверхности охлаждения проводников и экранов, столь важное для токопроводов с естественным охлаждением, теряет свое значение для токопроводов с искусственным охлаждением.

В статье излагаются результаты экспериментальных исследований трехфазных токопроводов различных конструкций с проводниками и экранами круглой цилиндрической формы, т. е. круглого кольцевого сечения. Проводники и экраны такой формы наиболее просты для изготовления.

Исследованы следующие конструкции токопроводов с проводниками и экранами круглого кольцевого сечения, представленные на рис. 1:

1) трехфазный симметричный токопровод с проводниками в общем алюминиевом кожухе без внутренних перегородок, рис. 1,а;

2) то же, но с перегородками, отделяющими фазы токопровода друг от друга, причем все три перегородки электрически соединены между собой в центре токопровода и с кожухом на его периферии, рис. 1,б;

3) то же, но с перегородками, электрически соединенными только с кожухом и разомкнутыми в центре токопровода;

4) то же, но с перегородками, электрически соединенными между собой и не соединенными с кожухом;

5) пофазно экранированный токопровод, рис. 1,в;

6) три однофазных коаксиальных токопровода, рис. 2,а;

7) трехфазный токопровод, выполненный из трех пар проводников, включенных по схеме «спаренные фазы», рис. 2,б.

Рис. 2,а и б поясняют разницу в способах включения токопроводов, выполненных по вариантам 6 и 7.

В качестве токопровода, выполненного по варианту 5, принят пофазно экранированный токопровод типа КЭТ-300 конструкции ВГПИ Теплоэлектропроект, изготовленный заводом «Электрощит» для соединения турбогенераторов мощностью 300 Мвт с повышающими трансформаторами. Сечение проводника этого токопровода на участке с продольными вентиляционными щелями равно 12 100 мм², а на участке без щелей — 12 900 мм². В среднем сечение проводника составляет около 12 874 мм². Сечение неподвижной секции кожуха равно 15 758 мм². Общее сечение трех кожухов равно 47 274 мм². Для удобства сопоставления электрических характеристик исследуемых токопроводов

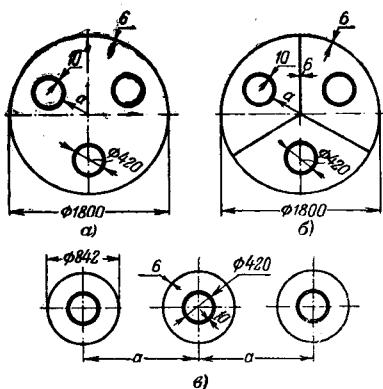


Рис. 1. Конструкции токопроводов с проводниками и экранами круглого кольцевого сечения.

a — трехфазный симметричный токопровод с проводниками в общем алюминиевом кожухе; *b* — то же, но в кожухе с перегородками, электрически соединенными между собой и с кожухом; *c* — пофазно экранированный токопровод.

сечения проводников токопроводов, выполненных по вариантам 1, 2, 3 и 4, приняты равными усредненному значению сечения проводника токопровода КЭТ-300, т. е. $12\ 874 \text{ mm}^2$. Затраты металла на кожухи и перегородки естественно получаются различными в различных конструкциях. Сопоставление затрат металла на кожухи и перегородки в токопроводах, выполняемых по вариантам 1, 2, 3, 4 и 5, дано в табл. 1.

Таблица 1

Вариант	Площадь сечения, mm^2		
	кожухов	перегородок	общая
1	33 799	—	33 799
2, 3 и 4	33 799	16 400	50 199
5	47 274	—	47 274

Испытания токопроводов в вариантах 6 и 7 проводились ранее, поэтому сечения проводников в этих двух вариантах было взято одинаковым, но не было согласовано с сечениями проводников в других конструкциях токопроводов. В двух последних конструкциях токопроводов сечения проводников меньшего диаметра равны $4\ 448 \text{ mm}^2$, а сечения проводников большего диаметра — $5\ 952 \text{ mm}^2$. Таким образом, общее сечение двух проводников одной фазы, равное $10\ 400 \text{ mm}^2$, меньше сечений проводников в токопроводах других конструкций. Варианты 6 и 7 токопроводов исследовались без ко-

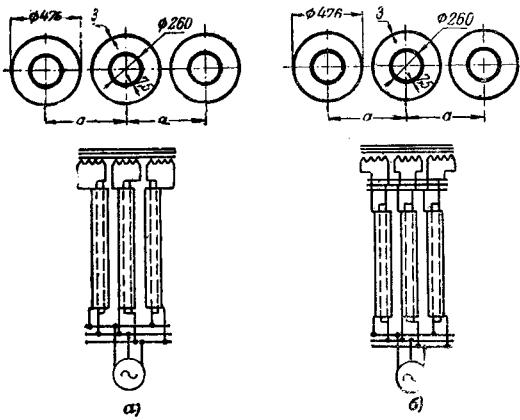


Рис. 2. Коаксиальные токопроводы.

a — три однофазных токопровода; *b* — трехфазный токопровод, включенный по схеме, «спаренные фазы».

жухов, так как внешнее магнитное поле этих токопроводов очень мало, поэтому потери энергии в кожухах также были бы очень малы и их можно не принимать во внимание.

Исследование электрических характеристик всех токопроводов проводилось методом математического моделирования [Л. 1]. В качестве критерия для сравнительной оценки вариантов выбрано комплексное значение эквивалентного сопротивления токопровода [Л. 2]. Действительная часть этого сопротивления пропорциональна потерям активной мощности в токопроводе в симметричном по току режиме, а мнимая часть характеризует величину внешнего магнитного потока токопровода (если он не пронизывает ферромагнитных тел), поскольку внутреннее магнитное поле, т. е. поле в областях, занятых проводящим ток материалом, не моделируется [Л. 1].

Результаты измерений, проведенных на математических моделях, приведены в табл. 2. В ней приведены следующие обозначения:

a — размер, характеризующий расстояние между проводниками, указан на рис. 1 и 2; для вариантов 6 и 7 не указан, так как практически не имеет значения вследствие малой величины внешнего магнитного потока;

r_{\square} — сопротивление проводящей бумаги в омах на квадрат ее поверхности;

f_m — частота тока в модели, Гц ;

I_m — значение фазного тока в модели, ма ;

$U_{\text{ист}}$ — падение линейного напряжения в модели, в , равное линейному напряжению источника питания; для варианта 5 измерены U_{ab} и U_{cb} , так как токопровод несимметричный;

Σu_{ci}^2 — сумма квадратов падений напряжения в конденсаторах, в^2 ;

$Z_0 = R_0 + jX_0$ — эквивалентное сопротивление оригинала токопровода, $\text{мком}/\text{м}$;

$k_d = \frac{R_0}{3R_{\perp}}$ — коэффициент добавочных потерь в токопроводе в трехфазном симметричном по току режиме.

Сопротивление постоянному току токопроводов в вариантах 1, 2, 3, 4 и 5 равно:

$$R_{\perp} = \frac{1}{\rho S} = \frac{1}{3.5 \cdot 10^7 \cdot 12\ 874 \cdot 10^{-6}} = 2.22 \cdot 10^{-6} \text{ ом}/\text{м},$$

в вариантах 6 и 7 оно равно:

$$R_{\perp} = \frac{1}{3.5 \cdot 10^7 \cdot 10\ 400 \cdot 10^{-6}} = 2.74 \cdot 10^{-6} \text{ ом}/\text{м}.$$

Потери мощности p в проводниках, кожухах и перегородках токопровода определены по формуле (6) [Л. 1] и указаны в графах 7, 8 и 9 табл. 2; они отнесены к 1 м длины токопровода при токе в проводнике каждой фазы, равном 1 ка. По сумме потерь мощности p найдено эквивалентное активное сопротивление токопровода по формуле [Л. 2]

$$R_0 = \frac{\Sigma p}{I^2} = \frac{\omega_m Cr_{\square}}{I_m^2} \sum_{i=1}^n u_{ci}^2. \quad (1)$$

Таблица 2

Вариант	$a, \text{мм}$	$r_{\square}, \text{ом}$	$f_m, \text{Гц}$	$I_m, \text{ма}$	$U_{\text{ист}}, \text{в}$	$\Sigma u_{ci}^2 \text{ и } P$						R_0	X_0	k_g				
						Проводники		Кожухи		Перегородки								
						в^2	вт	в^2	вт	в^2	вт							
1	150	3 540	2 050	4	2,8	0,1512	6,95	0,0463	1,10	—	—	8,05	140,0	1,17				
	280	3 540	2 050	4	3,1	0,1463	6,72	0,1367	3,10	—	—	9,82	155,0	1,42				
	372	3 540	2 050	4	2,6	0,1563	7,17	0,2431	5,45	—	—	12,62	130,0	1,83				
2 и 4	150	3 900	1 830	4	3,5	0,1817	6,92	0,0439	0,77	0,1162	2,04	9,73	138,0	1,46				
	280	3 540	2 050	34,7	30,0	11,94	7,3	10,53	3,14	4,37	1,3	11,74	171,8	1,70				
	372	3 540	2 050	4	2,72	0,1468	6,75	0,2735	6,13	0,0222	0,5	13,38	136,5	1,94				
3	150	3 900	1 830	4	3,15	0,1825	6,72	0,0798	1,41	0,0833	1,47	9,60	145,9	1,45				
	280	3 900	1 830	4	3,5	0,1873	6,90	0,1689	2,98	0,0476	0,84	10,72	156,4	1,61				
	372	3 900	1 830	4	3,1	0,1829	6,75	0,3049	5,37	0,0274	0,43	12,55	138,0	1,82				
5	1 280	4 000	1 472	13,9	—	—	8,2	2,0654	2,4	—	—	10,6	354	1,52				
6	—	3 620	540	4	1,8	1,725	12,91	—	—	—	—	12,91	47,4	1,52				
7	—	3 620	540	4	0,86	1,617	11,21	—	—	—	—	11,21	39,0	1,33				

Эквивалентное полное сопротивление токопровода во всех вариантах, кроме 5, найдено по формуле

$$Z_0 = \frac{\tilde{S}}{I_m^2 k_Z}, \quad (2)$$

где \tilde{S} — комплекс полной мощности, поглощаемой моделью;

k_Z — коэффициент подобия по сопротивлению.

Он определяется из [Л.3]

$$k_Z = k_R = k_\omega k_\mu \omega_m l, \quad (3)$$

где

$$k_\omega = \frac{\omega}{\omega_m} = \frac{f}{f_m}; \quad k_\mu = \frac{\mu_0}{r_\square}.$$

Для коэффициента подобия по сопротивлению можно получить другое, часто более удобное выражение, используя критериальное соотношение [Л. 3]:

$$\frac{k_C}{k_\mu k_\omega k_l^2} = 1,$$

$$k_Z = \frac{k_C \omega_m l}{k_l^2} = \frac{\rho C}{\Delta s} \omega_m l, \quad (4)$$

где

$$k_C = \frac{\rho C}{\Delta s_m},$$

ρ — удельное сопротивление проводникового материала, из которого выполнен токопровод;

C — емкость конденсатора, моделирующего активное сопротивление площадки Δs сечения проводника, кожуха или перегородки на единицу длины токопровода;

$k_l = \frac{l}{l_m}$ — коэффициент подобия по линейным размерам, при этом l относится к оригиналу, а l_m — к модели.

В выражениях (3) и (4) не учтен угол поворота фазовой плоскости при моделировании, поэтому

$$Z = j Z_m k_Z. \quad (5)$$

Для симметричных моделей эквивалентное полное сопротивление токопровода определяется из опыта в трехфазном режиме по формуле

$$Z_0 = V \sqrt[3]{\frac{U_{\text{ист}}}{I_m}} k_Z, \quad (6)$$

а при проведении опыта в однофазном режиме — по формуле

$$Z_0 = \frac{3 \dot{U}}{2 I_m} k_Z. \quad (7)$$

Эквивалентное индуктивное сопротивление токопровода определялось во всех вариантах, кроме варианта 5, по формуле

$$X_0 = \sqrt{Z_0^2 - R_0^2}. \quad (8)$$

Значение Z_0 для варианта 5 не определялось, а значение X_0 определялось по формуле

$$X_0 = \frac{1}{I_m} (U_{ab} \cos \varphi_{ab} + U_{cb} \cos \varphi_{cb}) k_Z. \quad (9)$$

В табл. 3 приведены данные, характеризующие модели исследуемых токопроводов.

Таблица 3

Вариант	Элемент токопровода	Масштаб модели	$\Delta S_m, \text{мм}^2$	$C, \text{мкФ}$	Число элементов
1, 2	Проводник	1/6	44,70	0,5	8
	Кожух		23,47	0,25	40
	Перегородки		23,47	0,25	18
5	Проводник	1/6	91,9	1,0	4
	Кожух		21,8	0,25	20
6, 7	Проводники: внешний внутренний	1/4	13,9 28,6	0,25 0,5	20 13

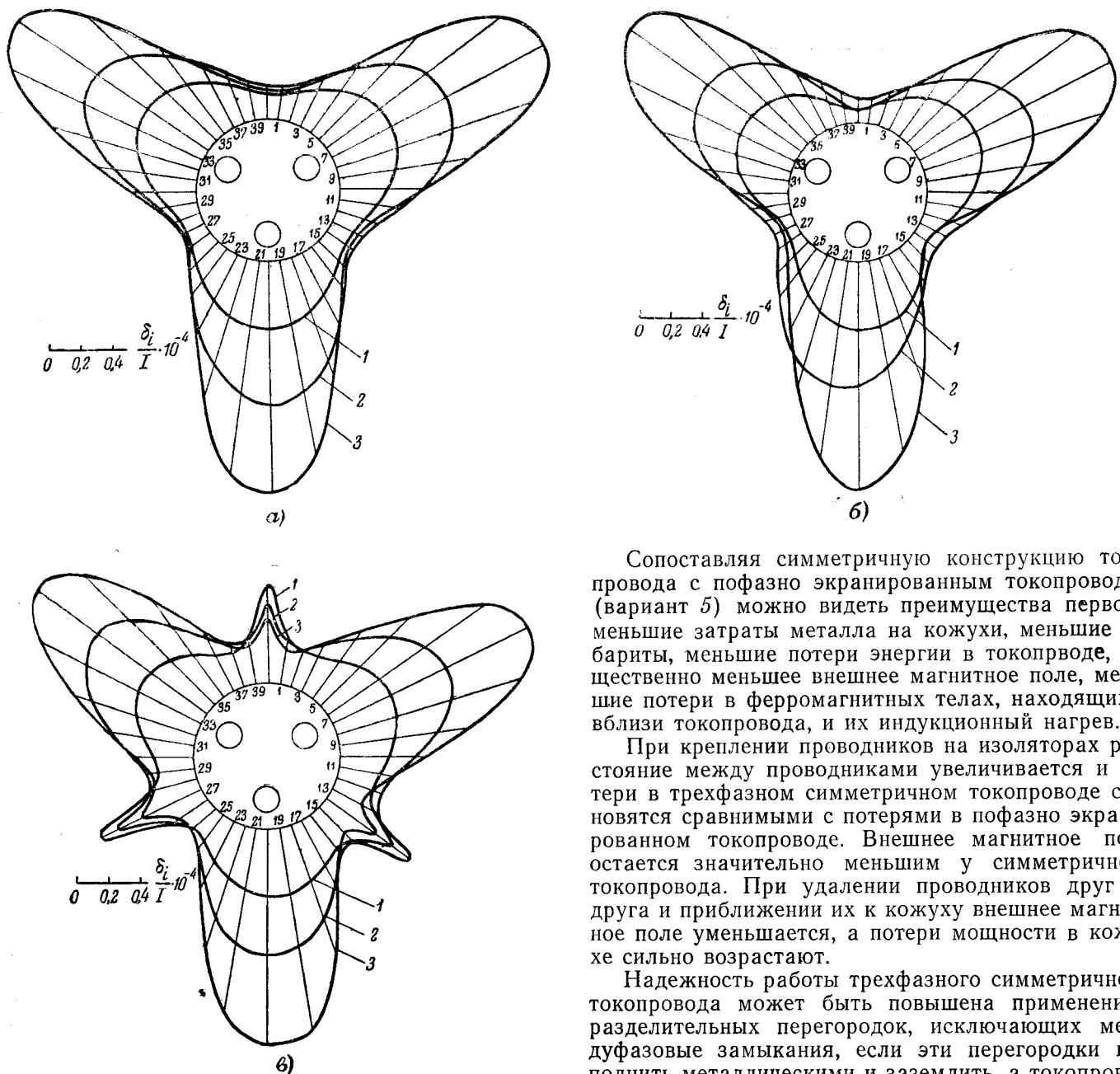


Рис. 3. Эпюры распределения тока по периметрам кожухов.
а — без перегородок; б — с перегородками, соединенными с кожухом и между собой; в — с перегородками, соединенными только с кожухом.
1 — расстояние от центра симметрии до поверхности проводника $a = 150$ мм; 2 — $a = 280$ мм; 3 — $a = 372$ мм.

Обсуждение результатов измерений. Эквивалентное активное сопротивление трехфазного симметричного токопровода (варианты 1—4) сильно зависит от расстояния между проводниками. При одном и том же диаметре кожуха потери в нем изменяются в 5—8 раз при различном расположении проводников внутри него. При очень близком взаимном расположении проводников эквивалентное активное сопротивление токопровода, а следовательно, и потери в нем наименьшие. Однако токопровод с расположеннымми близко проводниками можно выполнить только применив сплошную изоляцию проводников, что существенно удорожает токопровод и усложняет его изготовление и монтаж.

Сопоставляя симметричную конструкцию токопровода с пофазно экранированным токопроводом (вариант 5) можно видеть преимущества первого: меньшие затраты металла на кожухи, меньшие габариты, меньшие потери энергии в токопроводе, существенно меньшее внешнее магнитное поле, меньшие потери в ферромагнитных телах, находящихся вблизи токопровода, и их индукционный нагрев.

При креплении проводников на изоляторах расстояние между проводниками увеличивается и потери в трехфазном симметричном токопроводе становятся сравнимыми с потерями в пофазно экранированном токопроводе. Внешнее магнитное поле остается значительно меньшим у симметричного токопровода. При удалении проводников друг от друга и приближении их к кожуху внешнее магнитное поле уменьшается, а потери мощности в кожухе сильно возрастают.

Надежность работы трехфазного симметричного токопровода может быть повышена применением разделительных перегородок, исключающих межфазовые замыкания, если эти перегородки выполнить металлическими и заземлить, а токопровод включить в зону действия релейной защиты генератора от замыканий на землю. Способ соединения перегородок между собой и с кожухом влияет на потери мощности в токопроводе. Наименьшие потери получаются при соединении перегородок с кожухом и изоляции их друг от друга у продольной оси токопровода (вариант 3). Интересно отметить, что в токопроводе, выполненном с перегородками, соединенными между собой вдоль оси токопровода, потери мощности практически не зависят от того, соединены ли перегородки с кожухом или не соединены. Поэтому результаты измерений для варианта 4 не включены в табл. 2: они почти не отличаются от таковых для варианта 2.

Влияние способа соединения перегородок на распределение тока по периметрам кожухов и вдоль перегородок можно уяснить из рис. 3 и 4, на которых показаны эпюры распределения тока в токопроводах.

Обращают на себя внимание хорошие электрические характеристики токопровода со спаренными фазами (вариант 7). Сечения проводников в вариантах 6 и 7 меньше, чем в вариантах 1—5, поэтому сопоставление вариантов 6 и 7 с другими следует проводить не по величинам эквивалентных активных сопротивлений и не по потерям мощности, а по коэффициенту добавочных потерь мощности, который при небольшом изменении сечения проводников остается почти постоянным. Внешнее магнитное поле токопровода со спаренными фазами ничтожно мало. Индуктивное сопротивление такого токопровода определяется главным образом магнитным потоком, заключенным между проводниками отдельных пар.

Выполнение токопроводов со спаренными фазами требует применения сплошной изоляции проводников, что, как уже было сказано, удорожает токопровод и усложняет его изготовление и монтаж.

Уместно отметить, что трехфазный токопровод, состоящий из трех коаксиальных однофазных токопроводов (вариант 6), имеет худшие электрические характеристики, чем токопровод со спаренными фазами. Дело в том, что при одинаковом конструк-

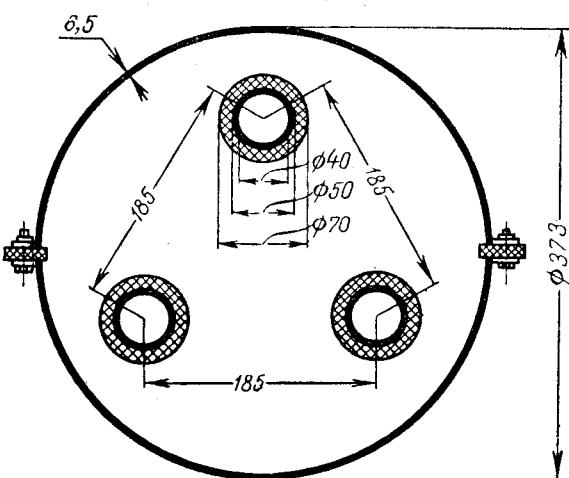


Рис. 5. Токопровод с разъемным кожухом.

тивном выполнении в варианте со спаренными фазами проводники включены параллельно, а в варианте с коаксиальными однофазными токопроводами — последовательно.

В табл. 2 приведены результаты исследования токопроводов в трехфазном симметричном режиме. Испытания некоторых вариантов были повторены в однофазном режиме. Расхождения в результатах находятся в пределах точности измерений.

Пофазно экранированный токопровод типа КЭТ-300 (вариант 5) был испытан также в натуре на опытном образце. Измерение эквивалентного сопротивления, которое получилось равным $11,34 + j 350 \text{ мком/м}$ было произведено на участке, где магнитное поле плоско-параллельно, поэтому результат измерения на натуре сопоставим с результатом измерения на модели, равным $10,6 + j 354 \text{ мком/м}$. Значения индуктивных сопротивлений практически совпадают (расхождение около 1%), а активное сопротивление, измеренное на модели на 7% меньше, чем измеренное на натуре. Понятно, причина расхождения в том, что модели проводников и кожухов изготовлены однослойными, т. е. неравномерность распределения тока по толщине проводников и кожухов не учтена.

Таблица 4

Вариант	Эквивалентное сопротивление (измеренное)		Расхождение в величинах, %	
	На модели мком/м	На натуре мком/м	R_a	X_a
Без кожуха	$165,5 + j 358$	$166,0 + j 371$	0,3	3,5
С разъемным кожухом	$180,5 + j 287$	$192,5 + j 296$	6,7	3,1
Со сплошным кожухом	$174,0 + j 251$	—	—	—

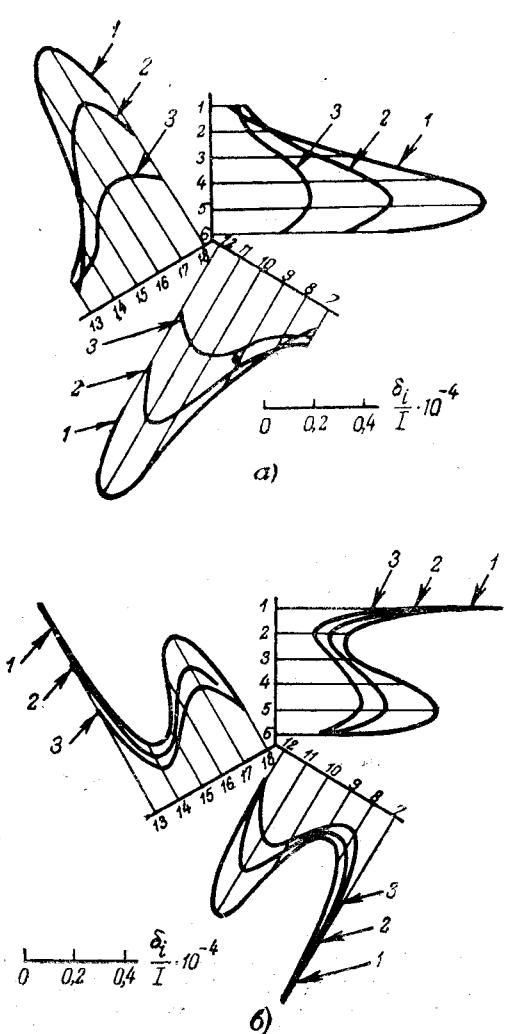


Рис. 4. Эпюры распределения тока вдоль перегородок.

a — перегородки соединены между собой и с кожухом;
б — перегородки соединены только с кожухом.
1 — $a=150 \text{ мм}$; 2 — $a=280 \text{ мм}$; 3 — $a=372 \text{ мм}$.

Для удобства монтажа и ремонтов кожух токопровода иногда выполняется разъемным. Для оценки влияния разъема кожуха на электрические характеристики токопровода произведены измерений эквивалентного сопротивления токопровода, изо-

браженного на рис. 5, на математической модели в трех вариантах, а на натуре — в двух вариантах. Результаты измерений сведены в табл. 4. Из сопоставления измеренных величин видно, что наименьшие активные потери имеет токопровод без кожуха, а наибольшие — токопровод с разъемным кожухом: потери в нем на 9 % больше, чем в токопроводе без кожуха, и на 3,7 % больше, чем в токопроводе со сплошным (неразъемным) кожухом. Внешнее магнитное поле минимально у токопровода со сплошным кожухом и максимально у токопровода без кожуха. По этому показателю токопровод с разъемным кожухом занимает промежуточное положение. Половинки кожуха изолированы друг от друга резиновым уплотнением.

Экспериментальная проверка показала, что поворот разъемного кожуха относительно оси токопровода мало влияет на электрические характеристики.

Выводы. 1. Применение сплошной изоляции проводников в симметричных токопроводах позволяет сблизить проводники и улучшить электрические ха-

рактеристики токопровода: уменьшить потери мощности и внешнее магнитное поле.

2. Наименьшими потерями мощности и наименьшим внешним магнитным полем обладают токопроводы со спаренными фазами.

3. Три коаксиальных однофазных токопровода имеют худшие электрические характеристики, чем токопровод со сплошным кожухом.

4. Симметричный токопровод с разъемным кожухом и изолированными друг от друга частями кожуха имеет худшие электрические характеристики, чем токопровод со сплошным кожухом.

Литература

- Борчанинов Г. С., Математическое моделирование электрических характеристик токопроводов, «Электричество», 1967, № 6.
- Поливанов К. М., Борчанинов Г. С., Цугуля А. Ф. и Нечаев Б. В., Исследование электрических характеристик трехфазных токопроводов с помощью однофазных режимов, Известия вузов, Энергетика, 1965, № 10.
- Демирчян К. С., Моделирование поверхностного эффекта в квазистационарном режиме, Изв. Академии наук СССР, Энергетика и транспорт, 1964, № 3.

[17.1.1967]



УДК 621.3.016.25:338.4

Об экономически целесообразной емкостной компенсации в сетях промышленных предприятий

Канд. техн. наук А. А. ГЛАЗУНОВ, инженеры НГҮЕН ХИЕН и В. А. СТРОЕВ
Москва

Компенсация реактивной мощности потребителей с помощью статических конденсаторов в настоящее время широко применяется в энергосистемах.

Экономическая целесообразность компенсации реактивной мощности должна соответствовать минимуму приведенных затрат в системе, которые определяются стоимостями компенсирующих устройств и потерь энергии в этих устройствах и элементах сети [Л. 1]. Решение задачи выбора экономически целесообразной компенсации в общем случае состоит в определении как суммарной мощности конденсаторов, так и схемы их расстановки в сети.

Применительно к промышленным предприятиям задача экономически целесообразной компенсации может формулироваться следующим образом:

1. Определение суммарной мощности конденсаторов и схемы их расстановки по условию минимума приведенных затрат для распределительной сети предприятия и питающей сети.

2. Определение экономически целесообразной схемы расстановки конденсаторов при заданной их суммарной мощности.

Величина суммарной мощности конденсаторов в последнем случае может быть задана либо по условию баланса реактивной мощности, либо опре-

делена на основе экономических расчетов для всей электрической системы в целом [Л. 2].

Как правило, оказывается целесообразным повышать коэффициент мощности промышленных предприятий до значений $0,9 \div 0,95$ [Л. 2]. Это приводит к тому, что на предприятиях сосредоточиваются значительные мощности конденсаторов, требующие больших капиталовложений и эксплуатационных издержек. Поэтому нужен тщательный анализ вопросов экономически целесообразного распределения конденсаторов в сетях промышленных предприятий.

Рассмотрению этих вопросов посвящено большое количество работ (например [Л. 3—7]). Однако в силу значительной сложности аналитических расчетов при учете большого количества факторов, влияющих на расстановку конденсаторов, в большинстве из этих работ задача экономически целесообразной компенсации рассматривалась весьма упрощенно (упрощенные схемы электроснабжения и графики нагрузок предприятий, учет лишь части влияющих факторов). По этой же причине в ряде работ проводилось раздельное рассмотрение систем электроснабжения на напряжении 6—10 кв и до 1 000 в. В результате рекомендуемые методы расчетов по выбору мощности и размещения конденсаторов в сетях являются вынужденно упрощенными.

В настоящей статье рассматривается решение задачи экономически целесообразной компенсации для разомкнутой сети промышленного предприятия, содержащей n магистральных распределительных линий, питающих вдоль каждой из линий m цеховых трансформаторных подстанций ($6 \div 10 / 0,38$) (рис. 1). При этом считается, что конденсаторы нерегулируемые¹ и могут быть установлены как на высоком напряжении ($6 \div 10$ кв), так и на напряжении до 1000 в трансформаторных подстанций (ТП)².

При решении такой задачи достаточно рассматривать те составляющие приведенных затрат, которые зависят от суммарной мощности устанавливаемых конденсаторов и от их размещения в сети.

Эти затраты могут быть записаны в виде:

$$\mathcal{Z} = (p + p_k) K + c (\mathcal{E}_k + \mathcal{E}_c), \quad (1)$$

где p — нормативный коэффициент эффективности; p_k — коэффициент отчислений на амортизацию, ремонт и обслуживание конденсаторов;

c — стоимость потерь электроэнергии, руб./квт·ч;

K — суммарная стоимость установок конденсаторов в сети промышленного предприятия, руб.;

\mathcal{E}_k — годовые потери энергии в конденсаторах, квт·ч;

\mathcal{E}_c — годовые потери энергии в сети промышленного предприятия, квт·ч.

Точные расчеты по выражению (1) очень сложны и потому на практике принимается ряд упрощающих допущений, которые позволяют значительно облегчить расчеты при сохранении допустимой точности решения. К числу этих допущений относятся следующие:

1. Реактивная мощность, генерируемая конденсаторами, и потери мощности в сети рассчитываются во всех режимах работы сети по номинальному напряжению [Л. 1—5].

2. Изменение потерь реактивной мощности в элементах сети (линиях и трансформаторах), вызванное подключением конденсаторов попечерной компенсации, не оказывается на величине потерь активной мощности в этих элементах [Л. 6].

3. Реактивная нагрузка потребителей задается в виде среднего суточного графика за рассматриваемый период, аппроксимированного ступенчатой функцией $Q = f(T)$, $T = T_1, \dots, T_q$ (т. е. при

$$T_{i-1} < t < T_i \quad Q = Q_i = \text{const}.$$

¹ Изложение в данной статье вопросов компенсации реактивной мощности с помощью нерегулируемых установок конденсаторов не должно рассматриваться как рекомендация авторов к предпочтению именно нерегулируемых устройств, а лишь как первый, более простой этап решения поставленной задачи.

² В общем случае эта задача должна решаться совместно с задачей местного регулирования напряжения, что особенно важно при высоких степенях компенсации. Однако в силу значительных трудностей практической реализации такого комплексного алгоритма выбор экономически целесообразной компенсации в настоящей статье проводится без учета влияния компенсации на изменение режима напряжения у электроприемников, которое следует оценивать дополнительными расчетами.

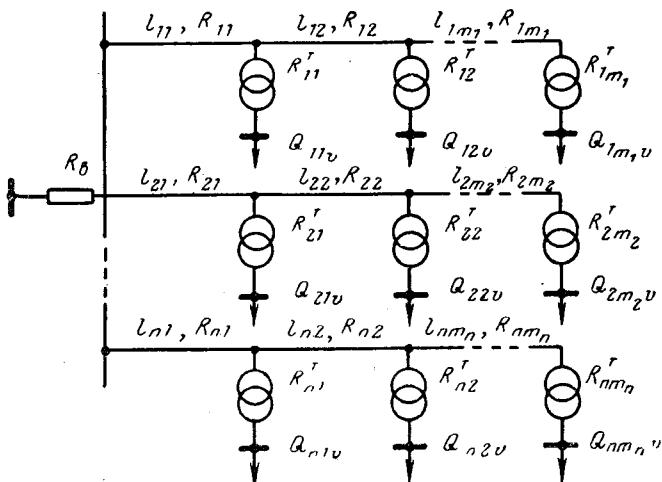


Рис. 1. Схема сети.

С учетом указанных допущений, для случая установки нерегулируемых конденсаторов в сети на напряжениях 6÷10 кв и до 1000 в, составляющие приведенных затрат K , \mathcal{E}_c и \mathcal{E}_k могут быть определены по выражениям:

$$K = k_{\text{он}} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} Q_{ij}^{\text{r}} + k_{\text{ов}} \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} Q_{kj}^{\text{r}}, \quad (2)$$

где i — номер магистрали ($i = 1, \dots, n$);
 ij — номер ТП на магистрали i ($j = 1, \dots, m_i$);
 Q_{ij}^{r} , Q_{kj}^{r} — мощности конденсаторов соответственно на напряжении до 1000 в и на стороне высокого напряжения ТП ij , квадрат; $k_{\text{он}}$, $k_{\text{ов}}$ — стоимости 1 квадрат установленной мощности конденсаторов (с приближенным учетом стоимости коммутационной аппаратуры) соответственно напряжения до 1000 в и высокого напряжения, руб/квадрат.

$$\mathcal{E}_k = \sum_{v=1}^q T_v \left[\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} (b_{\text{он}} Q_{ij}^{\text{r}} + b_{\text{ов}} Q_{kj}^{\text{r}}) \right], \quad (3)$$

где v — номер интервала времени ступенчатого графика реактивной нагрузки ТП ($v = 1, \dots, q$);
 $b_{\text{он}}$, $b_{\text{ов}}$ — удельные потери активной мощности в конденсаторах соответственно до 1000 в и высокого напряжения, квт/квадрат; T_v — длительность интервала времени v , ч;

$$\begin{aligned} \mathcal{E}_c = & \sum_{v=1}^q \frac{T_v}{U^2} \left\{ \sum_{i=1}^n \left[\sum_{j=1}^{m_i} R_{ij}^{\text{r}} (Q_{ijv} - Q_{ij}^{\text{r}})^2 + \right. \right. \\ & \left. \left. + \sum_{s=1}^{m_i} R_{is} \left(\sum_{j=s}^{m_i} (Q_{ijv} - Q_{ij}^{\text{r}} - Q_{kjv}) \right)^2 \right] + \right. \\ & \left. + R_{\text{в}} \left[\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{ijv} - Q_{ij}^{\text{r}} - Q_{kjv}) \right]^2 \right\}, \end{aligned} \quad (4)$$

где R_{ij}^T — активное сопротивление трансформатора ТП ij , к ом ;
 R_{ij} — активное сопротивление участка ij магистральной линии i , к ом ;
 R_b — активное сопротивление сети между шинами источника питания и шинами ГПП, к ом ;
 Q_{ijv} — реактивная нагрузка ТП ij в интервал времени v , к вар ;
 U — напряжение сети, к в .

Задача определения экономически целесообразной компенсации состоит в выборе таких значений Q_{kij}^T и Q_{kij} , которые соответствовали бы минимуму приведенных затрат при выполнении условий

$$Q_{kij}^T \geq 0, Q_{kij} \geq 0, \quad (5)$$

$$i=1, \dots, n, j=1, \dots, m_i.$$

Кроме того, если по одному из указанных выше условий задана суммарная установленная мощность конденсаторов ($Q_{k\Sigma}$), необходимо также обеспечить выполнение условия:

$$\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{kij}^T + Q_{kij}) = Q_{k\Sigma}. \quad (6)$$

Как следует из представленных выражений (1) — (6), настоящая задача является задачей квадратичного программирования и может быть сформулирована в следующем виде [Л. 8]:
минимизировать

$$\mathcal{Z}(\mathbf{X}) = \mathbf{X}^T \mathbf{A} \mathbf{X} + \mathbf{B} \mathbf{X}, \quad (7)$$

при условии

$$\mathbf{C} \mathbf{X} - Q_{k\Sigma} = 0, \quad (8)$$

$$\mathbf{X} \geq 0, \quad (9)$$

где \mathbf{A} , \mathbf{B} , \mathbf{C} и \mathbf{X} — блочные матрицы.

Для простоты анализа рассмотрим сначала решение этой задачи при $R_b=0$, т. е. без учета потерь в электропередаче, связывающей шины ГПП с шинами источника питания.

Для этого частного случая компоненты уравнений (7) — (9) будут следующими:

$$\mathbf{A} = \text{diag} \parallel \mathbf{A}_i \parallel,$$

где \mathbf{A}_i — квадратные подматрицы порядка $2m_i$;

$$\mathbf{B} = \parallel \mathbf{B}_i \parallel, \mathbf{C} = \parallel \mathbf{C}_i \parallel,$$

где \mathbf{B}_i и \mathbf{C}_i — векторы-строки порядка $2m_i$;

$$\mathbf{X} = \parallel \mathbf{X}_i \parallel,$$

где \mathbf{X}_i — векторы-столбцы порядка $2m_i$;

$$i = 1, \dots, n.$$

Элементы подматриц \mathbf{C}_i и \mathbf{X}_i определяются как:

$$c_{ij} = c_{i(m_i+j)} = 1,$$

$$x_{ij} = Q_{kij}^T, x_{i(m_i+j)} = Q_{kij},$$

$$i = 1, \dots, n, j = 1, \dots, m_i.$$

Для определения элементов подматриц \mathbf{A}_i и \mathbf{B}_i могут быть использованы следующие соотношения:

$$2 \sum_{l=1}^{2m_i} a_{ijl} x_{il} + b_{ij} = \frac{\partial \mathcal{Z}}{\partial Q_{kij}};$$

$$2 \sum_{l=1}^{2m_i} a_{i(m_i+j)l} x_{il} + b_{i(m_i+j)} = \frac{\partial \mathcal{Z}}{\partial Q_{kij}}.$$

На основе этих соотношений из (1) — (4) можно получить:

$$a_{ijl} = \begin{cases} T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^j R_{is} \text{ при } m_i + j \leq l \text{ и } j < l, l = 1, \dots, m_i; \\ T_\Sigma \frac{c}{U^2} \left(\sum_{s=1}^j R_{is} + R_{ij}^T \right) \text{ при } j = l; \\ T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^l R_{is} \text{ при } j > l; \\ T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^{l-m_i} R_{is} \text{ при } m_i + j > l; \end{cases}$$

$$a_{i(m_i+j)l} = \begin{cases} T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^l R_{is} \text{ при } m_i + j \leq l \text{ и } j \leq l, l = 1, \dots, m_i; \\ T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^l R_{is} \text{ при } j > l; \\ T_\Sigma \frac{c}{U^2} \sum_{s=1}^{l-m_i} R_{is} \text{ при } m_i + j > l; \end{cases}$$

$$b_{ij} = (p + p_k) k_{oh} + \\ + c T_\Sigma \left[b_{oh} - \frac{2}{U^2} \left(R_{ij}^T Q_{ij}^{cp} + \sum_{s=1}^{m_i} R_{is} \sum_{j=s}^{m_i} Q_{ij}^{cp} \right) \right]; \\ b_{i(m_i+j)} = (p + p_k) k_{ob} + \\ + c T_\Sigma \left(b_{ob} - \frac{2}{U^2} \sum_{s=1}^{m_i} R_{is} \sum_{j=s}^{m_i} Q_{ij}^{cp} \right),$$

где

$$T_\Sigma = \sum_{v=1}^V T_v; Q_{ij}^{cp} = \frac{1}{T_\Sigma} \sum_{v=1}^V Q_{ijv} T_v;$$

$$j = 1, \dots, m_i, i = 1, \dots, n.$$

Матрица \mathbf{A} в выражении (7) строго положительно определена, поскольку из сравнительного рассмотрения (4) и (7) при всех $Q_{ijv} = 0$ следует, что $\mathbf{X}^T \mathbf{A} \mathbf{X} > 0$ для любых $\mathbf{X} \neq 0$. Следовательно, минимизируемая функция $\mathcal{Z}(\mathbf{X})$ является строго выпуклой. Кроме того, эта функция задана на выпуклой области (так как из (8) и (9) очевидно, что если \mathbf{X}^1 и \mathbf{X}^2 — две какие-либо точки этой области, то все точки вида $\lambda \mathbf{X}^1 + (1-\lambda) \mathbf{X}^2$ при $0 \leq \lambda \leq 1$ принадлежат этой области). Отсюда следует, что в области, определяемой условиями (5), (6) или (8), (9) функция $\mathcal{Z}(\mathbf{X})$ имеет единственный минимум [Л. 8].

Для отыскания этого минимума был принят метод множителей Лагранжа, дополненный определенным алгоритмом исключения тех аргументов (X), значения которых не удовлетворяют условиям неотрицательности.

Согласно принятому методу минимум $Z(X)$ определяется без учета условия (9); если в полученном решении имеются отрицательные значения Q_k или $Q_{k\Sigma}^T$, то наименьшее из них (т. е. наибольшее по модулю), принимается равным нулю и сохраняется таковым до конца расчетов; после этого повторно определяется минимум $Z(X)$ при уменьшенном на единицу числе аргументов.

Таким образом, получается итеративный метод решения, число итераций при котором ξ не превышает числа аргументов минимизируемой функции $Z(X)$, т. е. $\xi \leq 2 \sum_{i=1}^n m_i$.

Анализ решений, полученных с помощью данного метода для ряда конкретных схем, подтвердил правильность выбранного алгоритма.

Таким образом, получен алгоритм решения задачи экономически целесообразной компенсации в сети промышленного предприятия без учета потерь энергии в электропередаче, связывающей шины ГПП с шинами системы ($R_b = 0$).

Взяв за основу этот алгоритм (в дальнейшем называемый основным), можно достаточно просто решить задачу экономически целесообразной компенсации и при $R_b \neq 0$.

В последнем случае приведенные затраты увеличиваются по сравнению с рассмотренным вариантом на слагаемое ΔZ_R , определяющее стоимость потери энергии в активном сопротивлении электропередачи R_b :

$$\Delta Z_R = Z - Z_R, \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta Z_R &= c \sum_{v=1}^q \frac{T_v}{U^2} R_b \left[\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{ijv} - Q_{ijv}^T - Q_{ktj}) \right]^2 = \\ &= f \left[\sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^{m_i} (Q_{ijv}^T + Q_{ktj}) \right] = f(Q_{k\Sigma}). \end{aligned} \quad (11)$$

Как следует из (11), ΔZ_R зависит от суммарной мощности конденсаторов поперечной компенсации в сети и не зависит от способа их расстановки по подстанциям.

Поэтому решение задачи экономически целесообразной расстановки конденсаторов при заданной их суммарной мощности может быть осуществлено с помощью основного алгоритма, без учета потерь в R_b . Последние необходимо учесть только при определении величины приведенных затрат, соответствующих полученному решению.

Если же суммарная мощность конденсаторов не задана, а должна быть определена по условию минимума Z_R , то для решения этой задачи может быть применен основной алгоритм, дополненный простым

итеративным циклом. Суть такого итерационного метода решения сводится к тому, что если в (10) Z определить с помощью основного алгоритма, то

$$Z_R = Z + \Delta Z_R = \psi(Q_{k\Sigma}). \quad (12)$$

Отсюда минимальное значение Z_R может быть найдено путем расчета и последующего сравнения ряда значений Z_R при вариации $Q_{k\Sigma}$. В качестве начальной точки итеративного процесса можно взять $Q_{k\Sigma}$, соответствующее минимуму Z , что позволяет сократить необходимое число итераций и определяет направление первого шага, поскольку учет R_b приводит к увеличению значения $Q_{k\Sigma}$, соответствующего минимуму приведенных затрат (в связи с увеличением суммарных потерь энергии сравнительно со случаем $R_b = 0$).

По этой методике была составлена программа для ЭЦВМ «Урал-2», с помощью которой можно определять экономически целесообразное распределение конденсаторов (и их суммарную мощность, если она не задана) в сети промышленного предприятия как с учетом, так и без учета потерь энергии в питающей электропередаче. Кроме того, в программе предусмотрено автоматическое выполнение следующих расчетов:

1. Определение зависимости приведенных затрат от суммарной установленной мощности конденсаторов $Q_{k\Sigma}$. Начальное значение $Q_{k\Sigma}$ либо задается, либо рассчитывается с помощью программы по условию минимума приведенных затрат. Расчет ведется с постоян-

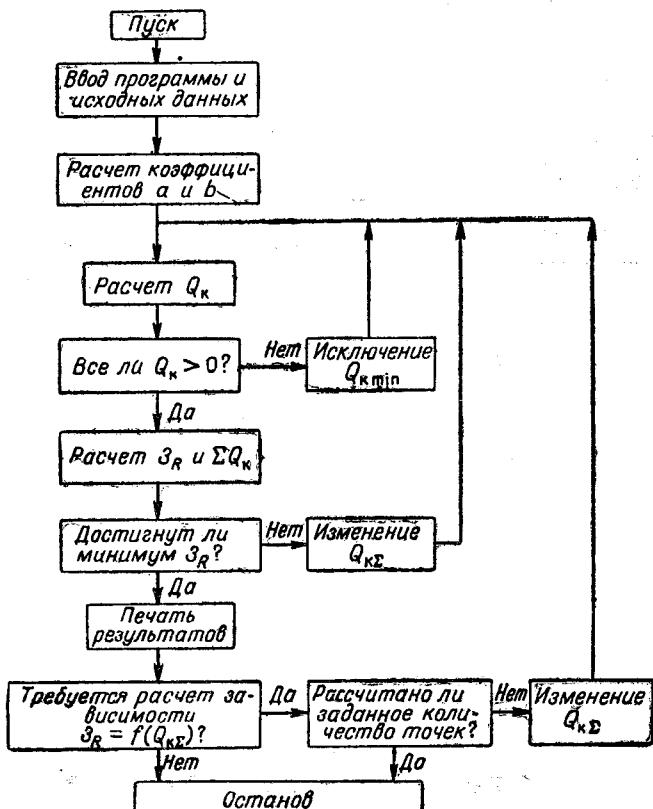


Рис. 2. Блок-схема программы.

ным шагом $\Delta Q_{k\Sigma}$ для заданного числа точек в диапазоне $0 < Q_{k\Sigma} \leq Q_{k\Sigma \text{ нач.}}$

2. Определение приведенных затрат при отсутствии компенсации.

Программа, составленная при условии использования только оперативной памяти машины, позволяет проводить расчеты для схем, содержащих до 10 магистральных линий ($n \leq 10$), к каждой из которых может быть подсоединенено до 10 ТП ($m_i \leq 10$, $i = 1, \dots, n$), причем общее число ТП не должно пре-

вышать $60 \left(\sum_{i=1}^n m_i \leq 60 \right)$. Реактивные нагрузки подстанций могут быть представлены в виде ступенчатых графиков, содержащих до шести ступеней ($q \leq 6$).

Блок-схема программы приведена на рис. 2.

С помощью составленной программы были проведены расчеты экономически целесообразной компенсации для конкретной схемы электроснабжения промышленного предприятия, состоящей из шести магистралей и 17 ТП. С целью исследования влияния параметров элементов сети на результаты решения поставленных задач расчеты проводились для двух практически предельных вариантов схемы сети: кабельного и воздушного. Реактивные нагрузки ТП для упрощения анализа были заданы в виде постоянных значений ($q=1$). Исходные данные, необходимые для расчета, приведены в приложении.

Затраты машинного времени на расчет для такой схемы в зависимости от характера решаемой задачи изменялись в пределах от 3 до 20 мин.

Расчеты, проведенные без учета активного сопротивления питающей линии ($R_b=0$), показали, что в случае кабельной сети применение емкостной компенсации реактивной мощности экономического эффекта не дает, т. е. $\sum_{ij} (Q_{kij} + Q_{kij}^T) = 0$. Это связано с малой величиной энергии в сети.

Для воздушного варианта схемы сети, характеризующегося большими величинами потерь энергии, экономически целесообразная величина суммарной мощности конденсаторов $Q_{k\Sigma}$ составила 3750 кварт (т. е. 43% суммарной реактивной нагрузки всех ТП). При осуществлении такой компенсации приведенные затраты, определяемые по уравнению (1), уменьшаются от 29,1 тыс. руб. до 12,5 тыс. руб.

Дальнейшие расчеты проводились с учетом активного сопротивления электропередачи, соединяющей шины ГПП с шинами системы (двуцеховая ЛЭП 35 кв, 40 км с проводами

AC-120 и два трансформатора 35/10 кв, по 15 МвА). В этом случае увеличение суммарных потерь энергии привело к тому, что $Q_{k\Sigma}$ увеличилось для кабельной сети до 5025 кварт, а для воздушной сети до 6025 кварт, причем в обоих вариантах практически всю мощность конденсаторов (96—97%) оказалось целесообразным установить на стороне 10 кв ТП. На рис. 3 показаны кривые приведенных затрат в зависимости от $Q_{k\Sigma}$. Эти кривые имеют достаточно пологий минимум, что позволяет без сколь-либо значительного увеличения приведенных затрат округлять полученные экономически целесообразные значения мощности конденсаторов каждого ТП до значений, кратных номинальным установочным мощностям.

На рис. 3 показаны также зависимости $Z_R = f(Q_{k\Sigma})$, рассчитанные с учетом коррекции потерь реактивной мощности в трансформаторах по результатам первоначальных расчетов. Как видно из этого рисунка, учет изменения потерь реактивной мощности в трансформаторах при компенсации практически не оказывается на результатах. Поэтому при составлении исходных уравнений эти потери приняты неизменными.

Описанные выше расчеты были выполнены при расстановке конденсаторов в сети промышленного предприятия, на высшей стороне ТП и на стороне до 1000 в.

Как вариант, может быть также рассмотрена установка всех конденсаторов на шинах ГПП (на напряжении 10 кв). При такой схеме компенсации потери в распределительной сети (рис. 1) остаются неизменными, однако сосредоточение всех конденсаторов на ГПП приводит к уменьшению затрат на их установку ($k_{ob}^{GPP} < k_{ob}$), что может привести к положительному экономическому эффекту для такой схемы по сравнению с рассосредоточением конденсаторов в сети. Установка конденсаторов на ГПП может в ряде случаев оказаться желательной по условиям оперативного поддержания баланса реактивной мощности в электрической системе [Л. 7]. Поэтому для рассматриваемой схемы были проведены расчеты экономически целесообразной компенсации при установке конденсаторов на ГПП и при вариации k_{ob}^{GPP} в пределах от 4 до 5 руб/кварт. Сравнение полученных результатов с решением, полученным при расстановке конденсаторов в сети (при $k_{ob} = 5$ руб/кварт и $k_{on}=9$ руб/кварт), показало, что в случае воздушной сети установка конденсаторов на ГПП экономически нецелесообразна. Для варианта кабельной сети установка конденсаторов на ГПП становится экономически целесообразной при $k_{ob}^{GPP}=4,5$ руб/кварт.

Основная цель проведенных расчетов состояла в иллюстрации возможностей программы, и полученные результаты (как, например, предпочтительность установки конденсаторов на стороне 10 кв ТП) нельзя рассматривать как общие рекомендации.

В случаях, когда установка конденсаторов в сети 380 в приведет к возможности снижения номинальной мощности цеховых трансформаторов 6—10/0,38 кв, учет изменения мощности трансформаторов может быть произведен с помощью данной программы путем итерационных расчетов при соответственно изменяемых R_{ij}^T .

Следует указать, что под R_{ij}^T можно подразумевать не только собственно сопротивление трансформаторов 6—10/0,38 кв, но и сумму этого сопротивления и приведенного значения активного сопротивления сети 380 в. В таком случае будет упрощено учтено изменение потерь электроэнергии в сети 380 в при подключении конденсаторов к линиям этой сети.

Вывод. Разработан и реализован на ЦВМ «Урал-2» метод решения задачи экономически целесообразной компенсации реактивных нагрузок промышленного предприятия с помощью нерегулируемых конденсаторов для достаточно общей схемы разомкнутой сети типа рис. 1.

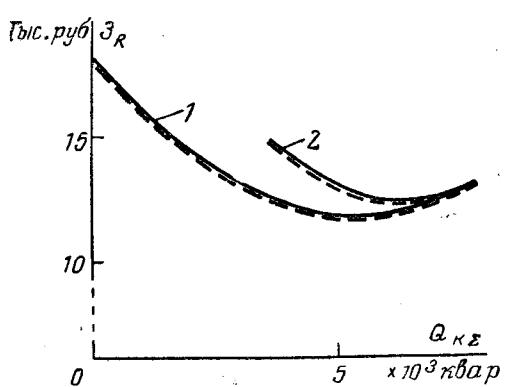


Рис. 3. Зависимости $Z_R = f(Q_{k\Sigma})$.

1 — для кабельной сети; 2 — для воздушной сети.
— — — без учета изменения потерь в трансформаторах при компенсации; — — — с учетом изменения этих потерь.

Приложение. Параметры схемы и режима сети рассматриваемого промышленного предприятия.

Н ТП i,j	R_{ij}^T , ом	Q_{ij} , квар	R_{ij} , ом	
			кабельная сеть	воздушная сеть
11	1,058	1 005	0,040	0,130
12	1,500	742	0,050	0,085
13	1,058	541	0,047	0,206
21	1,500	557	0,115	0,130
22	1,058	549	0,047	0,085
23	1,500	464	0,044	0,206
31	3,000	193	0,094	0,130
32	1,500	628	0,075	0,085
41	3,000	192	0,094	0,130
42	1,500	628	0,075	0,085
43	3,000	324	0,028	0,206
51	0,750	478	0,085	0,092
52	1,058	253	0,041	0,085
53	1,500	383	0,103	0,206
61	1,500	400	0,040	0,092
62	0,750	789	0,059	0,085
63	3,000	211	0,112	0,206

Нагрузка задана в виде среднегодового графика $T=7440$ ч.

Активное сопротивление питающей электропередачи $R_b=0,4$ ом.

Экономические показатели [Л. 2]:

$$\begin{aligned} p &= 0,125; \quad \sigma_{\text{он}} = 0,04 \text{ квт/квар}; \quad k_{\text{он}} = 9 \text{ руб/квар}; \\ p_k &= 0,1; \quad \sigma_{\text{ов}} = 0,03 \text{ квт/квар}; \quad k_{\text{ов}} = 5 \text{ руб/квар}; \\ c &= 0,007 \text{ руб/квт} \cdot ч. \end{aligned}$$

Литература

- Глазунов А. А. и Глазунов А. А., Электрические сети и системы, Госэнергоиздат, 1960.
- Руководящие указания по повышению коэффициента мощности в установках потребителей электрической энергии, Госэнергоиздат, 1964.
- Гительсон С. М., Теоретические основы оптимального распределения конденсаторов на промышленных предприятиях, Известия вузов, «Электромеханика», 1960, № 8.
- Казак Н. А., Технико-экономический расчет компенсации реактивной мощности в электроустановках промышленных предприятий, «Электричество», 1961, № 12.
- Литвак Л. В., Рациональная компенсация реактивных нагрузок на промышленных предприятиях, Госэнергоиздат, 1963.
- Cook R. F., Optimizing the application of shunt capacitors for reactive volt-ampere control and loss reduction. Power apparatus and systems, 1961, August.
- Зуховицкий С. И., Лейфман Л. Я. и Мешель Б. С., Об оптимальном распределении конденсаторов в сетях промышленных предприятий, «Электричество», 1964, № 7.
- Кюнци Г. П. и Крелле В., Нелинейное программирование, «Советское радио», 1965.

[4.2.1967]



УДК 621.311.153.3:519.25

О возможности определения статических характеристик нагрузки методами математической статистики

Канд. техн. наук Ю. С. КОНОВАЛОВ и инж. И. Б. КУГЕЛЕВИЧУС

Сибирский энергетический институт

Необходимость определения статических характеристик нагрузок вытекает из следующих основных задач:

1) расчетов статической устойчивости энергетических систем;

2) оперативных расчетов стационарного и послеварийного режимов;

3) расчетов оптимальных оперативных и перспективных режимов.

Можно указать на два существенно различных подхода к определению статических характеристик: расчетный (использование схем замещения) [Л. 1 и 2] и экспериментальный [Л. 3 и 4]. Предпринимались попытки разработать комплексные методы, сочетающие расчетные и экспериментальные способы для определения статических характеристик нагрузок одной из энергетических систем. Следует подчеркнуть особенности методов определения статических характеристик для перечисленных задач. Например, для определения предела статической устойчивости системы по критерию $\frac{dQ}{dU} < 0$ и критического напряжения в энергосистеме выбирается несколько узловых точек, напряжение в которых характеризует общий уровень напряжения во всей системе [Л. 2]. Для выбранных точек строятся кри-

вые зависимости реактивной мощности нагрузки от напряжения в данной точке $Q=f(U)$ и реактивной генерируемой мощности также от напряжения в данной точке. Ясно, что в этом случае мы имеем дело с ограниченным числом узловых точек с определенным составом нагрузки, для которых определение статических характеристик возможно по методам, изложенными в [Л. 1 и 2]. Очевидно, что данные методы наиболее эффективны при разовых расчетах статической устойчивости ввиду большой трудоемкости составления схем замещения.

Начиная с 40-х годов, в Советском Союзе и за рубежом проводятся экспериментальные исследования с целью определения величин регулировочного эффекта нагрузок и получения аналитических выражений для статических характеристик различных комплексных нагрузок. По результатам этих работ можно сделать существенный вывод о наблюдющейся тенденции к увеличению регулировочного эффекта, что дает основание утверждать о необходимости учета статических характеристик как при расчетах стационарных режимов, так и особенно при расчетах послеварийных режимов.

В разработанных в настоящее время методах оптимизации режимов энергетических систем в принципе можно учесть статические характеристики

узлов нагрузки, однако, они, как правило, не учитываются главным образом либо из-за объективных трудностей, связанных с проведением натурных экспериментов и отсутствием экономических характеристик, либо из-за весьма трудоемких расчетов и, наконец, из-за достаточно большого количества этих характеристик. В этой связи уместно привести некоторые соображения о возможном количестве статических характеристик в энергосистеме при существующих упрощениях. Предполагается, что любая комплексная нагрузка является комбинацией ограниченного числа основных типов электроприемников, например пяти, и доля каждого электроприемника от установленной мощности узла составляет только целые проценты от 0 до 100. В такой постановке задача определения количества возможных статических характеристик становится перечислительной задачей комбинаторики, в которой существование конфигураций известно и требуется определить число конфигураций. Общее количество статических характеристик может быть подсчитано из выражения:

$$N \approx 5 + \frac{1}{2} A_5^2 100 + \frac{1}{4} A_5^3 \sum_{i=1}^{98} i + \frac{1}{6} A_5^4 \sum_{i=1}^{97} i + \frac{1}{8} A_5^5 \sum_{i=1}^{96} i, \quad (1)$$

где A_i^j — количество сочетаний из i элементов по j .

Ориентировочное количество возможных статических характеристик, подсчитанное при сделанных допущениях, составляет приблизительно $50 \cdot 10^3$. Таким образом, для реализации методов, допустим, оптимизации оперативных режимов (для любой энергосистемы) возникает необходимость иметь огромное количество снятых экспериментально или полученных расчетными методами статических характеристик. Поэтому необходимо разрабатывать такие методы получения статических характеристик, которые бы существенно дополнили существующие методы. В качестве таковых могут быть рекомендованы методы, основанные на применении математической статистики и теории вероятностей, в частности, на дисперсионном анализе.

Основной задачей, решаемой при этом, является определение формы и тесноты связи между функцией P и аргументом U (учитываемыми признаками). Именно эти величины и составляют статистическую совокупность. Предполагаем, что неучитываемые факторы такие, как, например, изменения технологического режима нагрузки узла, изменение метеорологических условий и т. д. сочетаются с влиянием напряжения аддитивно и независимо. Следует заметить, что статические характеристики при этом аппроксимируются полиномом второй степени и определяются в пределах допустимых изменений напряжения. Существенным допущением здесь является следующее: статические характеристики определяются при определенном составе нагрузки в i -м интервале времени. Это положение не противоречит допущениям, принимаемым в настоящее время при расчетах стационарных режимов и их оптимизации.

Нахождение формы связи между мощностью нагрузок (активной или реактивной) и напряжением сводится к определению предельной линии регрессии путем увеличения числа наблюдений над функцией и аргументом до тех пор, пока не выявится закономерность, лежащая в основе связи. Правда, практически этот путь весьма затруднителен, поскольку экспериментатор, как правило, имеет дело с ограниченным числом наблюдений. Поэтому прибегают к методу выравнивания эмпирической линии регрессии кривыми — многочленами второго порядка. Для обоснования и выбора типа кривой регрессии универсального метода не существует: в нашем случае критерием правильности выбора именно полинома второй степени являются физические соображения, изложенные в [Л. 2]. Обработка исходной информации для определения статических характеристик ведется в следующем порядке. Группируются величины напряжений в такой последовательности:

$$U_0 < U_1 < U_2 < \dots < U_m; \quad (2)$$

$$U_m = U_{m-1} + a, \quad (3)$$

где a — величина принятого интервала напряжения;

U_0 — наименьшее допустимое напряжение в узле;

U_m — наибольшее допустимое напряжение в узле.

Из первичной документации (суточных ведомостей подстанций, лент регистрирующих приборов) выписываются мощности, соответствующие каждой величине напряжений ряда (2). Поскольку группировка данных осуществляется с помощью ЭЦВМ соответствующие значения мощностей и напряжений фиксируются на перфокартах в порядке их считываия с первичной документации. Определяется количество точек каждой частной совокупности соответствующей величинам напряжений ряда (2). Следующий этап программы — определение средней величины мощности генеральной совокупности на основании подсчитанных величин средних значений мощностей каждой частной совокупности:

$$\bar{P}_j = \frac{\sum_{i=1}^{n_j} P_j^i}{n_j}, \quad j=0, 1, \dots, m, \quad (4)$$

где n_j — количество точек j -й частной совокупности;

\bar{P}_j — средняя мощность j -й частной совокупности.

Общая средняя величина мощности нагрузки определяется из выражения:

$$\bar{P} = \frac{\sum_{j=0}^m n_j \bar{P}_j}{\sum_{j=0}^m n_j}. \quad (5)$$

Вычисление дисперсии общей совокупности осуществляется по формуле:

$$\sigma^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (P_i - \bar{P})^2}{n}, \quad (6)$$

где $n = n_0 + n_1 + \dots + n_m$ — количество точек генеральной совокупности.

Дисперсии частных средних определяются из выражения:

$$\sigma_j^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n_j} (P_j^i - \bar{P}_j)^2}{n_j}. \quad (7)$$

Вычисление средней величины из частных дисперсий осуществляется по формуле:

$$\bar{\sigma}_\mu^2 = \frac{\sum_{i=0}^m n_i \sigma_i^2}{n}. \quad (8)$$

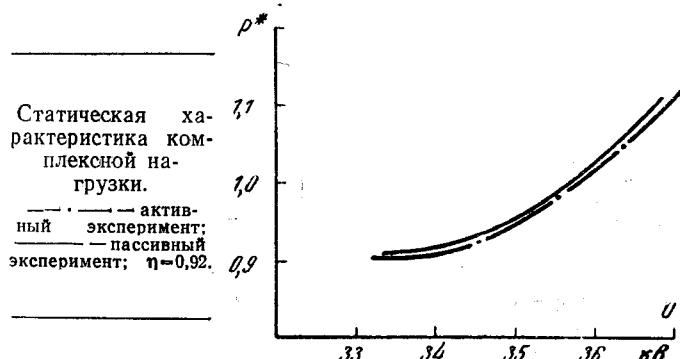
Дисперсия частных средних определяется как

$$\bar{\delta}_\mu^2 = \sigma^2 - \bar{\sigma}_\mu^2. \quad (9)$$

Для определения тесноты связи, о которой судят по величине эмпирического корреляционного отношения, применяется следующее выражение:

$$\dot{V}\bar{\eta}^2 = \frac{\sqrt{\bar{\delta}_\mu^2}}{\sqrt{\sigma^2}}. \quad (10)$$

В самом деле, если $\eta = 0$, то $\bar{\delta}_\mu^2 = 0$, при этом линия регрессии параллельна оси абсцисс и совпадает с линией $\bar{P} = C$ (т. е. с линией среднего значения мощности), в этом случае, очевидно, отсутствует корреляционная связь между P и U . Если $\eta = 1$, то $\sigma_i^2 = 0$ и, следовательно, изменчивость функции полностью определяется изменчивостью аргумента; все точки корреляционного поля лежат на линии регрессии. В данном случае можно говорить о наличии



функциональной зависимости мощности нагрузки от напряжения.

Как уже говорилось, статические характеристики аппроксимируются полиномом вида

$$P = a_0 + a_1 U + a_2 U^2, \quad (11)$$

коэффициенты которого определяются методом наименьших квадратов.

По изложенному алгоритму составлена программа для ЭЦВМ и проведена серия расчетов статических характеристик для потребителей, питаемых по радиальным сетям. Сопоставления данных расчетов и эксперимента дали положительные результаты. О степени совпадения экспериментальных характеристик и характеристик, полученных по изложенной методике, можно судить по рисунку.

Литература

1. Веников В. А., Электромеханические переходные процессы в электрических системах, Госэнергоиздат, 1958.
2. Маркович И. М., Режимы энергетических систем, Госэнергоиздат, 1963.
3. Горнштейн В. М., Статические характеристики потребителей, «Электрические станции», 1940, № 5.
4. О статических характеристиках электрической нагрузки потребителей, НКЭС—СССР, ОРГРЭС, Информационное письмо № 17/1901, 1943.

[9.6.1967]



УДК 621.311.4:621.316.1

Расчет пиков нагрузки заводских электрических сетей¹

Канд. техн. наук Э. Г. КУРЕННЫЙ

Донецк

Введение. Определение величины и колебаний напряжения у электроприемников при наличии пиковых электрических нагрузок (сварочные аппараты, прессы и др.) имеют большое практическое значение. В связи с этим весьма важно определение ожидаемых пиков нагрузки в проектируемой сети. Первые работы в этой области появились в СССР еще в тридцатые годы [Л. 1 и 2]; результаты этих работ были дополнены впоследствии американскими авторами [Л. 3, 4 и др.]. Но во всех этих работах обоснованные результаты были получены лишь

для частного случая строгого периодической работы одинаковых приемников.

И только применение математической теории массового обслуживания впервые позволило в [Л. 5] получить достаточно общие формулы для определения вероятности, длительности и частоты пиков. Однако эти формулы справедливы, строго говоря, лишь при бесконечно большом числе приемников, что ограничивает область их практической применимости.

Кроме того, во всех перечисленных выше работах не рассматривалась задача о нахождении нагрузки группы приемников выше или ниже задан-

¹ В порядке обсуждения.

ного уровня, т. е. задача о выбросах и провалах нагрузки.

В настоящей работе разработан общий метод расчета пиков электрической нагрузки (активной и реактивной) от группы приемников, график нагрузки каждого из которых можно представить в виде последовательности прямоугольных пиков и пауз². Это позволило решить две практически важные задачи: 1) определить величину, длительность и частоту пиков и 2) определить длительность и частоту выбросов и провалов нагрузки. Эти данные достаточны и для расчета сети по условиям нагрева, потери и колебаний напряжения; изложение ответственной схемы расчетных операций применительно к практике проектирования с приведением расчетных таблиц составляет предмет отдельной работы автора.

Постановка задачи № 1. Рассмотрим общий случай, когда графики нагрузки независимо работающих приемников состоят из прямоугольных пиков и пауз различной величины и длительности. Суммарный график нагрузки подобных приемников является заранее ступенчатым, поэтому под величиной пика такого графика будем понимать величину нагрузки для отдельной ступени, а длительность последней считать длительностью пика.

В общем случае задача расчета пиковых нагрузок заключается в нахождении характеристик случайного события — совпадения работы m приемников из общего их числа n , с последующим определением характеристик случайной величины пика нагрузки, отвечающей этому совпадению. Вторая часть этой задачи полностью решена в [Л. 5]. Поэтому в настоящей работе ограничимся определением вероятности, длительности и частоты совпадения работы m из n приемников. Для этой цели, как увидим в дальнейшем, достаточно знать лишь среднее значение k_{bc} коэффициентов включения группы приемников и их среднюю частоту включений λ_c (очевидно, что средняя частота отключений также равна λ_c).

Вероятность E_m совпадения работы любых m приемников, независимо от длительности t_m одного такого совмещения, определяется следующей формулой:

$$E_m = \frac{T_m}{T_n}, \quad (1)$$

где T_m — суммарная длительность всех совмещений m приемников за достаточно продолжительный период времени T_n (например, за смену).

Под частотой пиков понимается их среднее количество в единицу времени:

$$v_m = \frac{N_m}{T_n}, \quad (2)$$

где N_m — количество совпадений работы m из n приемников за время T_n .

Решение задачи № 1. Для любого индивидуального графика нагрузки характерна однозначная

² Случай расчета пиковых нагрузок приемников с произвольной формой графика за время включения рассмотрен в [Л. 6].

связь между последовательными его состояниями: каждой паузе предшествует включение и наоборот. Для группового же графика подобная связь становится менее определенной. В самом деле, за уменьшением нагрузки группового графика, вызванного отключением некоторого приемника, вовсе не обязательно последует ее увеличение, так как до окончания паузы в графике отключившегося приемника может отключиться еще один приемник, что вызовет дальнейшее уменьшение нагрузки группового графика. При достаточно большом количестве суммируемых графиков (практически при $n \geq 4$) указанная связь вовсе исчезает.

Применительно к определению характеристик группового графика это означает, что любому наблюденному в данный момент времени включению (или отключению) может отвечать любое значение длительности включения (или паузы) из совокупности возможных значений этих длительностей для всех приемников. Вероятность появления того или иного значения длительности включения или паузы определяется соответствующими их вероятностными распределениями $F(t)$ и $\Phi(t)$; как показано в приложении, в общем виде достаточно знать лишь две характеристики этих распределений: среднюю длительность одного включения

$$t_{bc} = \int_0^\infty F(t) dt = \frac{k_{bc}}{\lambda_c} \quad (3)$$

и среднюю длительность одной паузы

$$t_{nc} = \int_0^\infty \Phi(t) dt = \frac{1 - k_{bc}}{\lambda_c}. \quad (4)$$

В такой постановке наша задача имеет некоторую аналогию с задачей математической теории массового обслуживания по отысканию вероятностей состояний системы с n каналами, на которую поступает поток вызовов [Л. 7]. В такой системе вызов, пришедший в момент занятости всех n каналов системы, теряется или становится в очередь. В нашей же задаче понятие отказа или очереди теряет смысл³, что и составляет существенное различие в постановке и решении обеих задач. Несмотря на это, целый ряд соотношений теории массового обслуживания оказывается справедливым и для нашего случая, поэтому здесь для решения поставленной задачи применен метод А. Я. Хинчина [Л. 7] с необходимыми изменениями, вызванными отмеченным выше различием рассматриваемых задач. Следуя этому методу, можно получить (см. приложение) следующие формулы для вероятности и средней длительности пиков нагрузки:

$$E_m = C_n^m k_{bc}^m (1 - k_{bc})^{n-m}, \quad (5)$$

$$\bar{t}_m = \frac{k_{bc} (1 - k_{bc})}{\lambda_c [m(1 - k_{bc}) + (n - m)k_{bc}]} \cdot \quad (6)$$

³ Системы без отказов могут рассматриваться как предельный случай (при $n \rightarrow \infty$) систем с отказами, однако, как было отмечено выше, использование такой стохастической схемы с бесконечным числом каналов для нашей задачи приводит к сужению области применимости соответствующих формул.

Суммарная длительность пиков за время $T_{\text{ц}}$ (смену) согласно (1) составит

$$T_m = E_m T_{\text{ц}}.$$

Полученные формулы позволяют определить число N_m пиков за время $T_{\text{ц}}$, а также частоту этих пиков:

$$N_m = \frac{T_m}{\bar{t}_m}; \quad v_m = \frac{E_m}{\bar{t}_m}. \quad (7)$$

Заметим, что формула (5) может быть получена более простым путем, если исходить из стохастической схемы независимых испытаний. Такой подход был обычным для ранее предложенных методов, однако при этом не удавалось получить обоснованную формулу для длительности и частоты пиков, а тем более решить задачу о выбросах и провалах нагрузки.

Формула (6) получена здесь впервые. В том частном случае, когда все приемники имеют одинаковые строго периодические графики нагрузки, т. е. когда средняя частота λ включений есть величина, обратная периоду индивидуального графика, эта формула совпадает с таковой в [Л. 3].

Расчетное максимальное количество m_x совместившихся пиков находится из условий [Л. 5]:

$$\sum_{m=0}^{m_x-1} E_m < 1 - E_x; \quad \sum_{m=0}^{m_x} E_m \geq 1 - E_x, \quad (8)$$

где величина E_x вероятности превышения пика выбирается в пределах $0,001 \leq E_x \leq 0,05$.

Для иллюстрации полученных выводов на рис. 1 приведены некоторые результаты выполненной автором экспериментальной проверки формул для характеристик пиков нагрузки групповых графиков. Во всех случаях совпадение экспериментальных и теоретических кривых распределения вероятностей удовлетворило критериям согласия А. Колмогорова и К. Пирсона.

Постановка и решение задачи № 2. Выбросом нагрузки за уровень m_y (рис. 2) будем называть превышение нагрузкой этого уровня; соответственно нахождение нагрузки ниже этого уровня будем называть провалом нагрузки. Характеристиками выбросов (провалов) нагрузки являются:

1. Вероятность E_y выбросов (провалов $E_{\text{уп}}$) — отношение суммарной длительности T_y (провалов $T_{\text{уп}}$) за время $T_{\text{ц}}$ к длительности $T_{\text{ц}}$:

$$E_y = \frac{T_y}{T_{\text{ц}}} \quad (E_{\text{уп}} = 1 - E_y). \quad (9)$$

2. Частота v_y выбросов (провалов $v_{\text{уп}}$) есть отношение количества N_y выбросов за время $T_{\text{ц}}$ к длительности $T_{\text{ц}}$:

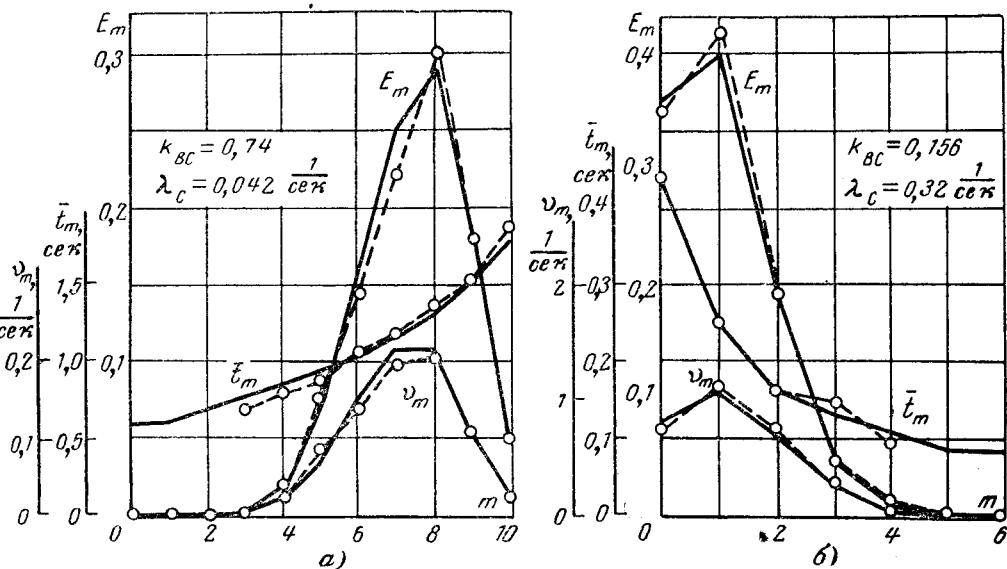


Рис. 1. Графики для вероятности E_m , частоты v_m и средней длительности \bar{t}_m пиков нагрузки в зависимости от числа m совместившихся пиков.

а — для десяти ручных аппаратов дуговой электросварки; б — для шести прессов.

$$v_y = \frac{N_y}{T_{\text{ц}}} \quad (v_{\text{уп}} = v_y). \quad (10)$$

3. Средняя длительность \bar{t}_y выбросов (провалов $t_{\text{уп}}$), определяется формулой:

$$\bar{t}_y = \frac{T_y}{N_y} = \frac{E_y}{v_y} \quad (\bar{t}_{\text{уп}} = \frac{E_{\text{уп}}}{v_{\text{уп}}} = \frac{1 - E_y}{v_y}). \quad (11)$$

Перейдем к определению этих характеристик.

Очевидно, что суммарная длительность выбросов за уровень $m_y > m$ может быть определена по формуле:

$$T_y = \sum_{k=m+1}^n \bar{t}_k N_k = T_{\text{ц}} \sum_{k=m+1}^n \bar{t}_k v_k = T_{\text{ц}} \sum_{k=m+1}^n E_k, \quad (12)$$

в которой величины E_k вычисляются согласно (5).

Далее из рис. 2 заключаем, что число выбросов за время $T_{\text{ц}}$ равно количеству отрезков $m+1$, начинающихся включением. Это количество отрезков найдем как произведение доли A_{m+1} отрезков, начинающихся включением, на общее количество отрезков $m+1$:

$$N_y = A_{m+1} N_{m+1}, \quad (13)$$

где величина A_{m+1} определяется по формуле (П-12) приложения.

Формулы (12) и (13) с учетом (9) — (11) позволяют определить вероятность, длительность и частоту выбросов и провалов нагрузки.

Заключительные замечания. 1. В пределах времени $T_{\text{ц}}$ возможны локальные увеличения и уменьшения частоты пиков по сравнению с ее значением (7), так что количество N_T пиков за время $T < T_{\text{ц}}$ — величина случайная, имеющая некоторый закон распределения вероятностей. Разыскание этого закона в общем виде встречает значительные трудности; однако применительно к практическим задачам расчета пиковых нагрузок, когда требуется опреде-

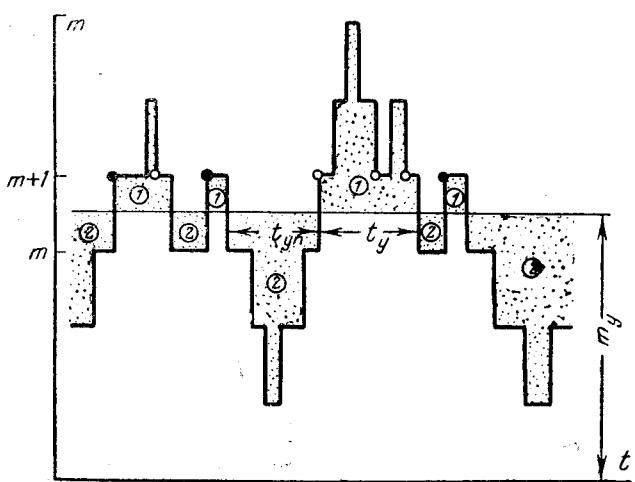


Рис. 2. Выбросы (1) и провалы (2) нагрузки за уровень t_y .
● — отрезок $m+1$ типа А; ○ — то же типа В.

ление характеристик максимальных пиков нагрузки, оказывается возможным получить следующее решение.

Появление на групповом графике достаточно больших значений пиков можно считать «редкими» независимыми событиями. В этом случае количество появлений пиков приближенно подчиняется закону Пуассона распределения вероятностей [Л. 8] с параметром

$$\bar{N}_T = v_m T. \quad (14)$$

Это предположение позволяет построить зависимости расчетных значений количества пиков от их среднего значения (14) для различных вероятностей e_x их превышения (рис. 3).

2. Необходимые для практических расчетов значения k_b и λ для отдельных электроприемников могут быть найдены из технологических расчетов, либо опытным путем — из обследования пиковых нагрузок в действующих электрических сетях.

Приложение. Согласно [Л. 7] введем следующие обозначения:

Δ_m — отрезок времени, в течение которого включены m из n приемников;

A_m и B_m — доля отрезков Δ_m , начинающихся включением и соответственно отключением;

a_m и b_m — доля отрезков Δ_m , кончающихся включением или отключением;

Aa_m — доля отрезков Δ_m , начинающихся и кончающихся включением (по аналогии очевидным образом определяются Ab_m , Ba_m , Bb_m);

MA_m и MB_m — соответственно средние длительности отрезков Δ_m типа А или В.

Значения символов E_m , t_{bc} , t_{nc} , \bar{t}_m , $F(t)$ и $\Phi(t)$ определены в тексте статьи.

Согласно [Л. 7] имеем следующие соотношения:

$$\bar{t}_m = A_m MA_m + B_m MB_m, \quad \bar{t}_n = MA_n; \quad (\Pi-1)$$

$$A_m + B_m = 1; \quad (\Pi-2)$$

$$Aa_m + Ba_m = B_m; \quad (\Pi-3)$$

$$\frac{Ba_m}{B_m} = 1 - \frac{Aa_m}{B_m}, \quad Aa_m = Bb_m; \quad (\Pi-4)$$

$$\frac{A_m}{\bar{t}_m} E_m = \frac{B_{m-1}}{\bar{t}_{m-1}} E_{m-1}. \quad (\Pi-5)$$

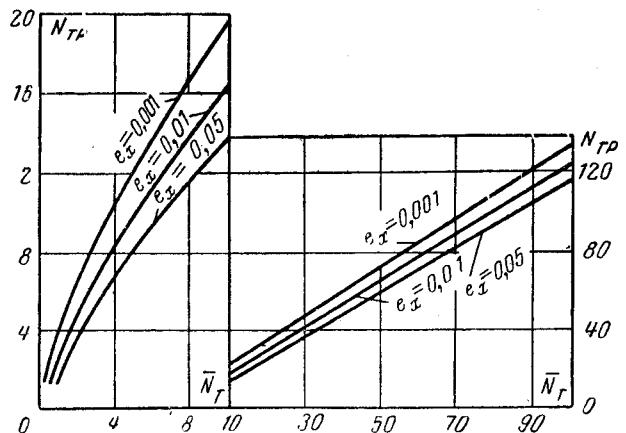


Рис. 3. Зависимости расчетного количества N_{Tp} пиков от их среднего количества \bar{N}_T за время T для различных вероятностей e_x превышения значений N_{Tp} .

Вероятность того, что через t сек приемник не отключится, составляет [Л. 7]:

$$\varphi(t) = \frac{1}{t_{bc}} \int_t^\infty F(u) du;$$

аналогичным образом определим вероятность того, что через t сек приемник не включится:

$$\xi(t) = \frac{1}{t_{nc}} \int_t^\infty \Phi(u) du.$$

Для того чтобы отрезок Δ_m типа А имел длину больше t , необходимо и достаточно выполнение следующих трех условий:

1. В течение t сек после начала Δ_m не включается ни один из приемников; вероятность этого условия равна $[\xi(t)]^{n-m}$.

2. Включение того приемника, которым начинается отрезок Δ_m , имеет длительность, большую t ; вероятность этого условия равна $F(t)$.

3. Каждый из тех $m-1$ приемников, которые уже были включены в начальный момент Δ_m , продолжали бы быть включенными еще более t сек; вероятность этого условия равна $[\varphi(t)]^{m-1}$.

Эти все условия взаимно независимы, поэтому для вероятностного закона распределения $\varphi_A(t)$ длительностей отрезков Δ_m типа А можно записать выражение

$$\varphi_A(t) = [\xi(t)]^{n-m} F(t) [\varphi(t)]^{m-1}, \quad (\Pi-6)$$

которое справедливо для $0 < m < n$ (отрезков Δ_0 типа А не существует; случай $m=n$ будет рассмотрен позднее).

Аналогичные рассуждения для отрезков Δ_m типа В приводят к следующей формуле для вероятностного закона распределения их длительностей:

$$\varphi_B(t) = [\varphi(t)]^m \Phi(t) (t) [\xi(t)]^{n-m-1} (0 \leq m < n). \quad (\Pi-7)$$

Найдем вероятность того, что отрезок типа Δ_m закончится поступлением нового включения за время t и $t+dt$. Чтобы это произошло, необходимо выполнение следующих условий:

1. Длительность отрезка типа А должна быть не меньше t сек; вероятность этого условия равна $\varphi_A(t)$.

2. Первое включение любого ранее отключенного приемника произойдет за время между t и $t+dt$; вероятность этого события является дополнением до единицы величины вероятности противоположного события — за время t и $t+dt$ все $n-m$ приемников будут оставаться отключенными, вероятность которого равна $[\xi(dt)]^{n-m} = f(dt)$. Разлагая функцию $f(dt)$ в ряд Тейлора и пренебрегая бесконечно малыми величинами высших порядков (по отношению к dt), получим следующее выражение для искомой вероятности:

$$1 - [\xi(dt)]^{n-m} = 1 - \left[f(0) + \frac{f'(0)}{1!} dt + \frac{f''(0)}{2!} (dt)^2 \dots \right] \approx$$

$$\approx 1 - f(0) - f'(0) dt = \frac{n-m}{t_{nc}} dt. \quad (\Pi-8)$$

Полученное приближенное равенство в пределе при $dt \rightarrow 0$ переходит в точное.

Аналогичные рассуждения могут быть проведены и для отрезка Δ_m типа B . Таким образом, вероятность закончится включением между t и $t+dt$ для отрезка Δ_m равна:

$$\frac{n-m}{t_{nc}} \psi_A(t) dt \quad (\text{для } \Delta_m \text{ типа } A);$$

$$\frac{n-m}{t_{nc}} \psi_B(t) dt \quad (\text{для } \Delta_m \text{ типа } B).$$

Условные вероятности принадлежат типу Aa_m для отрезка типа A или Ba_m — для отрезка типа B — получаются интегрированием полученных выше выражений по t от 0 до ∞ :

$$\frac{Aa_m}{A_m} = \frac{n-m}{t_{nc}} \int_0^\infty \psi_A(t) dt = \frac{n-m}{t_{nc}} MA_m \quad (0 < m < n);$$

$$\frac{B_a_m}{B_m} = \frac{n-m}{t_{nc}} \int_0^\infty \psi_B(t) dt = \frac{n-m}{t_{nc}} MB_m \quad (0 \leq m < n).$$

(П-9)

С учетом (П-4) получаем:

$$\frac{n-m}{t_{nc}} MB_m = \frac{B_a_m}{B_m} = 1 - \frac{Aa_m}{B_m} = 1 - \frac{n-m}{t_{nc}} \frac{A_m}{B_m} MA_m. \quad (П-10)$$

С другой стороны, интегрирование (П-9) по частям дает:

$$\begin{aligned} & \frac{n-m}{t_{nc}} \int_0^\infty [\varphi(t)]^m \Phi(t) [\xi(t)]^{n-m-1} dt = \\ & = [\xi(t)]^{n-m} [\varphi(t)]^m \left| \begin{array}{l} \infty \\ 0 \end{array} \right. - m \int_0^\infty [\xi(t)]^{n-m} [\varphi(t)]^{m-1} d[\varphi(t)] = \\ & = 1 - \frac{m}{t_{bc}} \int_0^\infty [\xi(t)]^{n-m} [\varphi(t)]^{m-1} F(t) dt = 1 - \frac{m}{t_{bc}} MA_m. \end{aligned} \quad (П-11)$$

Приравнивая правые части (П-10) и (П-11), находим:

$$\frac{n-m}{t_{nc}} \frac{A_m}{B_m} = \frac{m}{t_{bc}},$$

откуда с учетом (П-2) получаем:

$$A_m = \frac{mt_{nc}}{mt_{nc} + (n-m)t_{bc}},$$

$$B_m = \frac{(n-m)t_{bc}}{mt_{nc} + (n-m)t_{bc}} \quad (0 \leq m < n). \quad (П-12)$$

В силу (П-1) и (П-3) с учетом (3) и (4) найдем:

$$\begin{aligned} \bar{t}_m &= \frac{t_{nc}}{n-m} (Aa_m + Ba_m) = \frac{t_{nc}}{n-m} B_m = \\ &= \frac{t_{bc} t_{nc}}{mt_{nc} + (n-m)t_{bc}} = \frac{k_{bc}(1-k_{bc})}{\lambda_c [m(1-k_{bc}) + (n-m)k_{bc}]} . \end{aligned} \quad (П-13)$$

Нетрудно убедиться, что полученная формула может быть распространена и на случай $m=n$ (когда $A_n=1$; $B_n=0$).

Подстановка (П-12) и (П-13) в рекуррентное соотношение (П-5) дает:

$$E_m = \frac{n-m+1}{m} \frac{t_{bc}}{t_{nc}} E_{m-1},$$

откуда

$$E_m = C_n^m \left(\frac{t_{bc}}{t_{nc}} \right)^m E_0. \quad (П-14)$$

Наконец, с учетом очевидного равенства

$$\sum_{m=0}^n E_m = 1,$$

находим:

$$E_0 = \frac{1}{\sum_{m=0}^n C_n^m \left(\frac{t_{bc}}{t_{nc}} \right)^m} = (1 - k_{bc})^n,$$

что и дает формулу (5).

Пример расчета. Для определения потерь напряжения в питающей сети требуется найти величину, длительность и частоту пика нагрузки от шести прессов с суммарной установленной мощностью

$$P_h = 6+9+10+12+23+33 = 93 \text{ квт.}$$

Для показателей режима работы отдельных прессов заданы лишь средние значения

$$k_{bc} = 0,156; \lambda_c = 0,32 \text{ 1/сек}; k_{ac} = 1,$$

где k_{ac} — среднее значение коэффициентов загрузки всех приемников.

По таблицам вероятностей E_m для принятой величины $E_x = 0,01$ и $k_{bc} = 0,156$ находим, что условия (8) выполняются при $m = m_x = 4$; при этом вероятность расчетного пика составляет $E_4 = 0,0064$.

Найденному значению m_x соответствует средняя величина пика [Л. 3]

$$\bar{t}_4 = \frac{m}{n} k_{ac} P_h = \frac{4}{6} \cdot 1 \cdot 93 = 62 \text{ сек.}$$

Возможные значения пиков из четырех приемников заключены в пределах:

$$6+9+10+12 = 37 \text{ квт и } 10+12+23+33 = 78 \text{ квт.}$$

Средняя длительность расчетного пика согласно (6) составляет:

$$\bar{t}_4 = \frac{0,156 \cdot 0,844}{0,32(4 \cdot 0,844 + 2 \cdot 0,156)} = 0,11 \text{ сек.}$$

Частоту расчетного пика определим по формуле (7):

$$\nu_4 = \frac{E_4}{\bar{t}_4} = \frac{0,0064}{0,11} = 0,06 \text{ 1/сек.}$$

т. е. расчетный пик будет иметь место в среднем один раз за 17 сек.

Результаты аналогичных расчетов для других m и сравнение их с опытными значениями приведены на рис. 1,б.

Литература

1. Тихонов В. П., К вопросу расчета сетей для питания машин контактной сварки, «Вестник электропромышленности», 1936, № 1.
2. Тихонов В. П., Выбор понизительных трансформаторов для питания сварочной нагрузки, «Вестник электропромышленности», 1938, № 1.
3. Adler H. A., Miller K. W., A new approach to probability problems in electrical engineering, Tr. AIEE, v. 65, 1946.
4. Boice W. K., Probabilities of interference between resistance welders, Tr. AIEE, v. 70, 1951.
5. Калялов Г. М. и Куренный Э. Г., Применение математической теории массового обслуживания к расчетам пиков нагрузки заводских электрических сетей, «Известия вузов — Электромеханика», 1965, № 7.
6. Калялов Г. М. и Куренный Э. Г., Расчет пиков электрических нагрузок группы мощных электроприемников, «Известия вузов — Электромеханика», 1966, № 3.
7. Хинчин А. Я., Работы по математической теории массового обслуживания, Физматгиз, 1963.
8. Вентцель Е. С., Теория вероятностей, Физматгиз, 1964.



Методика определения нагрузок с учетом нагрузочной способности трансформаторов¹

Инж. Р. З. КУНИН

Ленинградский инженерно-экономический институт
им. П. Тольятти

Допустимость перегрузки трансформатора известной номинальной мощности $S_{\text{ном}}$ определяется по диаграмме нагрузочной способности Л. М. Шницера [Л. 1], исходя из коэффициентов максимума $k_m = \frac{I_{\max}}{I_{\text{ном}}}$ и заполнения $k_n = \frac{I_{\text{ср.сут}}}{I_{\max}}$ и «продолжительности (непрерывной или суммарной) неизменного или средневзвешенного тока I_{\max}^* за все время перегрузки» n , ч. Однако для выбора мощности трансформатора диаграмма Л. М. Шницера недостаточно удобна, так как ее коэффициенты включают взаимозависимые неизвестные величины $I_{\text{ном}}$ и I_{\max} .

При практикуемом выборе трансформатора по максимуму нагрузки на 5—10 лет вперед его нагрузочная способность не учитывается, что приводит к низкому использованию трансформаторной мощности на длительный период эксплуатации. В статье излагается способ выбора трансформатора в параметрах методики определения нагрузок, обеспечивающей учет нагрузочной способности и динамики нагрузок.

Диаграмму Л. М. Шницера можно преобразовать к виду, удобному для выбора трансформаторов путем подстановки формулы (43) из [Л. 4] в уравнение (40) [Л. 4]. Тогда получим:

$$k_m = 1,775 - 0,8 k_n - \\ - [0,0147 \lg k_n + 0,033(1 - k_n)] \frac{n}{k_n}. \quad (1)$$

Заменяя коэффициенты в уравнении (1) отношениями полных мощностей и подставляя различные значения S_{max} и $S_{\text{ср.сут}}$ при фиксированных $S_{\text{ном}}$ и n , можно построить преобразованные диаграммы вида $S_{\text{ном}} = f(S_{\text{ср.сут}}, S_{\text{max}}, n)$ с нагрузками, выраженными в именованных и относительных единицах для любых значений параметров. На рис. 1 такая диаграмма с мощностями в киловольтамперах построена для $n=4; 5$ и 6 ч и k_n от 0,4 до 1,0; на рис. 2 диаграмма построена в относительных единицах для $n=6$ ч и k_n от 0,4 до 1,0.

Оси $S_{\text{ср.сут}}$ и S_{max} диаграмм построены в одинаковом масштабе. Биссектрисам $S_{\text{ср.сут}} = S_{\text{max}}$ соответствуют одноступенчатые суточные графики с постоянными нагрузками, равными $S_{\text{ном}}$ трансформаторов; в этом случае $S_{\text{ср.сут}} = S_{\text{ном}}$ и коэффициент использования

$$k_n = \frac{S_{\text{ср.сут}}}{S_{\text{ном}}} = k_n = k_m = 1.$$

¹ В порядке обсуждения.

* Максимум по [Л. 1] отличается по физическому смыслу и величинам от максимумов получасового по [Л. 2] и часового по [Л. 3]. Установить аналитическое соотношение между максимумами по [Л. 1—3] не представляется возможным, так как они определяются различными параметрами и методами. Соответственно различаются одноименные коэффициенты k_m и k_n по [Л. 1 и 2].

Прямыми, выходящими из начала координат под углом менее 45° к оси S_{max} , соответствуют графики с $k_n < k_n < 1$ и допустимыми $k_m > 1$.

Из уравнения (1) и преобразованных диаграмм следует, что $S_{\text{ном}}$ трансформатора единственным образом определяется одним из следующих сочетаний параметров диаграмм:

$$S_{\text{ср.сут}}, S_{\text{max}}, n; S_{\text{ср.сут}}, k_n, n; S_{\text{max}}, k_n, n.$$

Как следует из теории Л. М. Шницера, при любом сочетании значений этих параметров на диаграмме нагрузочная способность трансформатора соответствующей мощности $S_{\text{ном}}$ используется полностью. Следовательно, $S_{\text{ном}}$ в формуле (1) в соответствии с определением § 14 [Л. 2] является расчетной нагрузкой S_p , по которой и следует выбирать трансформатор.

Область диаграммы, заключенную между осью S_{max} и биссектрисой, назовем полем значений расчетных мощностей S_p . Некоторые из значений S_p , равные первым пятью дискретным значениям шкалы мощностей трансформаторов по ГОСТ 9680—61, выделены на диаграмме рис. 1 кривыми. Так как первые две цифры последующих значений $S_{\text{ном}}$ шкалы периодически повторяются, то кривые соответствуют этим значениям при умножении координат S_p диаграммы на 10^{k-2} , где k — количество цифр в $S_{\text{ном}}$. На рис. 2 кривыми выделены дискретные значения $S_{\text{ном}}^*$ в долях единицы.

При выборе трансформатора по диаграмме на рис. 1 следует принимать ближайшее $S_{\text{ном}} \geq S_p$; по диаграмме на рис. 2, ввиду отсутствия дискретной шкалы мощностей трансформаторов $S_{\text{ном}}^* = S_p$.

Пример. В качестве примера выбора трансформатора по графику с применением преобразованных диаграмм рассмотрим выбор $S_{\text{ном}}$ для графика на рис. 3.

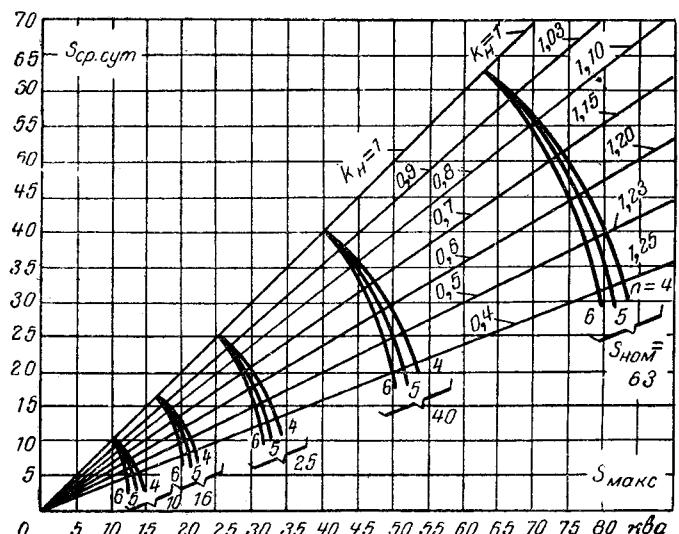


Рис. 1. Диаграмма для выбора мощности трансформатора по графику в именованных единицах.

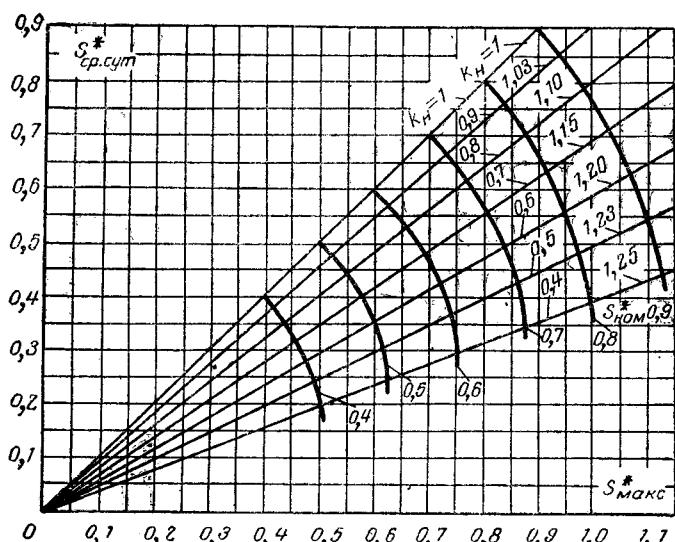


Рис. 2. Диаграмма для выбора мощности трансформатора по графику в относительных единицах (построена для $n=6$ ч).

При нагрузке в киловольтамперах по графику $S_{ср.сут}=55$ ква; этому значению на диаграмме рис. 1 при $n=6$ ч соответствуют $S_{ном}=63$ ква при $S_{max}\leqslant 71$ ква и $S_{ном}=100$ ква при $S_{max}>71$ ква.

Так как на графике при $n=6$ ч максимум

$$S_{max} = \frac{110 + 100 + 90 + 90 + 85 + 80}{6} = 92,5 \text{ ква} > 71 \text{ ква}$$

следует принять $S_{ном}=100$ ква; при этом $k_m=0,925$, т. е. трансформатор выбран с большим запасом нагрузочной способности.

При выборе в соответствии с [Л. 3] по часовому максимуму трансформатора мощностью 100 ква перегрузка составит 10%, что, однако, недостаточно для суждения о ее допустимости. Как следует из предыдущего расчета с применением диаграммы на рис. 1, в данном случае такая перегрузка допустима и далеко не исчерпывает нагрузочную способность трансформатора.

При нагрузке в относительных единицах по графику на рис. 3 $S_{ср.сут}^*=0,5$; при $n=6$ ч $S_{max}^*=0,85$. Этим параметрам график на диаграмме рис. 2 соответствует $S_{ном}^*=0,71$ при $k_n=0,6$ и $k_m=1,2$. При $S_{ном}^*=0,71$ и $n=6$ ч на графике получаем:

$$k_n = \frac{0,5}{0,85} = 0,59 \text{ и } k_m = \frac{0,85}{0,71} = 1,2 .$$

Так как k_n графика менее k_n диаграммы при одинаковых значениях прочих параметров, допустимо принять $S_{ном}^*=0,71$.

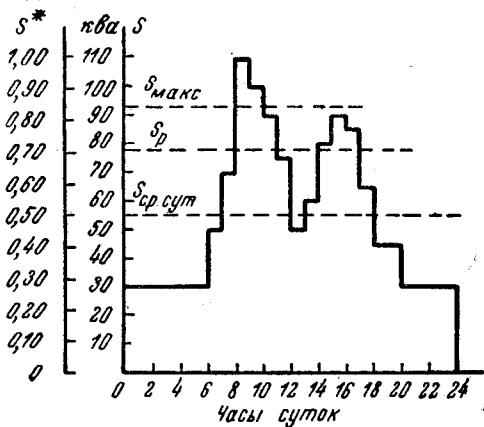


Рис. 3. К примерам выбора мощности трансформатора по суточному графику нагрузки.

В том случае, если при принятом для графика $S_{ном}^*$ его параметры значительно отличаются по величине от соответствующих параметров диаграммы на рис. 2 при том же $S_{ном}^*$, следует подобрать такое $S_{ном}^*$, при котором параметры графика и диаграммы совпадают.

При отсутствии графиков трансформатор может быть выбран по данным о графиках в параметрах преобразованной диаграммы, в качестве которых наиболее рационально принять $S_{ср.сут}$, k_n и n .

Среднечасовая активная нагрузка за сутки месяца наибольших нагрузок (по которому выбирается трансформатор) определяется из выражения

$$P_{ср.сут} = \frac{A_{сут}}{24} = \frac{A_{мес}}{24 \cdot n} = \frac{A_{год} k\%}{100 m} = \frac{P_{уст} T_{уст} k\%}{100 m}, \quad (2)$$

где $A_{сут}$, $A_{мес}$, $A_{год}$ — суточное, месячное и годовое потребление электроэнергии по подстанции, квт·ч;

n , m — число суток и часов в месяце наибольших нагрузок;

$k\%$ — потребление электроэнергии за месяц наибольших нагрузок в процентах годового;

$T_{уст}$ — число часов использования в году установленной мощности $P_{уст}$ потребителей подстанции.

Данные о потреблении электроэнергии промышленными предприятиями могут быть получены по формулам [Л. 2] и справочным материалам; данные об удельном потреблении для коммунальных нагрузок могут быть приняты, например, по данным Ленинградского инженерно-экономического института имени Пальмиро Тольятти [Л. 5]; данные о потреблении для сельскохозяйственных нагрузок имеются в [Л. 6] и соответствующих руководствах. Для приведения средней нагрузки к полной мощности $S_{ср.сут}$ используется средневзвешенный коэффициент мощности из [Л. 2].

Коэффициент k_n и число часов максимума n могут быть получены в результате анализа фактических и типовых графиков нагрузок. Методика определения нагрузок в параметрах $S_{ср.сут}$, k_n и n , поставленных в зависимость от исходных данных о потребителях, позволяет выбирать трансформаторы по преобразованной диаграмме с учетом нагрузочной способности. В качестве примера такая методика приводится ниже применительно к сельским потребителям.

Среднесуточная нагрузка для сельских потребителей может быть подсчитана по $P_{уст}$, $T_{уст}$, $k\%$ и m . Значение $P_{уст}$ для подстанций определяется как сумма номинальных мощностей всех подключенных токоприемников. Значения $T_{уст}$ и $k\%$ для подстанций с различной структурой (процентное содержание силовой нагрузки в общей $P_{уст}$) могут быть приняты по таблице в соответствии с [Л. 6]. Значения k_n в таблице определены по типовым графикам [Л. 6], являющимся «обобщением наиболее характерных сторон суточных и годовых режимов электропотребления, наблюдавшихся у различных потребителей». К этим значениям близки k_n , полученные

Данные для выбора мощности трансформатора по диаграмме на рис. 1 (составлена для сельских потребителей по материалам [Л. 6])

Структура группы $P_{\text{сил.}}$, %	Число часов использования установленной мощности в году $T_{\text{уст}}$	Потребление электроэнергии за декабрь (в процентах к годовому) $k_{\%}$	Среднесуточная нагрузка в декабре $P_{\text{ср.сут.}}$, квт	Коэффициент заполнения графика k_n	Наибольший допустимый по диаграмме коэффициент использования k_n	$\cos \varphi$
0	1 100—900	12,2	$(0,180 - 0,148) P_{\text{уст}}$	0,5—0,55	0,615	1,00
40—60	800	11,7	$0,126 P_{\text{уст}}$	0,55—0,60	0,670	0,90
80—90	750	11,3	$0,112 P_{\text{уст}}$	0,60—0,65	0,720	0,85

научно-исследовательским институтом механизации и электрификации сельского хозяйства Северо-Запада при обследованиях, в которых автор принимал участие.

Анализ типовых и действительных графиков сельских нагрузок показал, что продолжительность S_{max} колеблется от 5 до 7 ч.

Как видно из рис. 1, при увеличении n от 4 до 6 ч S_p возрастает до 7% в зависимости от значения k_n ; поэтому с достаточной для практики точностью можно принять для сельских нагрузок $n=6$ ч.

Величина реактивной нагрузки зависит от структуры потребителей. Для подстанций со структурой $P_{\text{сил.}}=0$ активные нагрузки равны полным. Реактивная нагрузка для подстанций других структур может быть принята по данным [Л. 6]: средневзвешенный $\cos \varphi$ за зимние сутки на шинах 10 кв районных подстанций составляет 0,83, в вечерний максимум — 0,88; следовательно, на шинах 0,4 кв потребительских подстанций $\cos \varphi$ выше этих значений. Так как изменение этих значений $\cos \varphi$ в пределах до 0,05 приводит к изменению полной мощности на несколько процентов, при практических расчетах допустимо для среднесуточной и максимальной нагрузок принимать коэффициент мощности одинаковым и равным для подстанций с $P_{\text{сил.}}$ до 60% — 0,9; с $P_{\text{сил.}}$ до 90% — 0,85.

По значениям $S_{\text{ср.сут.}} = \frac{P_{\text{ср.сут.}}}{\cos \varphi}$ и k_n на диаграмме рис. 1 находим при $n=6$ ч расчетную нагрузку S_p .

Как показывает анализ, при одинаковых значениях $P_{\text{уст}}$ по диаграмме можно принять трансформатор меньшей мощности, чем по максимуму методики «ВНИПИСельэлектро» [Л. 3].

Пусть, например, $P_{\text{уст}} = 130$ квт при структуре $P_{\text{сил.}} = 50\%$. Согласно [Л. 3] максимальная нагрузка $P_m = k_e P_{\text{уст.}}$, где коэффициент спроса $k_e = 0,3$ при $P_{\text{уст}} > 100$ квт; тогда $P_m = 39$ квт и мощность трансформатора следует принять равной 40 ква.

По предлагаемой методике

$$S_{\text{ср.сут.}} = \frac{P_{\text{уст}} T_{\text{уст}} k_{\%}}{100 m \cos \varphi} = \frac{130 \cdot 800 \cdot 11,7}{100 \cdot 744 \cdot 0,9} \approx 18 \text{ ква}, \quad (2a)$$

где $T_{\text{уст.}}$, $k_{\%}$ и $\cos \varphi$ приняты по таблице; для декабря $m = 744$ ч. При $S_{\text{ср.сут.}} = 18$ ква, $k_n = 0,6$ и $n = 6$ ч по диаграмме на рис. 1 можно принять $S_{\text{ном.}} = 25$ ква.

Аналогичные расчеты, выполненные для различных значений $P_{\text{уст.}}$, приводят к общему выводу о том, что при одинаковых значениях $P_{\text{уст}}$ мощность трансформатора, определяемая по диаграмме, менее, чем по методике [Л. 3].

Экономическая целесообразность снижения мощности трансформаторов с учетом их перегрузочной способности для промышленных предприятий пока-

зана в [Л. 7]. Рассмотрим экономическую эффективность выбора трансформатора меньшей мощности для сельских потребителей, вычитая расчетные годовые затраты Z_1 трансформатора № 1 из затрат Z_2 следующего по шкале ГОСТ 9680—61 трансформатора № 2 большей мощности:

$$\begin{aligned} \delta Z = Z_2 - Z_1 &= (p_n + p)(K_2 - K_1) + \delta Z_{\text{п}} + \delta Z_{\text{р}} = \\ &= (p_n + p)(K_2 - K_1) + C_{\text{п}} \left\{ |P_{\text{x2}} - P_{\text{x1}}| + \right. \\ &+ K_{\text{п}} (Q_{\text{x2}} - Q_{\text{x1}}) |8760 + (P_{\text{к2}} + k_{\text{п}} Q_{\text{к2}}) \left(\frac{S_{\text{м}}}{S_{\text{ном2}}} \right)^2 \tau - \right. \\ &\left. - (P_{\text{к1}} + k_{\text{п}} Q_{\text{к1}}) \left(\frac{S_{\text{м}}}{S_{\text{ном1}}} \right)^2 \tau \right\} + C_{\text{р}} \left\{ |P_{\text{x2}} - P_{\text{x1}}| + \right. \\ &\left. + k_{\text{р}} (Q_{\text{x2}} - Q_{\text{x1}}) \right\} + (P_{\text{к2}} + k_{\text{р}} Q_{\text{к2}}) \left(\frac{S_{\text{м}}}{S_{\text{ном}}} \right)^2 - \\ &- (P_{\text{к1}} + k_{\text{р}} Q_{\text{к1}}) \left(\frac{S_{\text{м}}}{S_{\text{ном1}}} \right)^2 \}, \end{aligned} \quad (3)$$

где K_1 и K_2 — стоимость трансформаторов № 1 и № 2, руб.;

p_n — нормативный коэффициент эффективности;

p — ежегодные отчисления от стоимости трансформаторов;

$\delta Z_{\text{п}}$ — разность расчетных затрат на потери электроэнергии в сравниваемых трансформаторах за один год, руб/год;

$\delta Z_{\text{р}}$ — разность расчетных затрат на потери мощности в трансформаторах, руб/год;

$P_{\text{x1}}, P_{\text{к1}}, P_{\text{x2}}, P_{\text{к2}}$ — активные потери холостого хода и короткого замыкания в трансформаторах № 1 и 2, квт;

$Q_{\text{x1}}, Q_{\text{к1}}, Q_{\text{x2}}, Q_{\text{к2}}$ — реактивные потери холостого хода и короткого замыкания в трансформаторах № 1 и 2, квт;

$k_{\text{п}}$ — экономический эквивалент реактивной мощности, позволяющий приводить потери реактивной мощности к активной, квт/квт;

$C_{\text{п}}$ — стоимость потерь электроэнергии, руб/квт·ч;

$C_{\text{р}}$ — стоимость потерь мощности, руб/квт;

$S_{\text{м}}, \tau$ — часовой максимум нагрузки и число часов потерь в году, одинаковые для обоих трансформаторов при одном и том же графике нагрузок.

В том случае, если $\delta Z > 0$, трансформатору меньшей мощности соответствуют меньшие расчетные затраты.

Для коэффициентов выражения (3) в дальнейших расчетах приняты следующие значения: $p_h = -0,125$; $p = 0,1$; $k_3 = 0,1 \text{ квт}/\text{квар}$. По методике [Л. 8] C_3 определено равным 0,024 и 0,016 руб./квт·ч соответственно при $\tau = 1000 \text{ ч}$ (графики [Л. 6] с $P_{\text{сил}} = 0\%$) и $\tau = 1630 \text{ ч}$ (графики [Л. 6] с $P_{\text{сил}} = 80-90\%$); C_p принимается равным 25 руб./квт (среднее между $C_p = 24,1 \text{ руб}/\text{квт}$ при $\tau = 1000 \text{ ч}$ и $C_p = 26 \text{ руб}/\text{квт}$ при $\tau = 1630 \text{ ч}$).

Разности $K_2 - K_1$ для трансформаторов по ГОСТ 9680—61 мощностью 10—160 ква, применяемых в сельской электрификации, приняты по справочнику цен 1956 г.: удельная стоимость одного киловольтампера разности мощностей двух смежных трансформаторов составляет около 1,5 руб.; отсюда разница в стоимости трансформаторов 16 и 10 ква равна примерно 10 руб; 25 и 16 ква — 15 руб. и т. д.

Расчетные затраты δZ_3 и δZ_p определяются мощностями трансформаторов и потерями в них, а также значениями t и $\frac{S_m}{S_{\text{ном}}}$.

Ввиду отсутствия в настоящее время данных о потерях в трансформаторах по ГОСТ 9680—61 для активных и реактивных потерь по ГОСТ 401—41 подобраны приближенные зависимости от мощности трансформаторов, которые, будучи выражены в функции порядкового номера l трансформатора по ГОСТ 9680—61 в диапазоне от 10 до 160 ква, приобрели следующий вид:

$$P_{xl} = 80 + 43,7 \times 1,6^l \text{ вт}; \quad (4)$$

$$P_{kl} = 120 + 137,5 \times 1,6^l \text{ вт}; \quad (5)$$

$$Q_{xl} = 783 \times 1,6^{5/6l} - 31 \times 1,6^l \text{ вар}; \quad (6)$$

$$Q_{kl} = 340 \times 1,6^l \text{ вар}. \quad (7)$$

Подставляя в выражение (3) значения коэффициентов p_h , p , k_3 и уравнения потерь (4) — (7), а также $S_{\text{ном2}} = 1,6 S_{\text{ном1}}$, получим:

$$\begin{aligned} \delta Z = 0,225(K_2 - K_1) + \delta Z_3 + \delta Z_{lt} = 0,225(K_2 - K_1) + \\ + C_3 \left[213 \cdot 1,6^l + 322 \cdot 1,6^{5/6l} - (187 + 165 \cdot 1,6^l) \times \right. \\ \times \left(\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}} \right)^2 t \left. \right] 10^{-3} + C_p \left[24 \cdot 1,6^l + 37 \cdot 1,6^{5/6l} - \right. \\ \left. - (187 + 165 \cdot 1,6^l) \left(\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}} \right)^2 \right] 10^{-3}, \text{ руб.}, \quad (8) \end{aligned}$$

где $S_{\text{ном2}}$ относится к трансформатору большей мощности (индекс $l+1$).

Наибольшее значение $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$ в выражении (8) зависит от величины допустимой перегрузки трансформатора № 1, которая по графикам [Л. 6] составляет 1,57 при структуре $P_{\text{сил}} = 0$ и 1,41 при структуре $P_{\text{сил}} = 80-90\%$; отсюда наибольшее допустимое $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$ равно соответственно 0,98 и 0,88.

На рис. 4 построены кривые δZ_3 и δZ_p по выражению (8) в зависимости от $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$, l и t . На оси ординат рис. 4 отложены положительные значения δZ_3 и δZ_{lt} и отрицательные δZ_p ; на оси абсцисс — зна-

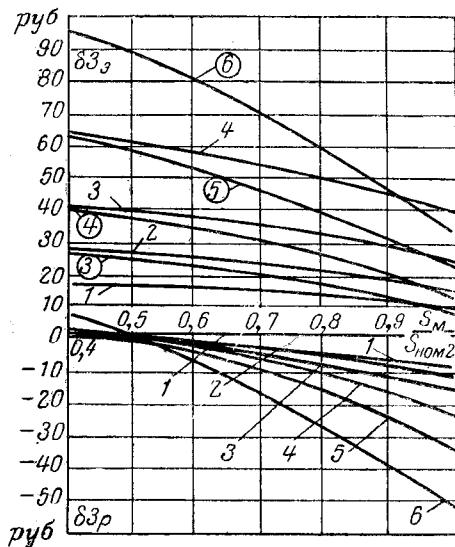


Рис. 4. Кривые δZ_3 и δZ_p для соседних по ГОСТ 9680-61 трансформаторов мощностью 10—160 ква в зависимости от отношения $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$.

Кривые δZ_3 , 1, 2, 3 и 4 относятся к трансформаторам 10 и 16, 16 и 25, 25 и 40, 40 и 63 ква при $\tau = 1000 \text{ ч}$; кривые δZ_3 (3), (4), (5) и (6) относятся к трансформаторам 25 и 40, 40 и 63, 63 и 100, 100 и 160 ква при $\tau = 1630 \text{ ч}$.

чения $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$ от 0,4 до 1,0. Кривые 1, 2, 3, 4, 5 и 6 относятся к разностям δZ_3 и δZ_p для трансформаторов соответственно 10 и 16, 16 и 25, 25 и 40, 40 и 63, 63 и 100, 100 и 160 ква. Для δZ_3 кривые 1, 2, 3 и 4 построены при наименьшем $\tau = 1000 \text{ ч}$ и кривые 5, 6 с номерами в кружочках — при $\tau = 1630 \text{ ч}$. По кривым могут быть определены суммы разностей расчетных затрат для соседних по шкале мощностей трансформаторов при известном для t -го года $\frac{S_{\text{мт}}}{S_{\text{ном2}}}$. Как видно из рис. 4, сумма δZ_3 и δZ_p убывает с возрастанием $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$ и становится отрицательной при $(0,9 \div 0,95) \frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$. С учетом первого члена выражения (8) величина δZ при допустимых значениях $\frac{S_m}{S_{\text{ном2}}}$ положительна и за T лет экономия в расчетных затратах при выборе трансформатора меньшей мощности составит

$$\delta Z_t = 0,225(K_2 - K_1)T + \sum_1^T \delta Z_{3t} + \sum_1^T \delta Z_{pt}, \quad (9)$$

где $\sum_1^T \delta Z_{3t}$ и $\sum_1^T \delta Z_{pt}$ находятся по рис. 4. Для этого определяются значения $\frac{S_{\text{мт}}}{S_{\text{ном2}}}$, соответствующие каждому году t рассматриваемого промежутка времени T , затем находятся по кривой l соответствующие им значения δZ_3 и δZ_p , которые и суммируются.

С учетом роста нагрузок (по данным [Л. 6] годовой прирост составляет в среднем 10%) и созда-

ния разумного запаса, экономический срок, на который можно выбирать трансформатор без опасения его преждевременного износа, составит не менее 3—5 лет². За этот период трансформатор из режима, при котором в сезон наибольших нагрузок часовой максимум близок к номинальной мощности трансформатора, перейдет в режим полного использования (также в сезон наибольших нагрузок) нагрузочной способности трансформаторов. На рис. 1 заштрихованы участки («запретные зоны»), в которых по вычисленному S_p рекомендуется принимать не ближайшее большее S_{nom} , а следующее за ним.

Экономическая эффективность принятия трансформаторов меньшей мощности может быть оценена ориентировочным расчетом: за 1961—1965 гг. намечалось построить для сельского хозяйства свыше 220 тыс. трансформаторных пунктов; приняв в среднем мощность меньшего трансформатора 25 ква ($l=3$ при $t=1630$ ч) и динамику в размерах 0,67; 0,74; 0,80; 0,87; 0,93, получаем по уравнению (9) и рис. 4 экономию при установке трансформатора 25 ква вместо 40 ква за первые 4—5 лет около 50 руб., что при 220 тыс. трансформаторах дает экономию примерно 11 млн. руб. Таким образом, для сельских потребителей выбор трансформаторов по преобразованной диаграмме приносит значительную экономическую выгоду.

Для промышленных предприятий расчетные нагрузки были определены по типовым графикам на диаграмме рис. 2. Полученные значения S_p^* близки к величинам средней нагрузки наиболее загруженной смены, рекомендованным С. Д. Волобриным еще в 1952 г. для выбора цеховых трансформаторов. Так как эта рекомендация в последнее время поддержана и по-новому обоснована Б. С. Мешелем, вопрос о предпочтительной методике выбора мощности трансформатора для промышленных предприятий требует особого рассмотрения.

Применительно к потребителям, графики которых не имеют ярко выраженного сменного характера, предлагаемая методика более эффективна по сравнению с существующими способами выбора по максимуму.

Выводы. 1. Существующие методы определения нагрузок приводят к такой их оценке, при которой

² При определении максимума согласно [Л. 3] на 5—7 лет вперед эксплуатация трансформатора допустима с перегрузкой в продолжение 10—15 лет. По предлагаемой методике экономический срок эксплуатации трансформатора при тех же условиях составит 5—9 лет.

трансформаторы принимаются с неопределенным запасом. Методика определения нагрузок, построенная в параметрах преобразованной диаграммы, позволяет по данным о потребителях выбирать трансформаторы с учетом нагрузочной способности и динамики роста нагрузки.

2. Выбор трансформаторов для сельских потребителей в параметрах преобразованной диаграммы приведет к снижению установленной мощности трансформаторов и является более экономичным по сравнению с выбором по [Л. 3].

3. Для городских нагрузок и промышленных предприятий также могут быть составлены методики выбора трансформаторов с учетом нагрузочной способности по преобразованной диаграмме, что будет способствовать снижению необходимой установленной мощности и уменьшению расчетных затрат.

4. В настоящее время коэффициент использования трансформаторов в сельских и городских сетях составляет всего 20—30 %. Выбор трансформаторов по преобразованной диаграмме позволит повысить коэффициент их использования.

Литература

- Шницер Л. М., О нагрузочной способности силовых трансформаторов, «Электричество», 1963, № 1.
- Временные руководящие указания по определению электрических нагрузок промышленных предприятий, Госэнергониздат, 1962.
- Руководящие указания по проектированию сельских электроустановок, ВНИПИсельэлектро, 1964.
- Шницер Л. М., Нагрузочная способность силовых трансформаторов, Госэнергоиздат, 1953.
- Айзенберг Б. Л., Берхман Е. И., Дмитриев В. М., Клебанов Л. Д. и Шарова Л. И., Удельные нормы электропотребления на жилищно-бытовые и коммунальные нужды и удельные нагрузки на перспективный период по районам СССР, «Труды ЛИЭИ—ЛЕНТОЭП», вып. 51, 1964.
- Графики электрических нагрузок в колхозах и совхозах в разных зонах СССР, разд. I, ВГПИ «Гипросельэлектро», 1962.
- Дзевенский А. Я., Режим работы и рациональная мощность трансформаторов на промпредприятиях, «Промышленная энергетика», 1964, № 12.
- Отдел координации научно-исследовательских работ по энергетике и электротехнике. Определение стоимости потерь электрической энергии, Материалы научно-технической конференции, «Современное направление и методы технико-экономических расчетов при проектировании промышленных электрических сетей», Киев, 1963.

[5.6.1965]



Приведение расчетных схем электрических машин к виду, удобному для моделирования

Канд. техн. наук Д. А. АВЕТИСЯН, доктор техн. наук, проф. А. И. БЕРТИНОВ
и инж. В. С. СОКОЛОВ

Москва

Применение цифровых вычислительных машин (ЦВМ) для расчета и проектирования электрических машин объясняется в основном высокой точностью вычислений на ЦВМ, а также большим объемом и сложностью методик расчета электрических машин. Достаточно отметить, что при программировании расчетов не всегда удается ограничиться оперативной памятью даже современных ЦВМ. Моделирование общепринятых расчетных схем на аналоговых вычислительных машинах (АВМ) потребует совместного использования нескольких АВМ. Такая комбинация является достаточно громоздкой, ненадежной в эксплуатации и неоправданной экономически.

Однако расчетам на ЦВМ присущи свои известные недостатки, связанные с необходимостью предварительного программирования, отладки программы и обработки результатов счета. Поэтому к помощи ЦВМ обычно обращаются при проектировании серий или частей серий электрических машин. Укажем также, что высокая точность вычислений на ЦВМ не всегда необходима в инженерной практике проектирования электрических машин. Во многих случаях может оказаться достаточной и точность аналогового моделирования. Кроме того, обладая большой наглядностью и быстротой решения, АВМ с успехом используются в качестве демонстрационных моделей в процессе обучения.

Таким образом, основным препятствием для применения АВМ является сложность и большой объем методик расчета электрических машин, включающих большое количество нелинейных математических операций. Чтобы использовать преимущества аналогового моделирования, необходимо в первую очередь исследовать возможности существенного упрощения методик расчета с сохранением приемлемой точности решения проектных задач.

Математические преобразования расчетных зависимостей делятся на два вида: тождественные и приближенные. К тождественным относятся алгебраические, геометрические, тригонометрические и другие преобразования, которые меняют только вид функциональной связи и не сказываются на точности вычислений. Приближенными являются аппроксимирующие преобразования, которые сложную зависимость, заданную либо аналитически, либо графически, заменяют более простой так, чтобы точность вычислений была удовлетворительной в заданной области изменения переменных.

В статье рассматриваются приближенные преобразования на примере электромагнитного расчета синхронных генераторов. Исходная информация в процессе расчета наглядно обрабатывается с помощью графического представления совокупности расчетных формул. Анализ графа расчетной схемы позволяет уменьшить количество элементарных вычислительных операций, что очень важно для раз-

работки экономной функциональной схемы модели, а также наметить порядок моделирования расчетных характеристик.

Упрощение расчетных зависимостей следует проводить так, чтобы расчет конечных формул сводился к выполнению элементарных операций, легко реализуемых на АВМ (сложение, вычитание, умножение, деление). Наиболее предпочтительной является операция алгебраического сложения, поэтому там, где это возможно, аппроксимацию желательно представить в виде линейных уравнений. Если точность линейных приближений оказывается неудовлетворительной, только тогда оправдывается переход к нелинейным приближениям с операциями умножения, деления и кусочной линеаризации. В указанных целях весьма эффективным методом является факторный анализ [Л. 1], который базируется на идеях, родственных кибернетическим. Изучая реакцию выходных величин неизвестного объекта на изменения входных, факторный анализ позволяет установить функциональные связи между входом и выходом в виде уравнений регрессий различного порядка, который может быть установлен заранее. В нашем случае объектом исследования является исходная расчетная формула (совокупность расчетных формул) или графическая функция. Входные и выходные величины выбираются в соответствии с исходной зависимостью. Преимущества факторного анализа по сравнению с другими методами аппроксимации заключаются в минимальном количестве тестов при заданной точности аппроксимации и возможности последовательного усложнения конечных формул, если требуется повысить точность приближений. Под тестом понимается единичный расчет исходной зависимости.

Таким образом, факторный анализ обеспечивает минимальный объем вычислений в процессе аппроксимации. Например, для определения коэффициента регрессионного уравнения первого порядка требуется всего $2n$ расчета исходной зависимости (n — число входных переменных). Опыт применения факторного анализа к упрощению расчета синхронных генераторов повышенной частоты показывает, что при аппроксимации достаточно ограничиться уравнениями регрессии первого порядка, которые легко моделируются на АВМ. Во многих случаях удовлетворительная точность сохраняется даже для линейных приближений, когда пренебрегается взаимным влиянием входных величин.

Рассмотрим некоторые конкретные результаты.

Эквивалентный воздушный зазор (δ_a) при гладкой поверхности индуктора является функцией зазора δ , зубцового деления t_z и пазового раскрытия $b_{из}$. Однако использование общепринятой формулы расчета k_δ для аппроксимации нежелательно, так как входные величины δ , t_z и $b_{из}$ заданы в абсолютной форме и трудно установить обоснованные пределы их варьирования. Поэтому исходное выраже-

ние предварительно преобразуется в относительную форму. Учитывая, что для синхронных генераторов повышенной частоты отношение $b_{\text{из}}/b_{\text{п}}$ меняется в очень узких пределах и примерно равно 0,56, имеем:

$$\delta^*_{\text{з}} = f_1(\delta^*, t^*_{\text{z}}, b^*_{\text{п}}). \quad (1)$$

Относительная ширина паза $b^*_{\text{п}}$ меняется в пределах $0,4 \div 0,6$, а для генераторов повышенной частоты близка к 0,5. Остальные переменные меняются в следующих пределах: $\delta^* = 0,005 \div 0,02$; $t^*_{\text{z}} = -0,05 \div 0,35$. В указанной области варьирования входных величин уравнение регрессии для функции (1) будет иметь вид:

$$\delta^*_{\text{з}} = 0,00081 + 0,00097t^*_{\text{z}} + 1,042\delta^* + 0,391t^*_{\text{z}}\delta^*. \quad (2)$$

Погрешность аппроксимации находится в пределах $(0 \div +5)\%$. Погрешность принята положительной, так как при расчете и. с. желательно иметь некоторый запас. При этом погрешность в определении параметров x^*_{ad} и x^*_{aq} будет отрицательной, что также оправдано влиянием насыщения. При наличии зубцов на поверхности индуктора аналогичным образом можно аппроксимировать коэффициент k_b .

Коэффициенты, необходимые для расчета магнитной цепи, аппроксимируются для значения $\delta_{\text{max}}/\delta_{\text{min}} = 1$. В этом случае коэффициенты зависят лишь от относительного зазора δ^* и полюсного перекрытия a , для которых общепринятыми пределами изменения являются $\delta^* = 0,005 \div 0,04$; $a = -0,55 \div 0,75$. Исходными для определения коэффициента формы поля k_{ϕ} и коэффициента приведения реакции якоря k_a приняты кривые, приведенные в [Л. 2]. Учитывая сказанное и пренебрегая двойными взаимодействиями в уравнениях регрессии, получим простые линейные выражения:

$$k_{\phi} = 0,6 + 0,54a + 1,65\delta^*; \quad (3)$$

$$k_a = 1,35 - 0,42a. \quad (4)$$

Погрешность выражения (3) не выходит за пределы $(0 \div +0,5)\%$. В выражении (4) пренебрегается также линейным влиянием δ^* . Несмотря на это, диапазон погрешности уравнения (4) составляет $(0 \div +3)\%$, а для генераторов повышенной частоты $(0 \div +2)\%$. При моделировании удобнее вместо расчетного полюсного перекрытия a_i аппроксимировать коэффициент $1/a_i$, который представляет-ся в линейном виде следующим образом:

$$1/a_i = 2,9 - 2,05a - 5,25\delta^*. \quad (5)$$

Погрешность выражения (5) находится в пределах $(-4 \div +4)\%$. Для повышения точности необходимо добавить составляющую, учитывающую взаимное влияние a и δ^* .

Индуктивные сопротивления x^*_{s} , x^*_{ad} и x^*_{aq} , необходимые для проведения электромагнитного расчета, требуют вычисления проводимостей рассеяния якоря и коэффициентов по продольной и поперечной осям k_d и k_q . Наиболее простые и точные для трехфазных генераторов выражения проводимостей рассеяния приводятся в [Л. 3]. Линейные выраже-

ния для k_d и k_q получены с помощью кривых, также приведенных в [Л. 3] для случая $\delta_{\text{max}}/\delta_{\text{min}} = 1$ и общепринятых пределов изменения δ^* и a

$$k_d = 0,75 + 0,3a; \quad (6)$$

$$k_q = -0,42 + 1,32a + 4,16\delta^*. \quad (7)$$

Погрешности выражений (6) и (7) изменяются соответственно в пределах $\pm 1\%$ и $(-3 \div +5)\%$. Если при вычислении k_q требуется большая точность, то можно воспользоваться полным уравнением регрессии первого порядка

$$k_q = -0,54 + 1,525a + 10\delta^* - 9,5a\delta^*. \quad (8)$$

Погрешность уравнения (8) не выходит за пределы $(-2 \div 0)\%$.

Построение векторной диаграммы необходимо для определения расчетной э. д. с. E^*_{ad} и ориентации вектора тока в осях d и q . Пользуясь векторной диаграммой и пренебрегая активным сопротивлением, что практически не влияет на точность вычислений, можно получить следующие, довольно громоздкие функциональные связи:

$$E^*_{ad} = f_2(\varphi; x^*_{\text{s}}; x^*_{aq}); \quad (9)$$

$$\sin \varphi = f_3(\varphi; x^*_{\text{s}}; x^*_{aq}) = f_4(\varphi; x^*_{\text{q}}). \quad (10)$$

При постоянном коэффициенте нагрузки $\cos \varphi$ выражения (9) и (10) зависят лишь от двух переменных x^*_{s} и x^*_{aq} . Линейное приближение для (9) имеет вид в области варьирования $x_s = 0 \div 0,2$; $x^*_{aq} = 0 \div 2,0$:

$$E^*_{ad} = k_1 + k_2 x^*_{\text{s}} - k_3 x^*_{aq}, \quad (11)$$

где коэффициенты k_1 , k_2 и k_3 зависят от угла φ и определяются по таблице.

Коэффициент	$\cos \varphi$				
	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
k_1	0,994	0,992	0,99	0,98	0,97
k_2	0,905	0,843	0,77	0,68	0,42
k_3	0,04	0,0583	0,083	0,122	0,244

Погрешность (11) для значений $\cos \varphi = 0,6 \div 0,9$ находится в пределах $(-2 \div +3)\%$, а при $\cos \varphi = 1$ в пределах $(-5 \div +8)\%$. При использовании полного уравнения регрессии первого порядка точность аппроксимации значительно возрастает.

Выражение $\sin \varphi$ поддается аппроксимации с большим трудом. Погрешность уравнения регрессии первого порядка превышает 10%. Поэтому более целесообразно применить кусочно-линейную аппроксимацию. Точность последней становится достаточною уже при линеаризации двумя, тремя отрезками.

Указанные выше функциональные приближения вместе со специфическими допущениями существенно упрощают методику электромагнитного расчета, уменьшая почти вдвое объем вычислений по сравнению с общепринятой методикой.

График расчетной схемы приведен на рис. 1. В области электротехники и моделирования графы получают широкое применение для представления процессов, описываемых линейными уравнениями

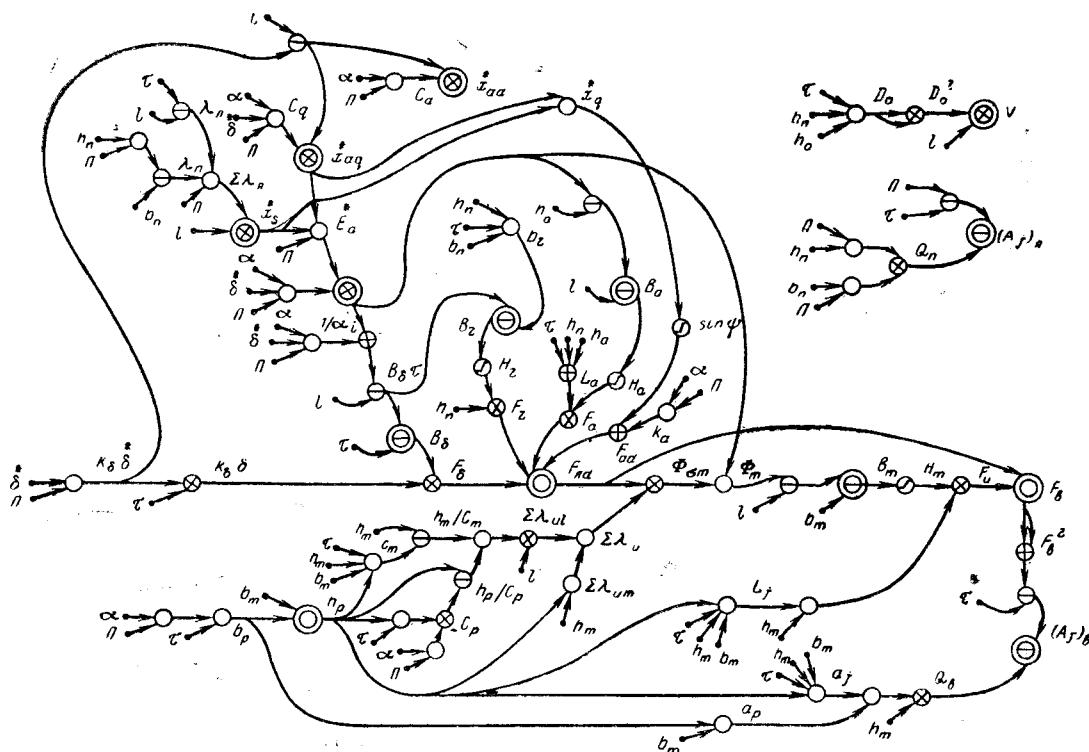


Рис. 1. Граф упрощенной схемы.

[Л. 4]. В этом случае с помощью графов удается решать большой класс задач оптимизации. Однако построение и анализ графов весьма полезны и при изучении нелинейных процессов, примером которых могут служить расчетные схемы электрических машин. Для построения графа на рис. 1 принятые следующие символические обозначения: \circ — операция алгебраического сложения, объединяющая операции сложения и вычитания; \otimes — операция умножения; Θ — операция деления; (\sim) — операция кусочной линеаризации.

Эти элементарные операции образуют так называемые узлы графа. Направленные ветви графа указывают маршруты передачи информации между отдельными узлами. Сходящиеся к узлу ветви показывают, над какими конкретными величинами совершается данная операция. Для операции деления числитель сходится к верхней половине Θ , а знаменатель к нижней. Для остальных операций порядок сходимости не имеет значения. Исходящие из узла ветви указывают направления дальнейшей математической обработки величины, полученной путем данной элементарной операции. Каждая ветвь обладает своим коэффициентом передачи и знаком, которые легко установить в соответствии с расчетными уравнениями и на рис. 1 не указываются. Жирными точками обозначены независимые внешние входы графа, которыми по существу являются исходные данные, необходимые для реализации расчета. Исходные данные проектов электрических машин делятся на две основные группы: постоянные и переменные данные. К постоянным относятся номинальные данные и величины, принятые постоянными для данного проекта, например, марка стали, изоляции и т. д. Переменными являются

исходные данные, которые устанавливаются расчетчиком достаточно произвольно и затем корректируются в процессе расчета, например, конструктивные размеры и обмоточные данные. Переменные исходные данные могут варьироваться двояко: непрерывным образом (конструктивные размеры) и дискретным образом (обмоточные данные). При аналоговом моделировании варьируемые данные вводятся в виде напряжений, а постоянные — с помощью потенциометрических коэффициентов, причем, чем больше варьируемых данных, тем сложнее и объемнее функциональная схема модели. Поэтому, учитывая специфику дискретно варьируемых данных, последние целесообразнее также отнести формально к постоянным входам и их изменение осуществлять переменной потенциометрических коэффициентов. На рис. 1 все постоянные входы как действительные, так и формально принятые обозначаются буквой p . В качестве переменных входов взяты полюсное деление t , активная длина l , относительный зазор δ^* , высота зубца h_p , ширина паза b_p , высота ярма якоря h_a , полюсное перекрытие α , ширина сердечника полюса b_m , высота сердечника полюса h_m .

Выходами графа приняты полученные в результате расчета величины, по значениям которых производится критическая оценка проекта. Выходные величины на рис. 1 обведены двойным кружком и моделируются в виде напряжений. Поэтому для упрощения модели желательно установить минимальное количество выходов. В рассматриваемом случае в качестве выходных приняты относительные индуктивные сопротивления x_s^* , x_{ad}^* , x_{aq}^* , поток в воздушном зазоре Φ_δ , индукции в различных участ-

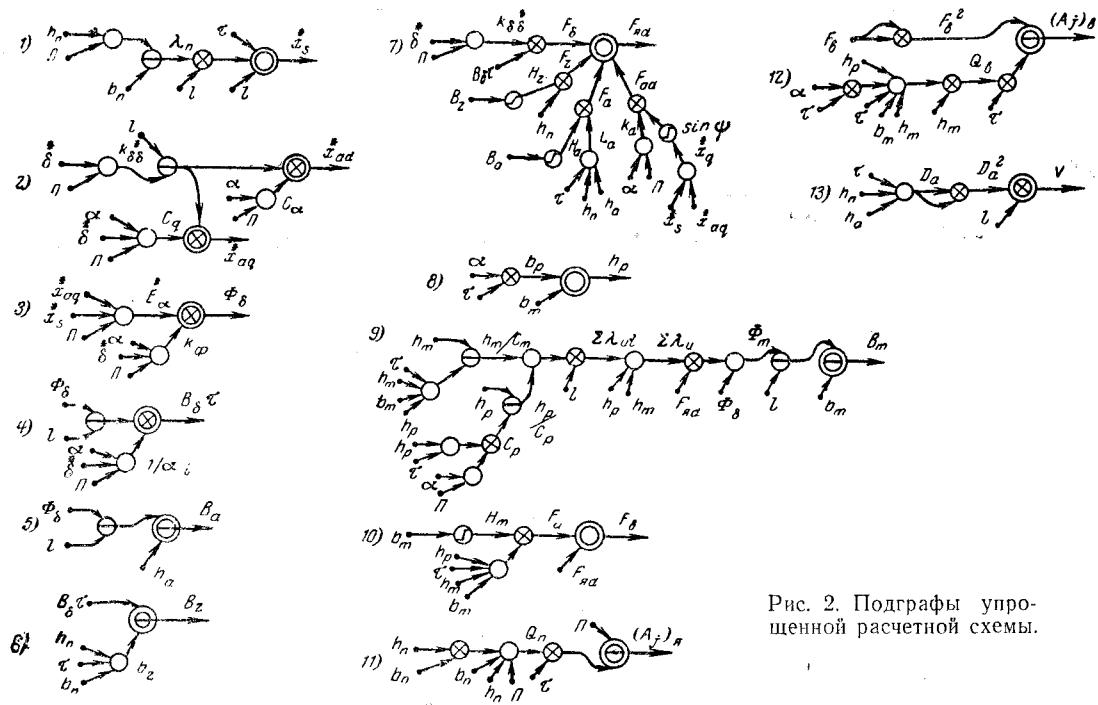


Рис. 2. Подграфы упрощенной расчетной схемы.

стках магнитопровода b_δ , b_z , b_a , B_m , н. с. F_{rd} и F_b , высота полюсного наконечника h_p , активный объем V , произведения линейных нагрузок на плотность тока в якоре $(A_j)_a$ и индукторе $(A_j)_b$. Величины x_s^* , x_{ad}^* , x_{aq}^* являются достаточными для расчета параметров и построения векторной диаграммы без учета активного сопротивления якоря. Величины Φ_δ , B_δ , B_z , B_a , B_m достаточны для оценки магнитного состояния проекта (предполагается, что индукции в полюсном сердечнике и ярме индуктора равны).

Высота h_p вместе с входными переменными величинами позволяет оценить основные конструктивные размеры проекта. Объем V характеризует косвенно габариты и вес, а произведения $(A_j)_a$ и $(A_j)_b$ косвенно характеризуют тепловые нагрузки. Таким образом, все основные результаты электромагнитного расчета (расчет геометрии, параметров и векторной диаграммы, магнитной цепи), а также основные показатели качества могут быть легко зафиксированы.

Граф на рис. 1 включает следующее общее количество операций: алгебраического сложения — 31, умножения — 20, деления — 16, кусочной линеаризации — 4, итого — 71. Такой объемный граф при наличии многоконтурных связей между узлами достаточно трудно поддается анализу. Поэтому желательно граф разбить на ряд более простых и не связанных друг с другом подграфов, каждый из которых можно анализировать в отдельности. Такая возможность достигается, если выходные величины также рассматривать в виде переменных входов по отношению к узлам, к которым сходятся ветви от выходных величин. Очевидно, наибольшее число подграфов, на которые таким образом можно разбить граф, равно числу выходных величин графа. Изучая каждый подграф отдельно и используя правила линейной теории графов к линейным отрезкам, можно уменьшить число элементарных операций. На рис. 2 приведены 13 подграфов, на которые

удобно разбить граф на рис. 1. При этом общее число операций уменьшено до следующей пропорции: алгебраического сложения — 25, умножения — 22, деления — 11, кусочной линеаризации — 4, итого — 62. Операции деления уменьшены за счет некоторого увеличения операций умножения, что более удобно при аналоговом моделировании. Общее число операций уменьшилось более чем на 10%. В подграфах на рис. 2 выходная величина B_δ заменена произведением $B_\delta \tau$, которое фигурирует в дальнейшем процессе расчета и приводит к ликвидации двух операций умножения и деления. Последовательные одноцепочные соединения узлов сложения заменены одним узлом. Кроме того, несколько изменен порядок операций по сравнению с исходным графом.

Пользуясь подграфами, можно по частям разработать функциональную схему модели расчетной схемы.

Структура моделирования расчетных характеристик также достаточно просто устанавливается из анализа подграфов. Для примера рассмотрим характеристики холостого хода и регулировочную. Первая из них, как известно, представляется функциональной связью

$$u(i_b) \text{ при } I=0; n=\text{const}. \quad (12)$$

При этом напряжение эквивалентно расчетной э. д. с. Вместо тока возбуждения в подграфе 10 фигурирует н. с. F_b , которая при неизменных конструктивных размерах является функцией

$$F_b(B_m, F_{\text{rd}}). \quad (13)$$

Далее с помощью подграфов 9 и 7 и с учетом равенства тока нулю устанавливается, что

$$B_m = B_m(\Phi_\delta, F_{\text{rd}}); \quad (14)$$

$$F_{\text{rd}} = F_{\text{rd}}(B_\delta, B_z, B_a). \quad (15)$$

Подграфы 4, 5 и 6 показывают, что

$$B_z = B_z(B_i); \quad (16)$$

$$B_a = B_a(\Phi_\delta); \quad (17)$$

$$B_\delta = B_\delta(\Phi_\delta). \quad (18)$$

Из подграфа 3 видно, что величина Φ_δ прямо пропорциональна расчетной э. д. с. $E^* d$. Учитывая это и исключая зависимые переменные в выражениях (13)–(18), получаем:

$$F_v = F_v(E^* d). \quad (19)$$

Таким образом, с учетом направленности информации на графике вместо (12) можно моделировать (19). Для этого необходимо все переменные входы поддерживать на постоянном уровне и разорвать ветви, направленные к $E^* d$. Тогда величина F_v будет следить за изменением $E^* d$ в соответствии с (19).

Регулировочная характеристика обычно представляет функцию

$$i_b(I_h) \text{ при } U=\text{const}; n=\text{const}; \cos\varphi=\text{const}. \quad (20)$$

Вместо i_b по-прежнему рассматривается н. с. F_v , которая выражена функцией (13). Функциональные связи (14), (16)–(18) сохраняют свою силу и в данном случае, а вместо (15) имеем

$$F_{nd} = F_{nd}(B_\delta, B_z, B_a, x_s^*, x_{aq}^*). \quad (21)$$

Подграф 3 показывает, что

$$\Phi_\delta = \Phi_\delta(x_s^*, x_{aq}^*). \quad (22)$$

Исключая зависимые переменные в указанных функциях, получаем:

$$F_v = F_v(x_s^*, x_{aq}^*). \quad (23)$$

С помощью векторной диаграммы легко показать, что при постоянных значениях напряжения и коэффициента нагрузки $\cos\varphi$ варьирование тока эквивалентно варьированию параметров. Таким образом, вместо (20) можно моделировать (23). Для этого необходимо все переменные входы поддерживать на постоянном уровне и разорвать ветви, направленные к x_s^* и x_{aq}^* . Для пропорционального изменения последних необходимо дополнительно

установить один независимый вход для питания узлов x_s^* и x_{aq}^* . Он же по существу будет эквивалентом тока нагрузки I_h . Тогда величина F_v будет «следить» за изменением дополнительного входа в соответствии с равенством

$$F_v = F_v(I_h^*). \quad (24)$$

Изложенное показывает, что существуют реальные возможности для аналогового моделирования расчетных схем и расчетных характеристик электрических машин. Авторы разработали аналоговую модель для электромагнитного расчета синхронных генераторов повышенной частоты на базе моделирующей установки ЭМУ-10. Эта модель позволяет получить расчетные данные проекта по заданным исходным данным (скорость расчета практически определяется скоростью ввода исходных данных); снимать рабочие характеристики как по точкам, так и в виде непрерывных кривых; легко и просто исследовать влияние отдельных размеров и данных проекта на параметры и характеристики генератора; осуществить оптимизацию варьированием переменных параметров проекта либо вручную, либо с помощью автоматических оптимизаторов. Для работы с моделью не требуется присутствия программиста — переводчика. Внедрение подобных моделей в практику инженерного проектирования позволит резко повысить качество проектов и производительность труда, освободив инженера-проектировщика от большого объема механической вычислительной работы.

Функциональная схема модели, анализ ее работы и вопросы оптимизации будут опубликованы отдельно.

Литература

1. Налимов В. В. и Чернова Н. А., Статистические методы планирования экстремальных экспериментов, изд-во «Наука», 1965.
2. Сорокер Т. Г. и Горжеевский И. И., Расчет магнитных полей в зазоре явнополюсной синхронной машины, «Электричество», 1952, № 6.
3. Salv G., Berechnung der Impedanzen von Drehfeldmaschinen für die gleichungen der Zweiachsentheorie, Elektrotechnik und Maschinenbau, 1963, № 4.
4. Робиши Л., Бувар и Робер Ж., Направленные графы и их приложение к электрическим цепям и машинам, изд-во «Энергия», 1964.

[4.4.1967]



Новый способ определения скорости вращения синхронных машин при самоторможении

В. Б. КОВАЛЕНКО

Ленинград

Введение. Опыты самоторможения являются основным, а в ряде случаев единственно возможным методом определения потерь синхронных машин.

Потери при самоторможении определяются по формуле

$$P = \left(\frac{\pi}{60}\right)^2 GD^2 n \frac{dn}{dt}, \text{ вт,} \quad (1)$$

где GD^2 — маховой момент ротора машины, кгм^2 ; n — скорость вращения, $\text{об}/\text{мин}$.

Существующие способы измерения скорости вращения электрических машин в режиме самоторможения используют различного рода тахометры, тахогенераторы и секундомеры с координированной во времени записью показаний всех приборов вручную либо путем осциллографирования, покадровой фотосъемки или киносъемки.

Необходимость в специальном датчике скорости вращения, механически соединенном с испытуемой машиной, осложняет опыт и служит источником погрешности.

Во время опыта необходимо вести согласованные отсчеты непрерывно изменяющихся показаний приборов через 5—10 сек, что снижает точность измерения и требует неоднократного повторения опыта. Поэтому ГОСТ 10169-62 предписывает каждый опыт самоторможения проводить трижды и результат находить как среднее арифметическое.

Предложен ряд методов, повышающих точность измерения. Например, фото- и киносъемка показаний приборов, компенсация части напряжения тахогенератора аккумуляторной батареей, использование различных схем с одним или двумя электросекундомерами и фотосъемкой их показаний и др. [Л. 1 и 2].

Эти методы в большей или меньшей степени усложняют опыт, требуют специальной аппаратуры и не отличаются универсальностью, так как в отдельных случаях их применение затруднительно.

В статье рассматривается способ, который позволяет повысить точность измерения скорости вращения синхронных машин при самоторможении и существенно упрощает процедуру опыта.

Описание способа. Способ основан на измерении с помощью осциллографирования периодов биений, создаваемых двумя синусоидальными сигналами близких частот. Один из сигналов имеет частоту питающей сети, другой — частоту вращения испытуемой машины [Л. 3].

Сигналами частоты вращения в зависимости от режима самоторможения служат:

при холостом ходе без возбуждения — остаточное напряжение на обмотке статора испытуемой машины;

при холостом ходе с возбуждением — напряжение холостого хода;

при коротком замыкании — ток обмотки статора.

Эти сигналы снимаются со вторичных обмоток измерительных трансформаторов напряжения или тока.

На рис. 1,а представлена схема измерения скорости вращения при самоторможении в режиме холостого хода без возбуждения и с возбуждением.

Обмотка статора испытуемой машины 1 питается в общем случае от источника регулируемой частоты. Во вторичную обмотку измерительного трансформатора напряжения 2 последовательно с регулируемым источником напряжения сетевой частоты 3 и выключателем 4 включен шлейф 5 магнитоэлектрического осциллографа с добавочным сопротивлением 6.

При самоторможении в режиме короткого замыкания схема измерения (рис. 1,б) отличается от предыдущей тем, что сигнал частоты вращения снижается с регулируемого сопротивления 7, включенного во вторичную обмотку измерительного трансформатора тока 8.

При вращении машины со скоростью, близкой к синхронной, в цепи шлейфа будет протекать ток, представляющий собой сумму двух синусоидальных токов. Если амплитуды этих токов равны между собой, то результирующий ток определяется из выражения:

$$i = i_1 + i_2 = I_m (\sin \omega_1 t + \sin \omega_2 t) = \\ = 2I_m \cos \frac{\omega_1 - \omega_2}{2} t \sin \frac{\omega_1 + \omega_2}{2} t. \quad (2)$$

Если частоты ω_1 и ω_2 близки между собой по величине, то кривую тока i можно рассматривать [Л. 4] как синусоиду с угловой частотой $\frac{\omega_1 + \omega_2}{2}$, амплитуда которой изменяется сравнительно медленно по закону $2I_m \left| \cos \frac{\omega_1 - \omega_2}{2} t \right|$.

Частота биений f_b определяется числом максимумов огибающей кривой в единицу времени. Период биений равен:

$$T_b = \frac{1}{f_b} = \frac{\pi}{\left| \frac{\omega_1 - \omega_2}{2} \right|} \frac{1}{|f_1 - f_2|}, \text{ сек.} \quad (3)$$

Если известны период биений и одна из частот (f_1), то другую частоту (f_2) можно найти, используя выражение

$$f_2 = f_1 \pm \frac{1}{T_b}, \text{ гц.} \quad (4)$$

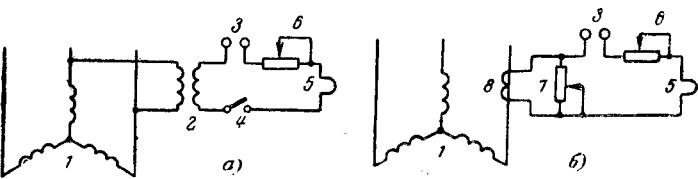


Рис. 1.

Приведенные соотношения соответствуют случаю, когда обе частоты постоянны и близки по величине. При выбеге, когда одна из частот монотонно изменяется, период биений также непрерывно изменяется, однако соотношения (3) и (4) справедливы для среднего значения частоты за каждый период биений.

Пусть f_1 — частота питающей сети, которую будем считать неизменной в течение выбега и обозначать f_c ;

f_2 — частота вращения испытуемой машины.

Выразим частоты через скорости вращения:

$$f_c = \frac{pn_c}{60}; f_2 = \frac{pn}{60},$$

где n_c — синхронная скорость вращения, об/мин;

n — средняя за рассматриваемый период биений скорость вращения машины при самоторможении, об/мин;

p — число пар полюсов испытуемой машины.

Периоды биений удобно измерять в периодах частоты сети T_c :

$$T_b = k T_c.$$

Подставляя в (4) выражения для частот и периода биений, после простых преобразований получаем:

$$n = n_c \left(1 \pm \frac{1}{k} \right). \quad (5)$$

Плюс в (5) соответствует сверхсинхронной скорости вращения, минус — подсинхронной.

Методика проведения эксперимента. Выбег при холостом ходе без возбуждения. Перед опытом необходимо измерить величину остаточного напряжения статорной обмотки испытуемой машины при номинальной скорости вращения и разомкнутой обмотке возбуждения.

Это напряжение, измеряемое на зажимах вторичной обмотки трансформатора напряжения, не зависит от величины номинального напряжения машины и для крупных синхронных двигателей равно $0,8 \div 1,2$ в.

Измерения рекомендуется проводить прибором с большим внутренним сопротивлением, например, тестером или ламповым вольтметром.

При неподвижной и отключенной машине на зажимах источника напряжения частоты сети 3 (рис. 1, а) устанавливается напряжение, равное измеренному остаточному напряжению. Затем включается выключатель 4 и на экране осциллографа реостатом 6 устанавливается размах отклонений светового луча шлейфа. Следует учитывать, что при записи выбега максимальный размах удвоится.

Выключатель 4 отключается, и машина разгоняется до скорости, превышающей синхронную на $5 \div 10\%$. После отключения машины от источника питания и начала свободного выбега с разомкнутой обмоткой возбуждения включаются выключатель 4 и мотор осциллографа. Моменты включения и отключения съемки контролируются по экрану осциллографа. По мере приближения к синхронной скорости частота биений уменьшается, а после перехода через синхронную скорость начинает снова возрастать.

Достаточно записать 2—3 биения при сверхсинхронной скорости и столько же при подсинхронной. Одновременно на осциллограмму записывается сигнал частоты сети, служащий отметчиком времени. Частота сети принимается равной номинальной, либо измеренной непосредственно перед опытом. Стабильность частоты современных энергосистем позволяет считать ее неизменной во время снятия осциллограммы.

Скорость движения светочувствительной бумаги $10 \div 15$ см/сек.

При проведении этого опыта нужно иметь в виду, что ошибочные манипуляции с выключателем 4 могут привести к повреждению шлейфа, так как до отключения машины от источника питания и гашения поля напряжение в измерительной схеме примерно в 100 раз превосходит напряжение настройки шлейфа.

Выбег при холостом ходе с возбуждением. Этот способ самоторможения проводится по той же схеме, что и предыдущий. Напряжение источника 3 в этом случае должно быть равно номинальному линейному напряжению машины, деленному на коэффициент трансформации измерительного трансформатора напряжения. Соответственно увеличивается сопротивление 6 в цепи шлейфа. Схема настраивается при работающей машине и включенном выключателе 4, что позволяет корректировать настройку по экрану осциллографа.

Выбег при коротком замыкании. Операции по настройке измерительной схемы (рис. 1, б) зависят от условий проведения опыта.

Если испытуемая машина приводится во вращение вспомогательным двигателем или собственным возбудителем, мощность которого не менее потерь короткого замыкания, то в цепи короткозамкнутой статорной обмотки устанавливается требуемое значение тока (обычно номинальное) и по экрану осциллографа ведется регулирование на равенство амплитуд напряжений, снимаемых с сопротивления 7 и от источника 3. Сопротивление 7 выбирают исходя из допустимой нагрузки данного трансформатора тока 8; обычно оно не превосходит $1,0 \div 1,2$ ома. Настройку нужно производить при скорости вращения машины, близкой к синхронной, когда частота биений мала. Регулированием напряжения источника 3 добиваются нулевого отклонения луча шлейфа в моменты, когда сигналы находятся в противофазе. Максимальное отклонение регулируется сопротивлением 6.

Если же машина приводится во вращение от источника электрической энергии и, кроме того, требуемый ток нельзя установить до отключения машины и закорачивания обмотки статора, то схема настраивается описанным выше способом при наибольшем возможном токе статора.

Затем сопротивление 7 уменьшают пропорционально отношению тока статора при настройке к току короткого замыкания. Настройка схемы на этом заканчивается.

В остальном опыт самоторможения проводится в соответствии с общепринятыми правилами, а запись на осциллограмму — аналогично предыдущим опытом.

Обработка экспериментальных данных. Осцилограммы выбегов подвергаются обработке, которая заключается в определении числа периодов частоты сети, укладывающихся в каждый период биений.

Период биений следует измерять между соседними узлами, т. е. точками, где амплитуда колебаний близка к нулю. Неравенство амплитуд слагаемых сигналов вследствие неудовлетворительной настройки измерительной схемы снижает точность разметки осциллографа.

Типичная осциллографическая запись выбега с вышесинхронной скоростью («симметричный» выбег) представлена на рис. 2. Для сравнения на осциллографе записана также кривая напряжения тахогенератора $v_{tx} = n$.

Вычисленные по формуле (5) значения скорости вращения относятся к серединам соответствующих периодов биений. Это справедливо при допущении, что ускорение в пределах каждого периода биений постоянно.

Интервал, соответствующий переходу через синхронную скорость, может иметь различную форму огибающей в зависимости от взаимного положения векторов обоих сигналов в момент равенства их скоростей вращения. Скорость в середине этого интервала равна синхронной с учетом допущения, упомянутого выше.

Обычно найденная из опыта самоторможения зависимость $n = f(t)$ служит лишь средством для определения производной $\frac{dn}{dt}$ в точке $n = n_c$.

Для этой цели при построениях и расчетах лучше оперировать не абсолютной скоростью вращения n , а относительной, которая непосредственно получается из опыта:

$$\Delta n = n - n_c = \pm \frac{n_c}{k}, \text{ об/мин.} \quad (5a)$$

Производную $\frac{dn}{dt}$ можно определить по результатам опыта графически либо аналитически.

При графическом методе на миллиметровой бумаге строится график функции $\Delta n = f(t)$. Достаточно взять по одному значению относительной скорости вращения до и после синхронной скорости, в середине среднего интервала относительная скорость вращения равна нулю.

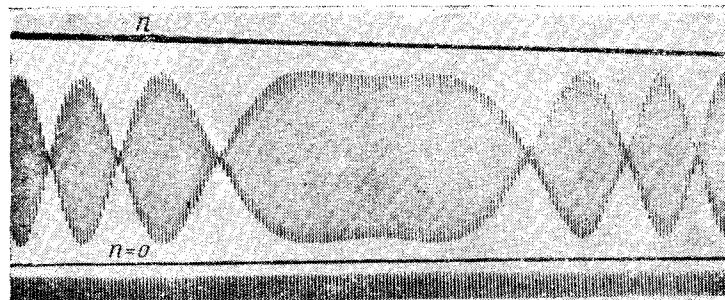


Рис. 2.

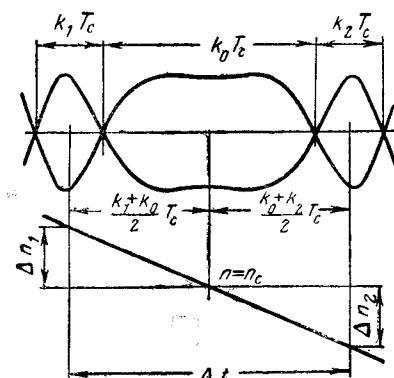


Рис. 3.

Полученные три точки, как правило, точно укладываются на прямую линию.

Тангенс угла наклона этой прямой к оси абсцисс, умноженный на масштабный коэффициент, представляет собой искомую производную.

При выбеге с синхронной скоростью «несимметричный» выбег нужно взять не менее трех первых периодов биений.

Преимуществом графического метода является наглядность, однако он требует дополнительных построений и вносит неизбежную при этом погрешность.

Аналитический метод позволяет непосредственно определять производную без промежуточного вычисления скорости вращения.

Пусть k_1, k_0, k_2 — числа периодов частоты сети соответственно в первом сверхсинхронном периоде биений, в среднем интервале и в первом подсинхронном периоде осциллографа симметричного выбега (рис. 3). На рис. 3 Δn_1 и Δn_2 — средние значения относительной скорости вращения за соответствующие периоды биений.

При допущении постоянства ускорения в интервале Δt это ускорение (производная) определяется из выражения:

$$\begin{aligned} \frac{dn}{dt} &= \frac{\Delta n_2 - \Delta n_1}{\Delta t} = \frac{-\frac{n_c}{k_1} - \frac{n_c}{k_2}}{\left(\frac{k_1 + k_2}{2} + k_0\right) T_c} = \\ &= -\frac{2f_c n_c (k_1 + k_2)}{k_1 k_2 (k_1 + k_2 + 2k_0)}. \end{aligned} \quad (6)$$

При несимметричном выбеге значение производной для любых двух смежных периодов биений i и $i+1$ вычисляется аналогично:

$$\begin{aligned} \frac{dn}{dt} &= \frac{\Delta n_{i+1} - \Delta n_i}{T_c (k_i + k_{i+1})} = \\ &= \frac{2f_c \left(-\frac{n_c}{k_{i+1}} + \frac{n_c}{k_i} \right)}{k_i k_{i+1} (k_i + k_{i+1})} = -\frac{2f_c n_c (k_i - k_{i+1})}{k_i k_{i+1} (k_i + k_{i+1})}. \end{aligned} \quad (7)$$

Анализ погрешности измерения. В опытах самоторможения погрешность скорости вращения и погрешность производной различны.

Если производная находится как отношение конечных приращений скорости вращения и времени, то связь между относительной погрешностью скорости вращения δ и максимальной относительной погрешностью производной γ можно установить, пренебрегая погрешностью измерения времени, следующим образом:

$$\gamma = \frac{\frac{n'_2 - n'_1}{\Delta t} - \frac{n_2 - n_1}{\Delta t}}{\frac{n_2 - n_1}{\Delta t}} 100 = \pm |\delta| \frac{n_2 + n_1}{n_2 - n_1}, \quad (8)$$

где n_1, n_2 — истинные значения, а n'_1, n'_2 — измеренные значения скорости вращения, об/мин, причем $n'_2 = n_2 \left(1 \pm \frac{|\delta|}{100}\right)$; $n'_1 = n_1 \left(1 \mp \frac{|\delta|}{100}\right)$, так как погрешность производной при прочих равных условиях максимальна по абсолютной величине, если относительные погрешности измерения n_2 и n_1 противоположны по знаку.

Если в опыте измеряется относительная скорость вращения $\Delta n = n - n_c$ с относительной погрешностью ε , то при одинаковых знаках Δn_1 и Δn_2 в данном интервале времени Δt по аналогии с выражением (8) получаем:

$$\gamma = \pm |\varepsilon| \frac{\Delta n_2 + \Delta n_1}{\Delta n_2 - \Delta n_1}, \quad (9)$$

В правых частях формул (8) и (9) выражения при (δ) и (ε) представляют собой коэффициенты возрастания погрешности производной при неблагоприятных соотношениях знаков погрешностей двух измерений скорости вращения.

Если Δn_1 и Δn_2 противоположны по знаку, то максимальная погрешность производной имеет место при одинаковых знаках относительных погрешностей Δn_1 и Δn_2 . При этих условиях получаем:

$$\gamma = \varepsilon. \quad (10)$$

Сопоставляя выражения (8) — (10), легко установить, что

$$\left| \frac{n_2 + n_1}{n_2 - n_1} \right| \gg \left| \frac{\Delta n_2 + \Delta n_1}{\Delta n_2 - \Delta n_1} \right| > 1.$$

Эксперимент дает относительную скорость вращения, выраженную через параметр k по (5а). Оценим ее возможную погрешность ε .

Пусть абсолютная погрешность определения k из осциллограммы равна σ . Эта величина суть суммарная ошибка разметки осциллограммы и подсчета числа периодов сетевой частоты в каждом периоде биений.

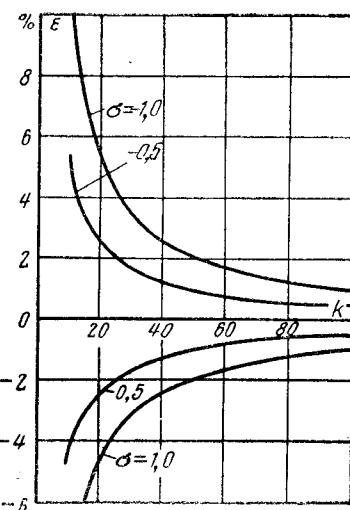


Рис. 4.

Из общего выражения для относительной погрешности получаем:

$$\varepsilon = \frac{\frac{n_c}{k+\sigma} - \frac{n_c}{k}}{\frac{n_c}{k}} 100 = -\frac{100\sigma}{k+\sigma}, \% \quad (11)$$

Зависимость $\varepsilon = f(k, \sigma)$ построена на рис. 4 для значений σ , равных $\pm 0,5$ и $\pm 1,0$. Согласно (10) эти же кривые определяют для симметричного выбега погрешность производной, вычисляемой по формуле (6).

Опыты, проведенные на большом количестве синхронных двигателей разных типов, показывают, что значения k для первого периода биений (k_1) находятся в пределах $25 \div 80$. Это соответствует отклонению от синхронной скорости на $\frac{100}{25 \div 80} = (4,0 \div 1,25)\%$.

При хорошей настройке измерительной схемы и тщательной обработке осциллограммы ошибка σ не превосходит 0,5 по абсолютной величине. Погрешность производной при этих условиях лежит в пределах $(0,63 \div 2,0)\%$. Для машин с относительно большими маховыми массами роторов погрешность будет еще меньше.

Относительную погрешность абсолютной скорости вращения можно найти по общему правилу:

$$\delta = \frac{n' - n}{n} 100 = \frac{\frac{n_c}{k+\sigma} - \frac{n_c}{k}}{\frac{n_c}{k}} 100 = \pm \frac{100\sigma}{(k+\sigma)(k+1)}, \% \quad (12)$$

где верхние знаки относятся к подсинхронной, а нижние — к сверхсинхронной скорости вращения.

Из сопоставления формул (11) и (12) следует, что $|\delta| \ll |\varepsilon|$ при $k \geq 25$.

Выводы. Рассмотренный в данной статье способ измерения скорости вращения синхронных машин при самоторможении обладает рядом преимуществ по сравнению с общепринятыми способами. Наиболее существенные из этих преимуществ:

высокая точность определения скорости вращения и ее производной в узком интервале вблизи синхронной скорости, недоступная большинству других известных способов.

универсальность, обусловленная отсутствием необходимости в каком-либо датчике скорости вращения;

простота техники эксперимента;

отсутствие в экспериментальных данных субъективной погрешности.

Опытная проверка, выполненная в широком мас-

штабе при различных условиях, полностью подтвердила достоинства данного способа измерения. Способ можно рекомендовать для внедрения в практику.

Литература

- Жерве Г. К., Промышленные испытания электрических машин, Госэнергоиздат, 1959.
- Карпов Г. В., Повышение точности экспериментального определения потерь в синхронных машинах, Сборник работ по вопросам электромеханики, изд-во АН СССР, вып. 4, 1960.
- Коваленко В. Б., Способ определения скорости вращения синхронных машин при самоторможении, Описание изобретения № 190978, Бюллетень изобретений, 1967, № 3.
- Круг К. А., Основы электротехники, Госэнергоиздат, 1952.

[26.2.1967]



УДК 621.314.21.017.39.017.7.042.143.001.24

Расчет местных нагревов стержня трансформатора от добавочных потерь

Канд. техн. наук Д. Н. МОРОЗОВ

Москва

Радиальная составляющая потока рассеяния трансформатора, нормальная к плоскости листов крайних пакетов стержня сердечника и немагнитным стяжным пластинам, вызывает в них вихревые токи. В [Л. 1 и 2] показано, что возникающие при этом добавочные потери от вихревых токов относительно невелики, но распределены концентрированно и могут вызвать значительные местные нагревы стержня.*

Аналогичные явления имеют место и в торцевых частях статоров электрических машин, в пакетах-вставках стержневых реакторов (от потоков выпучивания) и т. п.

В статье предлагается инженерная методика расчета максимальных нагревов крайнего пакета стержня и стяжной пластины мощного трансформатора как в опыте короткого замыкания, так и при нагрузке; дано сопоставление результатов расчетов и измерений нагревов стержня при испытаниях трансформаторов.

В настоящее время по условиям охлаждения можно различать два типа конструктивного выполнения крайних пакетов сердечников трансформатора. В первом типе наружная поверхность пакета открыта для охлаждающего масла (прессующие шайбы или короткие плиты или прокладки лишь незначительно закрывают середину поверхности пакета). Во втором — средняя часть пакета по всей длине закрыта стяжной пластиной и изолирована от нее электрокартоном толщиной 3—

4 мм. Наружная поверхность пластины открыта. Ее ширина обычно на 100—140 мм меньше ширины крайнего пакета. В обоих случаях крайний пакет толщиной 10—20 мм может быть отделен от остальных пакетов масляным каналом.

Пакет и пластина находятся в одном и том же поле рассеяния обмоток, эпюра распределения которого вдоль стержня около обоих торцов обмотки обычно имеет вид равнобедренного треугольника. Распределение потерь в пакете во многом аналогично их распределению в пластине [Л. 3]. В отличие от немагнитной пластины пакет обладает анизотропной теплопроводностью, а по глубине пакета потери затухают. Поэтому, решив задачу об установившемся нагреве пакета неравномерно распределенными добавочными потерями, легко получить решение о нагреве немагнитной пластины.

Нагрев прямоугольного пакета. Нагрев пакета найден в [Л. 4] из решения уравнения теплопроводности:

$$\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + k \frac{\partial^2 \vartheta}{\lambda_x \partial z^2} = -\frac{1}{\lambda_x} p(x, y, z), \quad (1)$$

где ϑ — превышение температуры точки пакета над принятой постоянной температурой среды («нагрев»);

$$p(x, y, z) = p_m f(x) \varphi(y) \zeta(z) = p_m \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \frac{y^2}{b^2} e^{-z/b}$$

заданное (в первом квадранте) распределение потерь на единицу объема;

p_m — максимальные удельные потери [Л. 3]. На поверхности пакета это распределение такое же, как показано ниже на рис. 1 *;

$k_\lambda = \lambda_z / \lambda_x$ — отношение теплопроводностей;

δ — эквивалентная глубина проникновения потерь в пакете (в предположении экспоненциального затухания потерь по глубине пакета, определена экспериментально [Л. 1]).

Границными условиями при решении уравнения (1) являются: условия симметрии задачи относительно осей x и y , условия теплоотдачи с четырех поверхностей пакета (при постоянном среднем для каждой поверхности коэффициенте теплоотдачи) и допущение о равенстве нулю изменения температуры по длине пакета на линиях $x = \pm a$, где потери равны нулю.

Пять из шести условий достаточно точно отражают сущность происходящих физических процессов. Последнее условие, которое по существу пренебрегает оттоком тепла в ту часть пакета, где потерь нет, позволяет несколько упростить получение решения. Оно вполне допустимо не только для пакета, но и для пластины.

Выражения, определяющие нагрев любой точки пакета, имеют вид:

$$\vartheta(x, y, z) = \frac{p_m \delta}{\alpha} N(x, y, z) = \frac{p_m}{\alpha} M(x, y, z), \quad (2)$$

$$M(x, y, z) = \delta N(x, y, z), \quad (3)$$

где $N(x, y, z)$ — безразмерная функция (расчетный коэффициент), характеризующая уменьшение нагрева в точке (x, y, z) пакета вследствие теплопередачи по пакету при заданных его размерах, распределении потерь и тепловых параметрах.

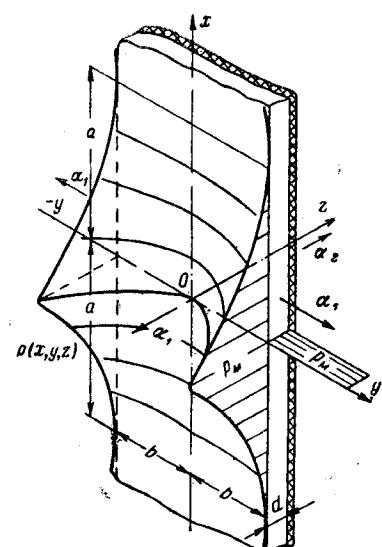
Значения N или M для точек максимального нагрева будем писать без индексов.

Расчетные формулы $N(x, y, z)$ или M — сложные; для пакетов они даны в [Л. 4]. Расчеты по ним сделаны на ЭЦВМ. Распределение температуры по длине и ширине пакета аналогично показанному ниже, на рис. 2: температурное поле пакета приблизительно соответствует полю потерь. Максимальный нагрев ϑ_m вследствие симметрии задачи находится на линии $x=0$, проходящей через точки максимальных удельных потерь на наружной стороне пакета на расстоянии от края, равном 0,05 от полуширины пакета. Этот максимум температуры лишь на 1—3% больше температуры на краях пакета (при $a=\text{const}$).

На боковых сторонах нагрев на расстоянии $z = (3 \div 4)\delta$ снижается до $0,25\vartheta_m$. Значения N вычислены для ряда практически встречающихся факторов и построены в виде графиков.

Отметим еще из [Л. 4], что с ростом толщины пакета d влияние на величину ϑ_m второй (задней)

* Точнее — $f(x)$ не парабола, а заменяющая ее (три члена разложения в ряд Фурье) кривая $p(x)$ на рис. 2 — более близкая к действительной кривой $p(x)$ [Л. 3].



поверхности быстро падает. При $d/\delta > 5$ пакет принимается «бесконечно-толстым», что упрощает формулу расчета $N(0, b, 0)$.

Нагрев немагнитной пластины. Распределение потерь в пластине показано на рис. 1. Рассматривая условия теплоотдачи от пластины в окружающую среду, можно принять, что тепло отводится только через наружную и боковые поверхности. Через вторую поверхность, закрытую картоном, тепло к пакету не идет, так как тепловое сопротивление промасленного картона толщиной 3—4 мм ($\lambda = 0,25 \text{ вт}/\text{м}\cdot\text{град}$) почти в 20 раз больше сопротивления пластины толщиной 10 мм из нержавеющей стали. Кроме того, пакет под пластиной нагрев аналогичными потерями от вихревых токов.

Границные условия, входящие в решение уравнения теплопроводности, для пакета и пластины принципиально одинаковы: теплоотдача с наружных и боковых поверхностей пластины равна плотности тепловых потоков, подходящих к этим поверхностям; решение симметрично относительно осей x и y ; на поверхности, на линиях $x = \pm a$, где потери равны нулю, изменение температуры по длине пластины принимаем равным нулю. Это условие вполне приемлемо для нахождения максимальной температуры пластины. Сравнение решений аналогичной одномерной задачи ($\varphi(y) = 1$, когда тепловой поток в направлении оси x даже больше, чем в рассматриваемой задаче) без учета и с учетом оттока тепла, дало полное совпадение результатов расчета ϑ_m в точке $x=0$ для 10-миллиметровой пластины, охлаждаемой маслом, а для пластины, охлаждаемой воздухом, это условие приводит к завышению результата всего на 0,5%.

Учитывая отличия некоторых условий пластины от пакета (охлаждение, распределение потерь по

толщине и изотропность теплопроводности), полагаем в решении [Л. 4, формула (11)] $a_2=0$, $\delta \rightarrow \infty$, $k_\lambda = 1$. Проделав необходимые математические преобразования, получим выражение для функции $M(0, y, 0)$, характеризующей распределение нагрева наружной поверхности пластины вдоль оси y , где следует ожидать максимумы:

$$M(0, y, 0) = bBi_y \sum_{m=1}^{\infty} \psi_m \cos \mu_m y/b \times \\ \times \sum_{n=0}^{2} \frac{\eta_n}{\rho_{mn}^2 + \rho_{mn} Bi_y \operatorname{ctg} \mu_m \rho_{mn}}, \quad (4)$$

где $Bi_y = \frac{\alpha_y b}{\lambda_y}$ — безразмерный „критерий Био“;

$\mu_m = f(Bi_y)$ — корни уравнения $\operatorname{ctg} \mu = \frac{\mu}{Bi_y}$ (даны в [Л. 6, стр. 155]);

ψ_m — коэффициенты разложения $\varphi(y)$ в ряд по $\cos \mu_m y/b$:

$$\psi_m = \frac{2 \sin \mu_m (\mu_m^2 + 2\mu_m \operatorname{ctg} \mu_m - 2)}{\mu_m^2 (\mu_m + \sin \mu_m \cos \mu_m)} \quad (\text{приведено})$$

на в [Л. 4], умноженной на $\cos \mu_m$);

η_n — коэффициенты разложения $f(x)$ в ряд Фурье по $\cos \pi x/a$:

$$\eta_0 = 0,374, \eta_1 = 0,495, \eta_2 = 0,131;$$

$$\rho_{mn}^2 = \mu_m^2 + n^2 \pi^2 b^2 / a^2; x = d/b.$$

Члены ряда с возрастанием m быстро затухают, поэтому достаточно ограничиться четырьмя членами.

Несколько сложнее формула для расчета $M(0, y, d)$ — превышения температуры внутренней поверхности. Ее исследование показало, что максимальный перепад температур по толщине пластины ($\Theta_{z=d} - \Theta_{z=0}$) зависит от величины „критерия Био“

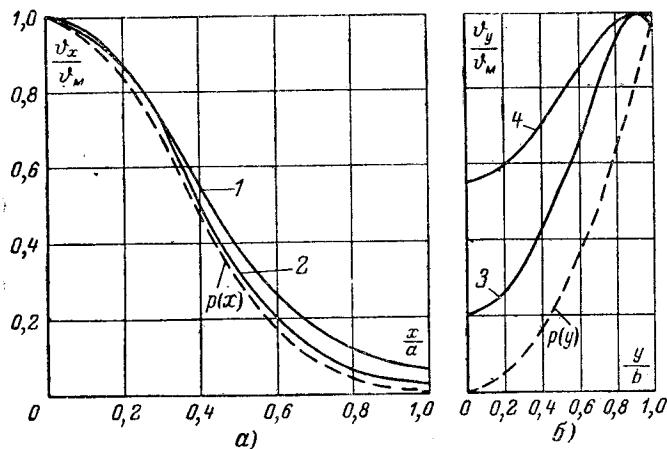


Рис. 2. Распределение температуры по поверхности пластины вдоль края (а) и по ширине (б) при $b=16$ см, $b/a=0,6$, $d=(0,8-2)$ см.

В масле: 1 — $d=2$ см; 2 — $d=0,8$ см; 3 — $d=1,2$ см; 4 — в воздухе, $d=1,2$ см.

Пунктирные кривые — распределение потерь.

по оси z : $Bi_z = ad/\lambda$. При Bi_z до 0,20 достаточно точна аппроксимация:

$$\Theta_{z=d} : \Theta_{z=0} = 1 + 0,45 Bi_z = k_d. \quad (5)$$

В частности, при охлаждении в воздухе даже относительно толстой 12-миллиметровой пластины ($Bi_z = 0,01$) максимальная температура на внутренней (закрытой) поверхности всего на 0,5% больше, чем на внешней; в масле же $k_d = 1,05$.

Распределение температуры вдоль края пластины такое же, как и в пакете. При хорошем охлаждении (большое Bi_z) местные максимальные нагревы поверхности пластины носят локальный характер (рис. 2).

В очень узких пластинах (порядка 70 мм) температура по ширине пластины благодаря теплопроводности мало изменяется, тогда как для широких (300 мм) пластин изменение температуры по ширине получается значительным. При охлаждении воздухом выравнивание температур заметно и на широких пластинах.

Максимум температуры пластины, охлаждаемой маслом, находится в точке $y=0,9$ в. Он на 5—7% превышает температуру на краю пластины.

Расчеты наибольших значений M по формуле (4) для пластины, так же как по соответствующим формулам [Л. 4] для пакета выполнены на ЭЦВМ для ряда практических соотношений размеров и тепловых параметров.

Принятые параметры и размеры пластин и пакетов. Средний коэффициент теплоотдачи с открытой поверхности в трансформаторном масле принимаем равным $a_0 = 100 \text{ вт}/\text{м}^2 \cdot \text{град}$ [Л. 5]; в воздухе $a_0 = 14$. Коэффициент теплопроводности немагнитной (нержавеющей) стали 1Х18Н9Т $\lambda_x = 16 \text{ вт}/\text{м} \cdot \text{град}$, а для трансформаторной стали с лаковой изоляцией $\lambda_x = 20 \text{ вт}/\text{м} \cdot \text{град}$, $\lambda_z = 1,67$; таким образом $k_\lambda = 1/12$.

Размеры пластин: ширина до 300—350 мм, толщина от 8 до 16 мм. Размеры крайних пакетов: ширина до 400 мм, толщина от 10 мм и более. Неравномерность распределения потерь вдоль оси x можно характеризовать отношением b/a от 0 (равномерное) до 1 (практически от 0,2 до 0,6); (размеры b и a — см. на рис. 1). Эквивалентная толщина слоя потерь — до 1 см [см. формулу (11)].

Значения максимального нагрева Θ_M (или M), как показало исследование полученных решений, при заданных постоянных a_0 , λ , k_λ определяются значениями b , d , δ , b/a .

Важно отметить, что довольно значительное отклонение тепловых констант от принятых при вычислении M за номинальные, некритично для значений M . В частности, величины M отличаются от вычисленных при номинальных значениях тепловых параметров (a_0, λ) лишь на $\pm 5\%$: при отклонении коэффициента теплоотдачи в случае пластины на $(-34 \dots +25\%)$ от a_0 , а в случае пакета на $\mp 20\%$ от $a_0 = 100 \text{ вт}/\text{м}^2 \cdot \text{град}$; при изменениях коэффициента теплопроводности на $\mp 33\%$ для пластин и при изменении $\lambda_x/\lambda_z = 12 \pm 6$ — для пакетов.

Это важно для построения инженерной методики расчета максимальных местных нагревов, в которой используются графики зависимости M от

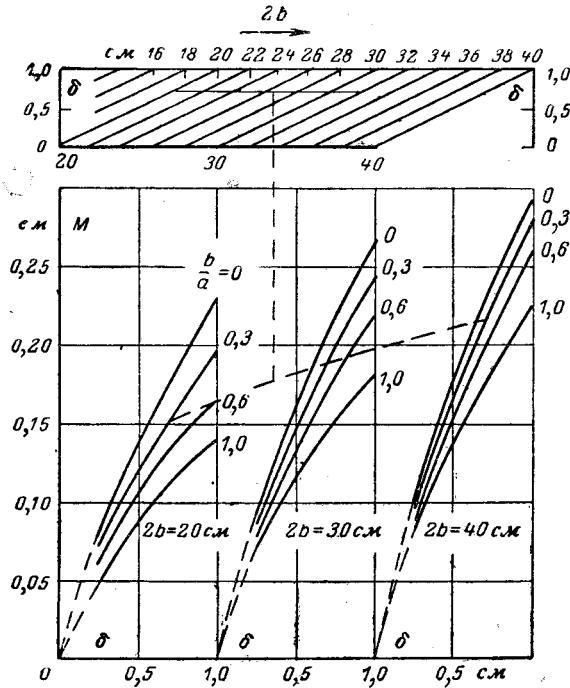


Рис. 3. Графики $M(\delta, b, b/a)$ для крайнего пакета стержня масляного трансформатора, не отделенного каналом от остальных пакетов; $\alpha=100 \text{ вт}/\text{м}^2 \cdot \text{град}$.

нескольких основных размеров ($\delta, d, 2b, b/a$) при постоянных тепловых параметрах.

На рис. 3 приведены графики для определения M при расчете нагрева толстого ($d > 20 \text{ мм}$) пакета шириной от 20 до 40 см при b/a от 0 до 1 и δ от 0,25 до 1 см. Чтобы найти M для пакетов шириной $20 < 2b < 30$ и $30 < 2b < 40$ см, графики $M(\delta)$ при $2b=\text{const}$ расположены по оси абсцисс так, что точки кривых с одинаковыми значениями δ и b/a отстоят от начала координат (на рис. 3 не показано) на расстояниях, пропорциональных $2b$, т. е. на шкале $2b$ (вверху на рис. 3). При этом каждому значению δ соответствует свое положение шкалы $2b$. Например, чтобы определить значения M для $2b=26 \text{ см}, \delta=0,7 \text{ см}, b/a=0,3$ (пакет не отделен каналом от остальных), нужно: на верхней части рис. 3 найти при $\delta=0,7$ соответствующую шкалу $2b$ (показан ее отрезок от 20 до 30); из точки 26 этой шкалы (т. е. на пересечении ее с наклонной 26) опустить ординату (см. пунктир); отметить на всех трех графиках $M(\delta)$ по точке $\delta=0,7, b/a=0,3$ и соединить их кривой (пунктир). Пересечение ординаты с этой кривой дает искомое значение $M=0,1775$.

Аналогичные графики построены также для пакетов толщиной 10, 15 и 20 мм.

Для немагнитной пластины принимаем $\delta=d$, поэтому для определения M при расчете нагрева пластин (в масле) достаточно одного рис. 4 с зависимостями $M(d, 2b, b/a)$. Для воздушного охлаждения построен другой рисунок. Масштаб по оси абсцисс и число графиков $M(d)$ на рис. 4 взято большим, чем на рис. 3. Поэтому при определении M для промежуточных значений $2b$ от 8 до 40 см (исключая указанные на графиках) достаточно соединить прямой только две соответствующие точки на соседних графиках (см. пунктир на рис. 4).

3*

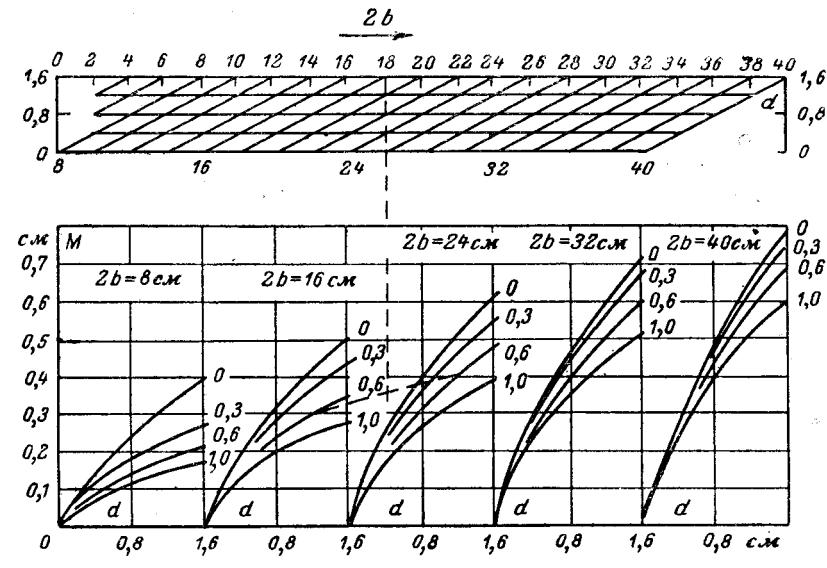


Рис. 4. Графики $M(d, b, b/a)$ для немагнитной стяжной пластины масляного трансформатора; $\alpha_0=100 \text{ вт}/\text{м}^2 \cdot \text{град}$.

Учет местного изменения коэффициента теплоотдачи от температуры. При неравномерном нагреве пакета (или пластины) формула (2)

$$\vartheta_{1M} = \frac{\rho_m}{\alpha_0} M \quad (2a)$$

дает первое приближение — обычно завышенное значение максимальной разности температур пакета и охлаждающей среды, так как значение α_0 при вычислении M принято одинаковым (средним) для всей поверхности.

Поскольку места небольших потерь и нагревов пакета или пластины в масле весьма локальны, можно принять, что в этих областях коэффициент теплоотдачи изменяется по известному [Л. 5] соотношению:

$$\alpha_M = \alpha_0 \left(\frac{\vartheta_M}{\vartheta_0} \right)^{0,25}, \quad (6)$$

где ϑ_0 — разность температур, при которой коэффициент теплоотдачи равен α_0 .

Подставив в формулу (2a) α_M из (6), получим более точное значение местного максимального нагрева открытой поверхности пакета или пластины в масле:

$$\vartheta_M = \vartheta_0^{0,2} \left(\frac{\rho_m M}{\alpha_0} \right)^{0,8}. \quad (7)$$

При этом имеется в виду, что в пределах допустимых в трансформаторе температур значение M при местном изменении коэффициента теплоотдачи в масле почти не меняется. В случаях слишком больших значений нагрева также нецелесообразно делать уточнение M , поскольку нужны конструктивные меры по снижению температуры.

Если принять, что значение α_0 берется, например, при $\vartheta_0=30^\circ \text{ С}$, то расчетную формулу (7) удобно записать в виде

$$\vartheta_M = 78 \left(\frac{\rho_m M}{\alpha_0 100} \right)^{0,8} = 78 \tau^{0,8} \quad (8)$$

и иметь кривую $\tau^{0,8}=f(\tau)$, где $\tau=0,01 \vartheta_{1M}$.

Нагрев пакета и пластины при нагрузке. В [Л. 2] сделаны следующие основные выводы. При нагрузке поток рассеяния и основной поток в крайних пакетах стержня могут иметь встречное или согласное направление в зависимости от положения питающей обмотки по отношению к стержню и характера нагрузки (индуктивная или емкостная). При согласном направлении этих потоков максимальная поперечная составляющая индукции рассеяния около пакета и максимальные удельные потери в пакете уменьшаются, эквивалентная толщина слоя потерь увеличивается, а общие добавочные потери в стержне практически остаются такими же, как в опыте короткого замыкания. При встречном направлении потоков максимальные удельные потери, эквивалентная толщина слоя потерь и общие добавочные потери в стержне практически не изменяются по сравнению с их значениями в опыте короткого замыкания. Расчеты показали, что нагрев, вызванный добавочными потерями, при нагрузке не больше, чем при опыте короткого замыкания. Однако в случае толстых пакетов следует проверить нагрев от потерь в стали p_0 ($\text{вт}/\text{см}^3$), вызванный основным потоком. Средний нагрев поверхности $z=0$ пакета толщиной d (до ближайшего канала) можно определить по [Л. 5], записав решение в следующем виде:

$$\vartheta_z = \frac{W_z}{a_0} = \frac{p_0 0,5d}{a_0} N_z, \quad (9)$$

где

$$N_z = \frac{1}{1+A},$$

$$A = \frac{\left(2 + \frac{a_0 0,5d}{\lambda_z}\right)}{\left(2 + \frac{a_y b}{\lambda_y}\right) \frac{b}{0,5d}} = \frac{\left(2 + Bi_y \frac{0,5d}{k_\lambda b}\right) 0,5d}{(2 + Bi_y)b}, \quad (10)$$

$$Bi_y = a_0 b / \lambda_y, \quad k_\lambda = \lambda_z / \lambda_y.$$

Здесь $a_z = a_y = a_0$ — коэффициент теплоотдачи с поверхностью $z=0$, $z=d$ и соответственно $y=\pm b$;

$2b$ — ширина прямоугольного пакета по сечению, равновеликого ступенчатому, при той же общей толщине между поверхностями охлаждения.

Прибавив $0,01\vartheta_z$ к значению τ в формуле (8) и произведя расчет, получим уточненное значение максимального нагрева края поверхности толстого пакета при нагрузке. Практически тот же результат получается от прибавления примерно половины ϑ_z к ϑ_m по формуле (8).

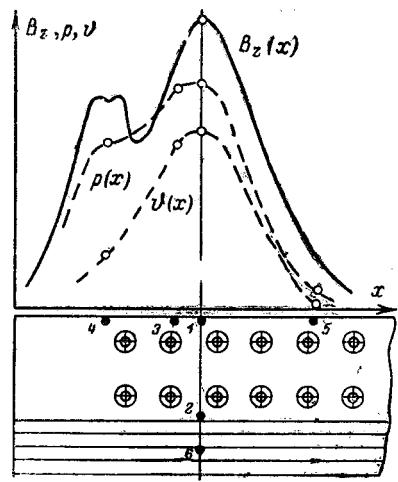


Рис. 5. Кривая распределения индукции $B_z(x)$ вдоль пакета, снятая на трансформаторе ТДТНГУ-40500/110, и построенные по экспериментальным точкам кривые $p(x)$ и $\vartheta(x)$ вдоль края пакета.

Цифрами 1—6 обозначены точки установки термопар на первом листе пакета; термопара 6 — для измерения температуры охлаждающего масла.

Для тонких (отслоенных) пакетов достаточно ограничиться расчетом нагрева только от добавочных потерь при коротком замыкании.

Если стержень трансформатора имеет немагнитные прессующие пластины, то, как показывает опыт, они несколько экранируют пакет, снижая потери в нем. Но пластина через картонную прокладку закрывает среднюю часть поверхности пакета. Поскольку места с наибольшими потерями в пакете (края) остаются открытыми, можно принять, что предлагаемый метод расчета нагрева и для пакета под пластиной не даст значительной погрешности.

Как правило, немагнитные стяжные пластины нагреваются сильнее пакета. В режиме нагрузки индукции от основного потока в немагнитной пластине очень мала и вихревые токи незначительны. Поперечная составляющая индукции рассеяния, как указано, при нагрузке во всех случаях не больше, чем в опыте короткого замыкания. Поэтому можно полагать нагрев пластины при нагрузке таким же, как при опыте короткого замыкания.

Сравнение опытных и расчетных данных. Теоретические выводы о нагреве пакета и пластины подтверждены измерениями на модели, описанной в [Л. 1]. Кроме того при испытаниях на Московском электрозваводе нескольких трансформаторов типа ТДТНГУ-40500/110 измерены местные потери

№ опыта	Объект	Измерения				Расчет			
		$I_{\text{нагр}}, \%$	$p_{\text{терм}}, \text{вт}/\text{кг}$	$p_{\text{эл}}, \text{вт}/\text{кг}$	$\vartheta_m, \text{град}$	$B_m, 10^{-4} \text{ т.а}$	$p_m, \text{вт}/\text{кг} \rightarrow \text{вт}/\text{см}^3$	$\vartheta_m, \text{град}$	$\vartheta_{\text{расч}}/\vartheta_{\text{измер}}, \%$
1	T-1	100	400	440	36,5	629	440—3,37	35,7	97,8
2	T-1	100	400	440	38	629	440—3,37	35,7	94
3	T-1	75	225	247	21,3	472	247—1,89	20,7	97,2
4	T-2	100	286	—	23,5	515	295—2,26	24,2	103
5	Пластина	—	100	—	135	244	100—0,8	120	89

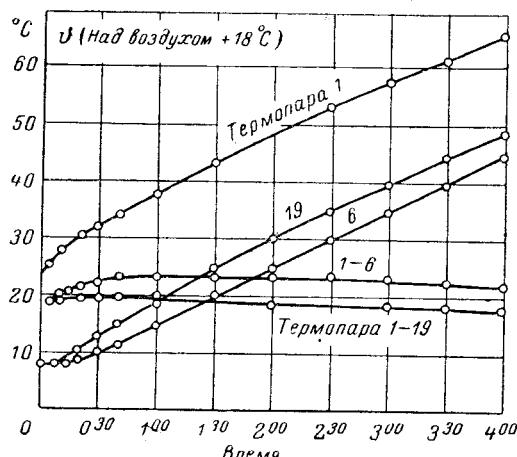


Рис. 6. Изменение во времени температуры наиболее нагретой точки крайнего пакета стержня (термопара 1) и превышения температуры точки 1 над «своим маслом» (термопара 6) и над температурой верхних слоев масла в баке (термопара 19).

и нагревы стержней. Некоторые результаты измерений на двух трансформаторах Т-1 и Т-2, отличающихся конструкцией обмоток, и на модели приведены в таблице. При измерениях были искусственно созданы режимы, обеспечивающие заметные местные потери и нагревы. Местные потери определены термометрическим методом (трансформаторы без бака и при $I < I_n$), а в Т-1 — также и по измеренной наибольшей электрической напряженности токов в листе [Л. 3]. Значения измеренных потерь приведены к указанным в таблице токам, при которых измерены нагревы. Крайние пакеты обоих трансформаторов имеют ширину 270 мм, от второго пакета не отслоенные, поверхность открытая, охлаждение масляное. Немагнитная пластина на модели имела ширину 400 мм, толщину 10 мм. Охлаждение воздушное.

На рис. 5 показана снятая экспериментально эпюра распределения $B_z(x)$ вдоль пакета трансформатора Т-2, точки измеренных значений местных потерь и превышения температуры краев пакетов над маслом. При испытаниях максимальное местное превышение температуры стержня над охлаждающим его маслом (термопара 6 на рис. 5) в опыте короткого замыкания с номинальным током устанавливается уже через 40—60 мин (рис. 6).

Пример расчета нагрева в опыте № 1. При заданной эпюре B_z (рис. 5) определяем (см. [Л. 3]) $b/a=0,47$, $p_m=-3,86 \text{ вт}/\text{см}^3$ или $440 \text{ вт}/\text{кг}$.

При $B_m=629 \cdot 10^{-4} \text{ тл}$, $b=13,5 \text{ см}$, величина $\delta=0,4 \text{ см}$ — по аппроксимирующей опытные зависимости формуле (11) [Л. 3] — с размерностями тл, см;

$$\delta_{xk}=0,14+10B_m(0,69-0,02b),$$

$$\delta_{fk}=0,15+10B_m(0,89-0,2b). \quad (11)$$

На рис. 3 при $2b=27 \text{ см}$, $b/a \approx 0,5$, $\delta=0,4 \text{ см}$, находим $M=0,1$.

По формуле (8) $\vartheta_m=78 \cdot 0,386^{0,8}=35,7 \text{ град}$.

Выводы. 1. Расчет максимального нагрева пакета и пластины с неравномерно распределенными потерями, основанный на решении трехмерного уравнения теплопроводности при достаточно строгих допущениях достаточно прост для применения на практике благодаря использованию графических зависимостей, вычисленных на ЭЦВМ.

Измерения нагревов стержня при испытаниях нескольких трансформаторов показали весьма удовлетворительное совпадение с результатами расчетов.

2. Места наибольших нагревов поверхности стержня при масляном охлаждении имеют резко выраженный локальный характер и соответствуют местам сосредоточения потерь (при воздушном охлаждении зоны нагревов расширяются). Поэтому важно обеспечить хорошее охлаждение краев пакета и пластины. Точки максимальных температур на открытой поверхности, охлаждаемой маслом, находятся на расстоянии от края пластины, равном 0,1 полуширины пластины и соответственно 0,05 полуширины пакета, а максимальные потери — на их краях.

Литература

1. Манькин Э. А., Морозов Д. Н. и Алферова А. В., Добавочные потери в стержнях мощных трансформаторов в опыте короткого замыкания, «Электричество», 1964, № 12.
2. Манькин Э. А., Морозов Д. Н. и Алферова А. В., Распределение потоков рассеяния и добавочные потери в стержнях мощных трансформаторов при нагрузке, «Электричество», 1965, № 9.
3. Морозов Д. Н., Расчет местных и общих потерь в пластинах, пронизываемых потоком рассеяния трансформатора или реактора, «Электричество», 1967, № 12.
4. Морозов Д. Н., Нагрев пакета стальных листов внутренними источниками, неравномерно распределенными по всем координатам, Сб. «Исследования по теплопроводности», под ред. А. В. Лыкова и Б. М. Смольского; ИМ и ТО АН БССР, Минск, 1967, изд-во «Наука и техника».
5. Готтер Г., Нагревание и охлаждение электрических машин, Госэнергоиздат, 1961.
6. Лыков А. В., Теория теплопроводности, Гостехиздат, 1952.

[20.7.1967]



Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания

Канд. техн. наук Л. И. МИЛЬМАН и канд. техн. наук С. И. ЛУРЬЕ
Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

В последние годы в СССР и за рубежом появилось значительное количество работ, посвященных проблеме динамической прочности внутренних обмоток трансформаторов при коротком замыкании. Под действием сжимающих радиальных усилий возможны два вида разрушения внутренней обмотки — потеря прочности или потеря устойчивости [Л. 1 и 2]. Анализ аварий и результатов динамических испытаний показывает, что в действительности имеют место оба вида разрушения.

В настоящей работе рассматривается расчет обмоток на прочность.

При исследовании механических процессов давляющее большинство авторов исходит из упрощенных расчетных схем, не соответствующих реальной структуре обмоток и условиям их работы при коротком замыкании.

Сейчас уже общепризнано, что участок обмотки между соседними рейками, изгибающийся радиальными силами, нельзя рассматривать как прямолинейный стержень с защемленными концами, так как это допущение приводит к грубым ошибкам [Л. 1]. Более правильным является представление обмотки как монолитного кольца [Л. 1—3], опирающегося на некоторое число упругих опор. Однако при такой постановке задачи не учитывается влияние витковой изоляции и неравномерность распределения внешних электромагнитных усилий в радиальном направлении. Пренебрежение упомянутыми факторами в ряде случаев приводит к неправильным выводам [Л. 3].

Первая попытка учесть влияние многослойности обмотки была сделана в [Л. 4]. Авторы рассмотрели все возможные варианты работы сечения обмотки, которое представлялось в виде нескольких независимо деформирующихся частей — групп проводов — с жесткостью, равной суммарной жесткости всех проводов группы. Хотя такой метод и не дает возможности проводить непосредственные практические расчеты, он позволяет установить удельный вес нормальных и касательных напряжений, совместно действующих в проводах обмотки.

Существенным шагом в деле теоретического исследования механических процессов при коротком замыкании явились работы сотрудников кафедры сопротивления материалов МЭИ по расчету многослойных конструкций и применению полученных результатов к обмоткам трансформаторов [Л. 5—8]. Отличительная черта предложенной в этих работах расчетной схемы — учет тангенциальных связей между соседними проводами, возникающих при пропитке обмоток лаком. Однако практика эксплуатации показывает, что вследствие старения лака и изоляции связи между проводами с течением времени сильно ослабеваются [Л. 6]. Кроме того, тангенциальные связи могут оказаться нарушенными уже при первых коротких замыканиях. Наконец, сейчас наблюдается тенденция к отмене пропитки обмоток

трансформаторов всех мощностей, так как лак ухудшает электрическую прочность изоляции.

Следует также иметь в виду, что вследствие равномерного распределения радиальных электромагнитных усилий по периметру обмотки влияние связей сдвига будет относительно мало. Видимо поэтому не случайно в [Л. 8] указано, что при инженерных расчетах целесообразно полагать изгибную жесткость катушки равной суммарной жесткости составляющих ее проводов и лишь в отдельных случаях для уточнения значений изгибающих напряжений использовать формулы теории многослойных колец.

В настоящей работе¹ в основу исследований положена расчетная схема [Л. 9], учитывающая дискретную структуру обмотки, радиальные деформации витковой изоляции и неравномерное распределение электромагнитной нагрузки по ширине обмотки. При расчете напряжений принимаются следующие допущения:

1. Основное допущение, действующее в запас прочности, заключается в пренебрежении тангенциальными связями сдвига и силами трения между соседними проводами. В пользу него говорят приведенные выше соображения. Кроме того, это допущение было косвенно подтверждено экспериментальным путем. По полученным нами данным сравнительных испытаний на динамическую устойчивость пропитанных и непропитанных обмоток лак не приводит к существенному росту прочности. Это обстоятельство, по-видимому, объясняется тем, что разрушение связей сдвига ввиду недостаточной прочности лака происходит уже при относительно небольших внешних усилиях.

2. Обмотка рассматривается как механическая система, состоящая из концентрических колец (рис. 1).

3. Для каждого кольца (провод) считается справедливой гипотеза плоских сечений.

4. Деформация сжатия металла провода в радиальном направлении не учитывается.

5. Влияние реек, расположенных по наружному периметру обмотки, не учитывается.

6. Реальные рейки конечных размеров заменены «точечными» опорами, имеющими одинаковую упругость.

Принятая нами расчетная схема дает возможность учсть распределение нормальных и изгибающих напряжений по проводам обмотки и выявить влияние всех основных факторов: числа реек и их упругости, числа проводов (слоев) в радиальном направлении и межслоевой изоляции.

Уравнение изгиба обмотки. Поведение произвольного провода (кольца) k при действии статической радиальной нагрузки (рис. 1) описывается си-

¹ Работа проведена под руководством д. т. н. Э. А. Манькина.

стемой дифференциальных уравнений [Л. 10] (спик-
сок обозначений дан в конце статьи):

$$\left. \begin{aligned} \frac{dT_k}{d\varphi} - Q_k = 0, \quad \frac{dQ_k}{d\varphi} + T_k + R_k q_{k\Sigma} = 0, \\ \frac{dM_k}{d\varphi} = R_k Q_k, \quad T_k = \frac{EF}{R_k} \left(\frac{du_k}{d\varphi} - v_k \right), \\ M_k = - \frac{EJ}{R_k^2} \left(\frac{d^2v_k}{d\varphi^2} + \frac{du_k}{d\varphi} \right). \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

Система (1) может быть приведена к одному урав-
нению

$$\begin{aligned} - \frac{EJF}{R_k(FR_k^2 + J)} \left(\frac{d^5p_k}{d\varphi^5} + 2 \frac{d^3p_k}{d\varphi^3} + \frac{dp_k}{d\varphi} \right) + \\ + R_k \left(\frac{dp_{k-1}}{d\varphi} - \frac{dp_k}{d\varphi} \right) = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Учитывая условие неразрывности обмотки при де-
формации [Л. 9, уравнение (4)]

$$v_k = v_{k+1} + \frac{ap_k}{hE_{ns}}, \quad (3)$$

получим из (2) дифференциально-разностное уравне-
ние изгиба внутренней обмотки

$$\beta \left(\frac{d^5p_k}{d\varphi^5} + 2 \frac{d^3p_k}{d\varphi^3} + \frac{dp_k}{d\varphi} \right) = \frac{d}{d\varphi} (p_{k-1} + p_{k+1} - 2p_k), \quad (4)$$

где

$$\beta = \frac{EJ\alpha}{hE_{ns}R_0^4(1 + J/FR_0^2)}.$$

При выводе (4) было сделано дополнительное
допущение о том, что все провода обмотки имеют
одинаковый радиус R_0 .

Решение уравнения. Пусть обмотка опирается
на c упругих сосредоточенных опор (реек), равномерно расположенных по ее внутреннему периметру (рис. 1).

В силу принятой симметрии на каждую рейку
действует одинаковая линейная нагрузка P_{op} . Нагрузка по внутреннему контуру обмотки может быть
представлена рядом:

$$P_0(\varphi) = \frac{P_{op}c}{2\pi} \left[1 + 2 \sum_1^\infty \cos cm\varphi \right]. \quad (5)$$

С учетом (5) решение уравнения (4) ищем в виде

$$p_k = P_0(k) + \sum_1^\infty P_m(k) \cos cm\varphi. \quad (6)$$

Подставляя (6) в исходное уравнение, находим:
 $P_m(k-1) + P_m(k+1) - P_m(k)[2 + \beta(c^2m^2 - 1)^2] = 0$, (7)
откуда, принимая во внимание граничные условия

$$k=0, p=0, k=n, p=P_0(\varphi), \quad (8)$$

имеем

$$P_m(k) = \frac{2P_{n0} \sin km}{\sin nQ_m}, \quad (9)$$

где введены обозначения

$$P_{n0} = \frac{P_{op}c}{2\pi}, \quad \sin Q_m = 1 + 0,5\beta(c^2m^2 - 1)^2.$$

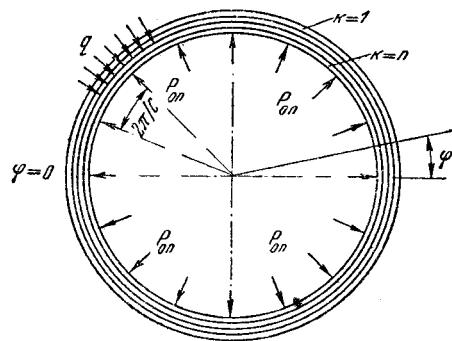
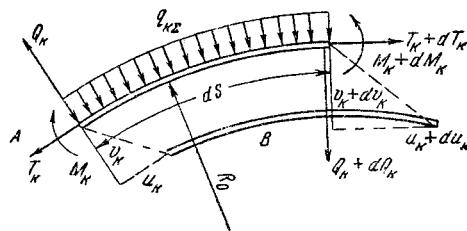


Рис. 1. Дифференциальный элемент прово-
да k и расчетная схема внутренней обмотки.
A — до деформации; B — после деформации.

Анализ уравнений (1) и выражения (6) показывает,
что должны быть справедливы следующие соотноше-
ния:

$$\begin{aligned} T_k &= T_0(k) + \sum_1^\infty T_m(k) \cos cm\varphi; \\ M_k &= \sum_1^\infty M_m(k) \cos cm\varphi; \\ Q_k &= \sum_1^\infty Q_m(k) \sin cm\varphi; \\ v_k &= v_0(k) + \sum_1^\infty v_m(k) \cos cm\varphi; \\ u_k &= \sum_1^\infty u_m(k) \sin cm\varphi. \end{aligned} \quad (10)$$

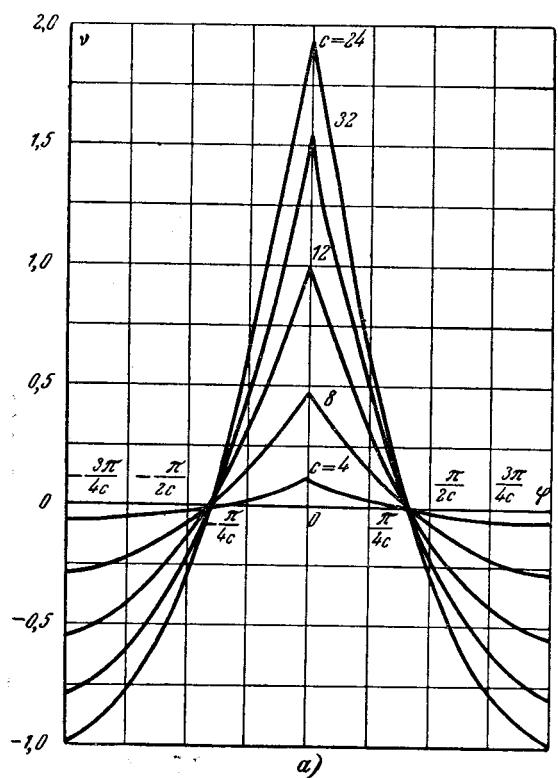
Подставляя (10) в (1) и (3), получим две систе-
мы уравнений соответственно для определения по-
стоянных составляющих и амплитуд пространствен-
ных гармоник в (10).

Из условия равенства абсолютных деформаций
опоры и внутреннего провода ($k=n$) в месте их со-
прикосновения

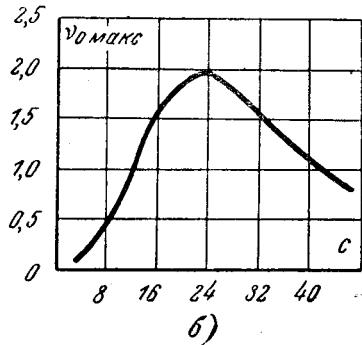
$$\frac{\Delta_{op}}{E_{ns}h} P(k=n, \varphi=0) = v(k=n, \varphi=0) \quad (11)$$

можно определить значение P_{n0} , входящее в выра-
жение всех внутренних силовых факторов и пере-
мещений (определение Δ_{op} см. в приложении 1).

В [Л. 4] было показано, что при расчете на проч-
ность касательными напряжениями в проводах от
силы Q_k можно пренебречь, так как эти напряже-
ния возникают на тех площадках поперечного сече-



a)



б)

Рис. 2. Распределение напряжений по длине пролета (а) и зависимость v_{\max} от числа реек c (б) в однослойной катушке ($t=0,01$).

ния, где нормальные напряжения равны нулю. В силу сказанного напряжение в проводе k равно

$$\sigma_k = \frac{T_k}{F} + \frac{12M_k y}{Fb^2}, \quad (12)$$

где y — координата, отсчитываемая от середины каждого провода ($-0,5b \leq y \leq 0,5b$) в плоскости действия внешней нагрузки.

Так как распределение напряжений сжатия по сечению каждого провода предполагается равномерным [Л. 9], а максимальное напряжение изгиба имеет место при $y=\pm 0,5b$, то наибольшее напряжение в фиксированном сечении провода k определяется выражением

$$\sigma_{k\max} = \sigma_{cp} (\xi_k + \tau_k + \xi'_k + v_k) = \sigma_{cp} \xi_{k\max}, \quad (13)$$

где

$$\xi_k = \frac{\sigma_k}{\sigma_{cp}}; \quad \tau_k = \frac{\sigma''_k}{\sigma_{cp}}; \quad \xi'_k = \frac{\sigma'_k}{\sigma_{cp}}; \quad v_k = \frac{\sigma_{k\max}}{\sigma_{cp}};$$

$$\sigma_k = -\frac{R_0 q}{F} \left[n - k + 0,5 - \frac{\operatorname{sh} \theta \left(\frac{n}{2} + 0,5 - k \right)}{2 \operatorname{sh} 0,5 \theta \operatorname{ch} 0,5 n \theta} \right]$$

— напряжение сжатия в обмотке без опор, по величине равное напряжению растяжения в наружной обмотке без опор [Л. 9];

$$\sigma'_k = -\frac{2q \sqrt{NP'_{n0}}}{\sqrt{12} h} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\operatorname{ch}(k-0,5)\theta_m}{\operatorname{sh} n\theta_m} \cos cm\varphi$$

— напряжение сжатия, вызываемое пространственными гармоническими составляющими нормальной силы T_k ;

$$\sigma''_k = \frac{R_0 q P'_{n0} \operatorname{sh} 0,5\theta \operatorname{ch} \theta (k-0,5)}{F \operatorname{sh} 0,5n\theta \operatorname{ch} 0,5n\theta}$$

— напряжение растяжения;

$$\sigma_{k\text{изг}} = -\frac{R_0 q \sqrt{12N} P'_{n0}}{F} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\operatorname{ch}(k-0,5)\theta_m}{\operatorname{sh} n\theta_m} \cos cm\varphi$$

— максимальное напряжение изгиба в сечении с координатой φ .

Составляющие σ'_k , σ''_k и $\sigma_{k\text{изг}}$ своим возникновением обязаны наличию реек.

Среднее напряжение сжатия σ_{cp} обмотки без опор равно [Л. 9]

$$\sigma_{cp} = \frac{R_0 q n}{2F}. \quad (14)$$

Так как в обмотках трансформаторов $t \ll 1$ [Л. 11], составляющей ξ'_k в формуле (13) по сравнению с v_k можно пренебречь.

Однослоинная обмотка. Для выяснения основных качественных закономерностей рассмотрим полученное решение для простейшего частного случая однослойной обмотки.

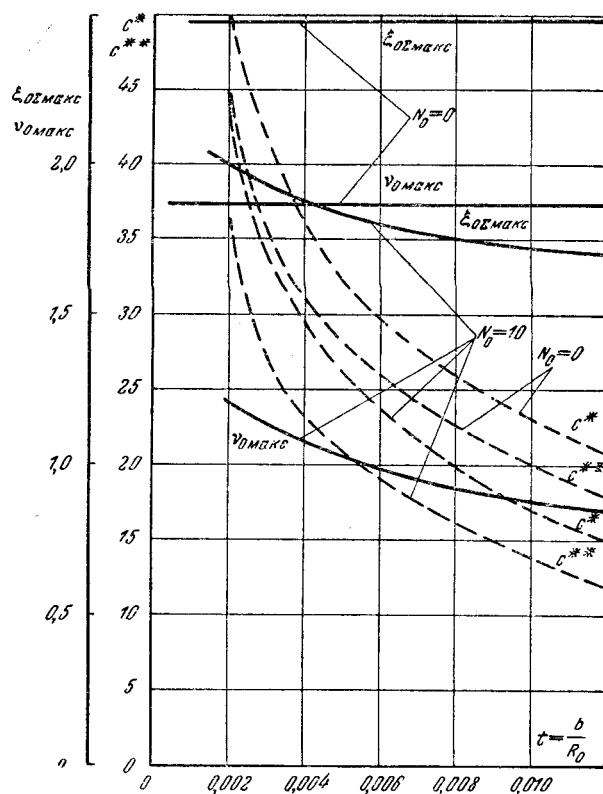
При $n=1$ и $N_0=0$ (бесконечно жесткие опоры)

$$v = \frac{6c^4 \left[1 - \frac{\pi \cos(\pi/c - \varphi)}{c \sin \pi/c} \right]}{t(c^4 + 25,9/t^2)}. \quad (15)$$

Максимальный изгибающий момент, действующий в месте расположения опоры (рис. 2, $\varphi=0$), при $c \geq 4$ приближенно равен

$$v_0 = \frac{2\pi^2 c^2}{t(c^4 + 25,9/t^2)}. \quad (16)$$

На первый взгляд кривые на рис. 2 кажутся парадоксальными: при увеличении числа реек (опор) изгибающий момент не только не уменьшается (как это было в случае прямолинейного стержня), а даже возрастает или остается неизменным. Справедливость полученного результата вытекает из следующих соображений. При отсутствии или бесконечно большом числе реек (сплошное упругое основание) изгибающие напряжения в круглом кольце, находящемся под действием равномерной радиальной нагрузки, отсутствуют. Следовательно, существует такое значение $c=c^*$, при котором изгиб будет наибольшим. Расчеты по (16) показывают, что $v_{0\max} \approx 1,9$ достигается при $c^* \approx 2,25/\sqrt{t}$ и мало зависит от значения t . С физической точки зрения характер кривой $v_{0\max}=f(c)$ объясняется «борьбой» двух тенденций: с одной стороны, сокращение пролета при $q=\text{const}$ ведет к уменьшению изгиба, с другой — приводит к ослаблению «арочного эффекта». На восходящей ветви кривой (рис. 2) преобладает явление ослабления арочного эффекта, на нисходящей основная роль принадлежит длине пролета.

Рис. 3. Полные и изгибающие напряжения в функции t и N_0 .Зависимость c^* и c^{**} от параметра t .

При конечной жесткости опор ($N_0 > 0$) из уравнения (13) для определения c^* получено уравнение

$$(c^*)^4 + 3,14N_0(c^*)^3 = \frac{25,9}{t^2}. \quad (17)$$

Чем меньше жесткость опоры, тем меньше c^* (рис. 3). Абсолютное значение напряжений изгиба при этом также уменьшается (рис. 3).

Аналогичным образом меняется и коэффициент $\xi_{0\Omega}$ (рис. 3), достигающий своего максимального значения $\xi_{0\Omega \max} \approx 2,5$ при $c^{**} \approx \frac{1,98}{\sqrt{t}} < c^*$. Чем податливее опора (больше N_0), тем меньше c^{**} (рис. 3).

Заметим, что изложенный метод расчета однослоиной обмотки дал возможность получить по сравнению с [Л. 1—3] ряд новых результатов.

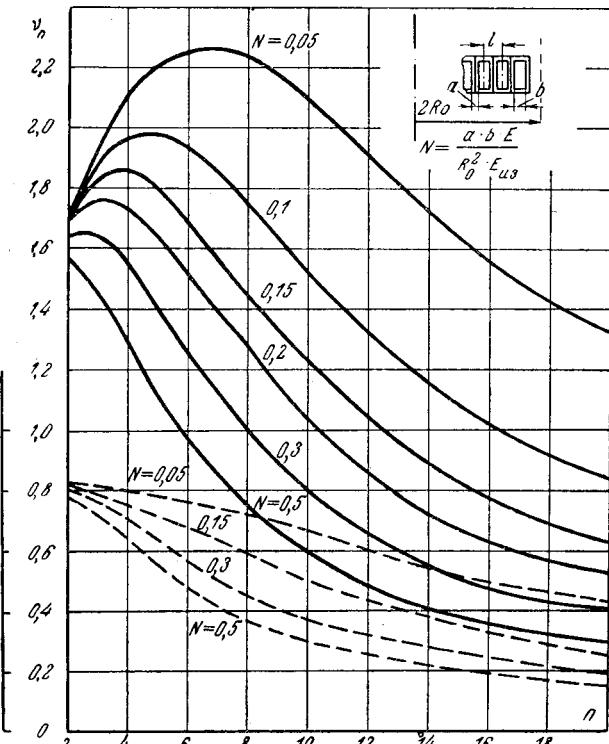
Многослойные обмотки. В многослойных обмотках наибольший интерес представляют коэффициенты ξ_k , τ_k и v_k для крайних проводов ($k=1$, $k=n$), так как в одном из них действует максимальное сжимающее ($k=1$), а в другом — максимальное изгибающее ($k=n$) напряжение. ξ_1 и ξ_n могут быть найдены с помощью кривых [Л. 9]. Для определения остальных коэффициентов оказалось целесообразным использовать ЭЦВМ², так как входящие в τ и v ряды имеют плохую сходимость.

Перед началом расчета в машину вводят исходные величины: n , c , N , N_0 , t , k , φ . Программа составлена таким образом, что за один прием можно провести расчеты для нескольких комбинаций исходных параметров.

Ввиду ограниченности места не представляется возможным подробно обсудить полученные на ЭЦВМ результаты расчетов для всех встречающихся на практике значений параметров. Ниже приводятся лишь некоторые данные, иллюстрирующие основные качественные закономерности.

На рис. 4 представлена зависимость относительной величины напряжений изгиба во внутреннем проводе ($k=n$) от числа проводов катушки. Как и в случае простого растяжения [Л. 9] и сжатия параметр N оказывает существенное влияние на механические напряжения в проводах. Кривые $v_n=f(N)$ имеют характерный максимум, который с уменьшением N возрастает и сдвигается в сторону больших значений n . В многослойных обмотках удельный вес напряжений изгиба становится относительно небольшим. Коэффициент τ_n , характеризующий разгружающее действие опор, в многослойных обмотках невелик (рис. 4) и при расчетах на прочность обычно может не рассматриваться.

На рис. 5 показана зависимость v_n от числа реек при $n=5$. Несмотря на одинаковый характер изменения v , с ростом c значения напряжений изгиба могут существенно отличаться от напряжений в однослоиной обмотке. Наибольшее значение v в многослойной обмотке может превышать $v_{0max} \approx 1,9$ в случае $n=1$.

Рис. 4. Зависимость v_n и τ_n от числа проводов катушки n .
— v_n ; - - - τ_n .

² Программа расчета составлена Л. В. Агеевой и А. В. Алферовой.

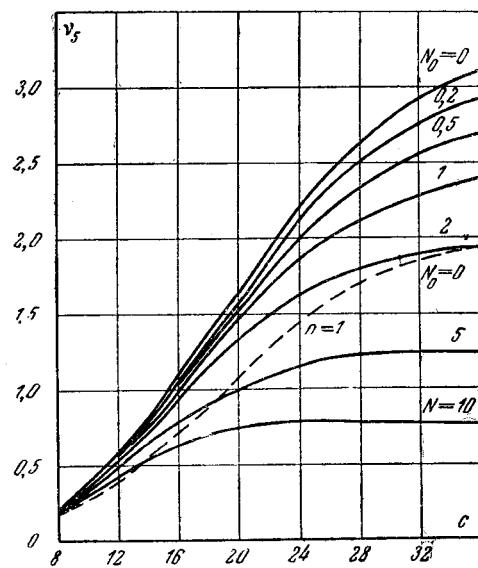


Рис. 5. Влияние числа реек на значение v .
 $n=5; N=0,05; t=0,004$.

Параметр t , характеризующий кривизну обмотки, оказывает значительное влияние на напряжение изгиба (рис. 6). Это влияние тем сильнее, чем жестче опора.

Рис. 5 и 6 дают также представление о роли N_0 (для реальных трансформаторов $N_0 < 1$). Как видно, при расчете мощных трансформаторов (R_0 велико, поэтому N_0 мало) рейки можно считать в большинстве случаев бесконечно жесткими опорами.

Существенный интерес представляет изменение напряжений изгиба по слоям (проводам) обмотки

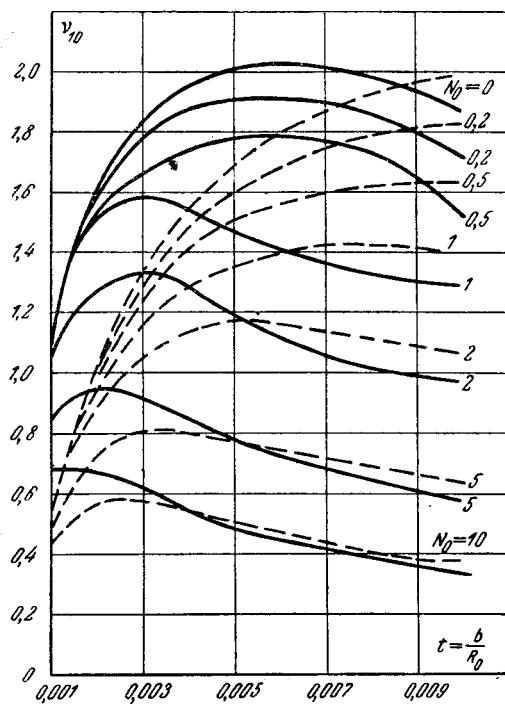


Рис. 6. Максимальное напряжение изгиба в функции параметра t .
 $n=10; N=0,1$; — $c=36$; - - - $c=24$.

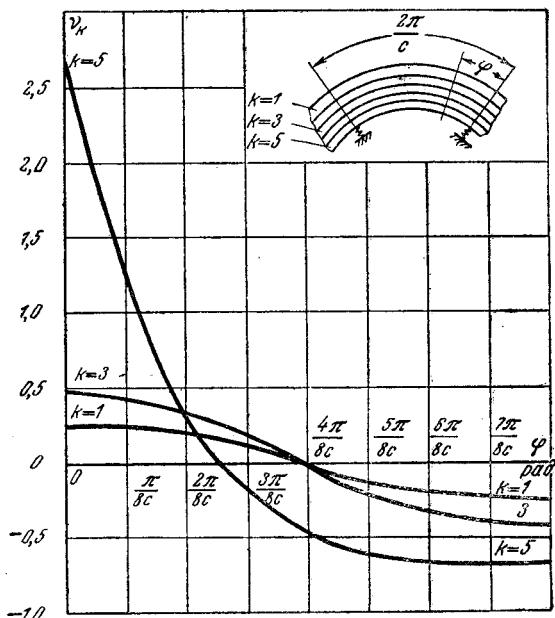


Рис. 7. Распределение напряжений изгиба по проводам.
 $n=5; c=36; t=0,004; N=0,1; N_0=0$.

$v=f(k)$, так как все известные в настоящее время методы не дают ответа на этот вопрос. Из рис. 7 видно, что с точки зрения изгиба в наихудших условиях находится внутренний провод ($k=n=5$). По мере удаления от опоры ($k=3$ и 1) v быстро убывает. Как показали расчеты на ЭЦВМ, с ростом числа проводов в радиальном направлении отношение v_1/v_n непрерывно уменьшается.

Рассмотренный выше статический расчет полных напряжений может быть использован в случаях, когда основная частота свободных изгибных колебаний обмотки в несколько раз превышает частоту электромагнитных усилий. Расчет частот свободных колебаний изгиба многослойных обмоток дан в приложении 2. Здесь мы только отметим, что при обычно встречающихся на практике длинах пролета (расстояние между центрами соседних реек) указанное выше условие выполняется. Что касается механических характеристик проводниковых материалов при динамическом воздействии сил, то, как показали исследования, они практически не отличаются от соответствующих значений при статическом нагружении [Л. 9 и 12].

Экспериментальная проверка. Для проверки выведенных расчетных формул были проведены измерения деформаций внутренних обмоток при коротком замыкании. Испытания проводились на специальном электромагнитном устройстве, описанном в [Л. 9 и 12].

На рис. 8 даны полученные в результате обработки осциллограмм экспериментальные значения полных деформаций (сжатие и изгиб) внутренних проводов (деформации регистрировались проволочными тензодатчиками). Теоретическая кривая удовлетворительно согласуется с экспериментальными данными, что подтверждает возможность использования приведенных соотношений для расчета напряжений в обмотках трансформаторов.

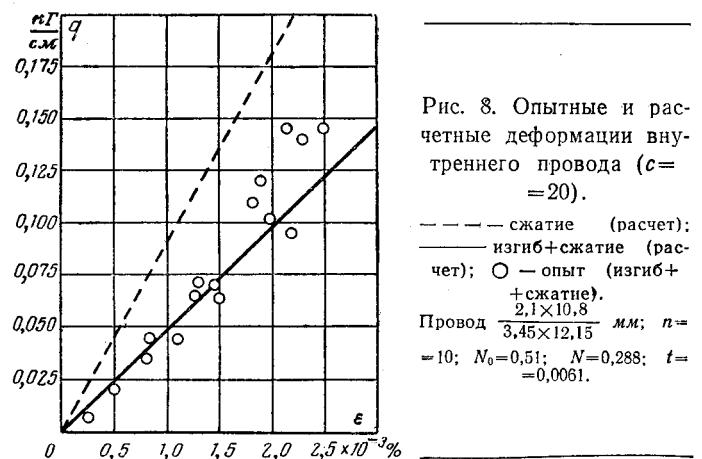


Рис. 8. Опытные и расчетные деформации внутреннего провода ($c=20$).
 — сжатие (расчет);
 — изгиб+сжатие (расчет);
 ○ — опыт (изгиб+сжатие).
 Провод $2,1 \times 10,8$ мм; $n=10$; $N_0=0,51$; $N=0,288$; $t=0,0061$.

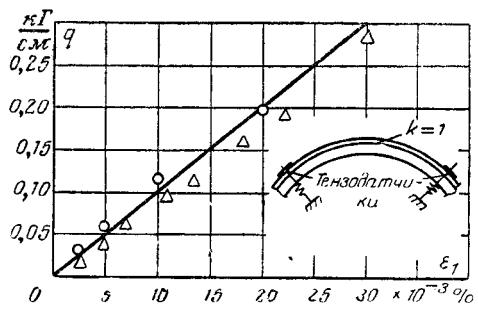


Рис. 9. Опытные и расчетные деформации наружного провода.
 Опыт: ○ — обмотка без опор; Δ — обмотка с 20-ю опорами; — расчетная зависимость деформации сжатия от нагрузки при отсутствии опор.

Как видно из рис. 7, число реек и их механические характеристики почти не оказывают влияния на суммарное напряжение в наружных проводах многослойных обмоток. Для подтверждения указанного обстоятельства были проведены испытания внутренних обмоток с различным числом опор. На рис. 9 показаны измеренные значения деформаций (по результатам испытания пяти образцов) наружного провода в функции q (расчетное значение основной частоты по формулам приложения 2 составляет около 300 гц). Здесь также эксперимент достаточно хорошо согласуется с теоретическими выводами: расчет дает следующие значения коэффициентов при $c=20$:

$$\xi_1 = 1,64; v_1 = -0,064; \tau_1 = -0,004,$$

следовательно, $\xi_{12} = \xi_1 - v_1 - \tau_1 \approx \xi_1$ и практически не зависит от угла ϕ .

Выводы. 1. Справедливость предложенной расчетной схемы внутренних обмоток трансформаторов подтверждена результатами экспериментов, что дает основания для ее практического использования. По сравнению с ранее предложенными настоящая схема более правильно учитывает распределение механических напряжений по проводам обмотки.

2. Значение напряжений изгиба существенным образом зависит от радиального размера провода, числа проводов в катушке, упругости реек и их количества. Увеличение числа опор не всегда приводит к росту прочности обмоток.

3. Напряжения изгиба по радиальной ширине обмотки распределены неравномерно, увеличиваясь по мере приближения к рейкам. В многослойных внутренних обмотках напряжениями изгиба в наружном проводе, как правило, можно пренебречь.

4. При определении прочности внутренних обмоток можно ограничиться статическим расчетом, если первая частота собственных колебаний изгиба в несколько раз превышает частоту электромагнитной силы.

Приложение I. Определение эквивалентной радиальной толщины опоры. Как правило, опоры внутренней обмотки представляют собой весьма сложную механическую систему, состоящую из нескольких элементов (рис. 10). Ввиду малой кривизны изоляционного цилиндра в мощных трансформаторах его приближенно можно заменить пластиной той же толщины. По этим же соображениям магнитопровод можно представить в виде плоского тела. Тогда для определения величины $\Delta_{экв}$ получим расчетную схему рис. 10. Считая магнитопровод бесконечно жестким, получаем

$$\Delta_{оп} = \varepsilon_{0,5a} \cdot 0,5a + \varepsilon_p \delta_p + \varepsilon_{c\delta c} + \varepsilon_c \delta_c, \quad (\text{П-1})$$

где $\Delta_{оп}$ — полная абсолютная деформация опорной конструкции;

ε — относительная деформация соответствующего элемента опоры;

a — толщина витковой изоляции на две стороны;

δ_p , δ_c , δ_c — радиальная толщина соответственно реек, изоляционного цилиндра и расклинивающего стержня. Так как

$$\varepsilon_{0,5a} = \frac{p}{hE_{из}}; \quad \varepsilon_p = \frac{p}{hE_p}; \quad \varepsilon_{c\delta c} = \frac{pl_p}{hl_c E_{\text{ди}}};$$

$$\varepsilon_c = \frac{pl_p}{hl_c E_c},$$

то

$$\Delta_{оп} = \frac{p}{hE_{из}} \left(0,5a + \frac{\delta_p E_{из}}{E_p} + \frac{\delta_{ц} l_p E_{из}}{l_c E_{\text{ди}}} + \frac{\delta_c l_p E_{из}}{l_c E_c} \right). \quad (\text{П-2})$$

Таким образом,

$$\Delta_{экв} = 0,5a + \frac{\delta_p E_{из}}{E_p} + \frac{\delta_{ц} l_p E_{из}}{l_c E_{\text{ди}}} + \frac{\delta_c l_p E_{из}}{l_c E_c}, \quad (\text{П-3})$$

где $E_{из}$, E_p , $E_{\text{ди}}$, E_c — модули упругости материала соответственно витковой изоляции, реек, изоляционного цилиндра и расклинивающего стержня.

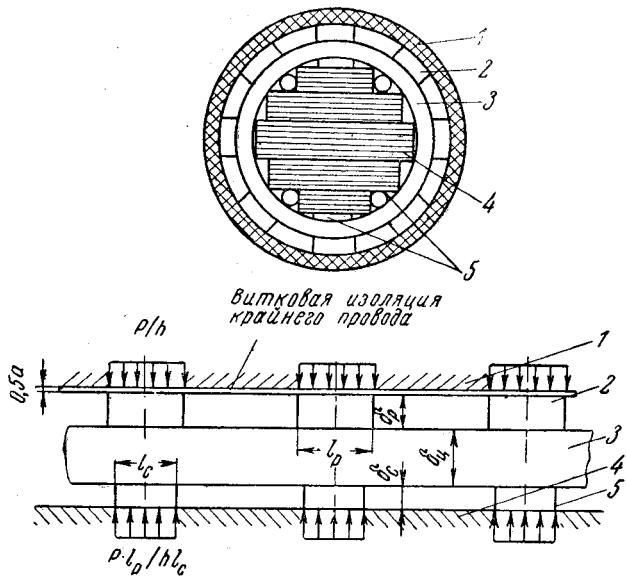


Рис. 10. Радиальное крепление внутренней обмотки и расчетная схема для определения $\Delta_{экв}$.
 1 — внутренняя обмотка; 2 — рейка; 3 — изоляционный цилиндр; 4 — магнитопровод; 5 — расклинивающий стержень.

Необходимо иметь в виду, что формула (П-3) дает приближенное значение $\Delta_{\text{экв}}$, так как она, с одной стороны, не учитывает деформаций изгиба цилиндра, неизбежных в реальных конструкциях из-за смещения реек и расклинивающих стержней относительно друг друга; с другой стороны, замена цилиндра пластиной также дает некоторую погрешность. Первое допущение приводит к снижению эквивалентной толщины, второе — к ее увеличению, так что обе ошибки в какой-то мере компенсируются.

Приложение 2. Определение собственных частот изгибных колебаний.

Уравнение свободных изгибных колебаний провода k при условии, что ось провода нерастяжима, записывается в виде [Л. 10].

$$\left. \begin{aligned} \frac{\omega_p^2}{\lambda} \left(\frac{\partial^6 v_k}{\partial \varphi^6} + 2 \frac{\partial^4 v_k}{\partial \varphi^4} + \frac{\partial^2 v_k}{\partial \varphi^2} \right) + \frac{2\omega_p^2}{N} \cdot \frac{\partial^2 v_k}{\partial \varphi^2} - \\ - \frac{\omega_p^2}{N} \left(\frac{\partial^2 v_{k-1}}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2 v_{k+1}}{\partial \varphi^2} \right) = \frac{\partial^2 v_k}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \left(\frac{\partial^2 v_k}{\partial t^2} \right). \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-4})$$

При большом n решение системы (П-4) связано с громоздкими выкладками. Используем возможность приближенной замены n функций $v_k(\varphi)$ непрерывной функцией $v(\varphi, z)$ [Л. 5].

Тогда вместо (П-4) получим:

$$\begin{aligned} \frac{\omega_p^2}{\lambda} \left(\frac{\partial^6 v}{\partial \varphi^6} + 2 \frac{\partial^4 v}{\partial \varphi^4} + \frac{\partial^2 v}{\partial \varphi^2} \right) - \frac{\omega_p^2}{n^2 N} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial z^2} \right) = \\ = \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right). \end{aligned} \quad (\text{П-5})$$

Разыскивая решение (П-5) в форме [Л. 14]

$$v = f(z, t) \cos r\varphi, \quad (\text{П-6})$$

для амплитуды f получим уравнение

$$\frac{\omega_p^2 r^2 (r^2 - 1)^2}{\lambda} f - \frac{\omega_p^2 r^2}{n^2 N} \frac{\partial^2 f}{\partial z^2} = -(1 + r^2) \frac{\partial^2 f}{\partial t^2}. \quad (\text{П-7})$$

Последнее уравнение позволяет найти значения собственных частот. Опуская промежуточные преобразования, запишем выражения для ω при различных граничных условиях:

1. Обмотка опирается на c бесконечно жестких реек ($c > 2$ и четное)

$$\omega^2 = \frac{0.25 \omega_p^2 c^2}{1 + 0.25c^2} \left[\frac{s^2 \pi^2}{n^2 N} + \frac{(0.25c^2 - 1)^2}{\lambda} \right]. \quad (\text{П-8})$$

2. Обмотка опирается на основание конечной жесткости N_0

$$\omega^2 = \frac{1}{1 + r^2} \left[i^2 + \frac{\omega_p^2 r^2 (r^2 - 1)^2}{\lambda} \right], \quad (\text{П-9})$$

где i — корни трансцендентного уравнения

$$\frac{in\sqrt{N}}{\omega_p r} \operatorname{tg} \frac{in\sqrt{N}}{\omega_p r} = \frac{Nn}{N_0}. \quad (\text{П-10})$$

В формуле (П-8) s — любое целое неотрицательное число (0, 1, 2, ...). В случае (П-8) первая наименьшая угловая частота свободных колебаний

$$\omega_0^2 = \frac{0.25 \omega_p^2 c^2 (0.25c^2 - 1)^2}{(1 + 0.25c^2)\lambda} \quad (\text{П-11})$$

равна первой частоте колебаний одиночного провода.

Принятые обозначения:

$k = 1, 2, \dots, n$ — порядковый номер провода;

T_k, Q_k, M_k — внутренние силовые факторы (нормальная и поперечная силы, изгибающий момент);

q_0 и $q = \frac{q_0}{n}$ — максимальная и удельная электромагнитная нагрузка;

$$q_{k\zeta} = q_0 \left(1 - \frac{2k-1}{2n} \right) + p_{k-1} - p_k;$$

p_k — давление в слое изоляции k ;

σ_k — суммарное напряжение в проводе k ;

σ_{cp} — среднее напряжение сжатия;

ξ_k, τ_k, v_k — выраженные в долях σ_{cp} напряжения сжатия, растяжения и изгиба;

$F_k = F, J_k = J$ — сечение и момент инерции одного провода;

R_k — средний радиус провода k ;

R_0 — расчетный радиус обмотки;

b, h — радиальный и осевой размер провода без изоляции;

a — толщина изоляции на две стороны;

φ — центральный угол;

v_k, u_k — радиальное и тангенциальное перемещения;

$\Delta_{\text{экв}}$ — эквивалентная радиальная толщина опоры (приложение I);

$E, E_{\text{из}}$ — модуль упругости проводникового материала и изоляции;

γ — удельный вес проводникового материала;

g — ускорение свободного падения;

c — число реек (опор);

c^*, c^{**} — число реек, соответствующее максимуму изгибающего и суммарного напряжений;

ω — угловая частота свободных колебаний изгиба обмотки;

$\omega_p^2 = \sqrt{\frac{ge}{\gamma R_0^2}}$ — квадрат угловой частоты свободных радиальных колебаний одного провода;

N — коэффициент, характеризующий геометрию и свойства материалов обмотки;

$N_0 = \frac{\Delta_{\text{экв}} E b}{E_{\text{из}} R_0^2}$ — коэффициент жесткости опор;

$t = b/R_0$ — относительная толщина провода; время;

$\lambda = \frac{FR^2}{J}$ — безразмерный параметр;

$z = k/n$ — безразмерная координата;

m — порядковый номер гармоники;

$$P_{n0} = \frac{q \sinh 0.5n\theta}{\tanh 0.5\theta \left[\frac{2\pi N_0 \sinh n\theta}{c} + 2 \sinh 0.5\theta \cosh(n-0.5)\theta \right]} \dots \rightarrow$$

$$\leftarrow \dots \frac{R_0^2}{J} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{2 \sinh 0.5\theta_m \cosh(n-0.5)\theta_m}{(c^2 m^2 - 1)^2 \sinh n\theta_m};$$

$$P'_{n0} = \frac{P_{n0}}{q} \text{ — безразмерный параметр;}$$

r — число волн, образующихся по периметру провода при колебаниях.

Литература

1. Boersma R., Wilderboer I., The short-circuit strength of the inner windings of transformers against radial forces, CIGRE, 1962, № 147.

2. Kuldla J., Stanoveni poctu podperhych klinu u vnitrnih na vinutni transformatoru, Electrotechnicky obzor, 1964, 53, № 3.

3. Matthes W., Mechanische Beanspruchung der am Eisenkern liegenden Transformatoren — Röhrenwicklung durch radiale Stromkräfte, ETZ, 1962, A83, № 3.

4. Арст Г. А., Балукова М. Ф., Рухлина С. А. и Тарабасов Н. Д., Расчет на прочность обмотки трансформаторов при действии радиальных сил, сб. «Расчеты на прочность, жесткость, устойчивость и колебания», Машиностроение, 1965.

Система управления главным приводом современного обжимного стана

Канд. техн. наук Б. Б. ВОРОНЕЦКИЙ,
канд. техн. наук В. А. СВЯТОСЛАВСКИЙ, инж. Г. И. ЛЫЗЛОВ
и инж. О. П. СОКОЛОВСКИЙ

ВНИИэлектропривод

Последнее время усилилась тенденция применения управляющих вычислительных машин в системах комплексной автоматизации производственных процессов, в том числе в металлургии. Так, для блюмингов «1300» предусмотрено управление электроприводами от вычислительных машин, наличие которых создает принципиально новые возможности для реализации сложных законов управления, учитывающих технологические особенности процесса прокатки и приближающих его к оптимальному режиму.

Оптимальные режимы работы главного привода блюминга известны [Л. 1], однако реализация их требует учета ряда дополнительных технологических факторов, таких, как отставание скорости заднего конца слитка от скорости валков, проскальзывание металла в валках, буксовка и т. п. Если управление по оптимальным законам осуществляется как главным приводом, так и приводом нажимного устройства, то параметры системы управления следует определять иначе, чем это было указано ранее [Л. 1].

Время паузы и машинное время при управлении по оптимальным законам совместно главным приводом и приводом нажимного устройства. В этом случае в полученном прежде [Л. 1] выражении (42) время паузы t' должно определяться работой нажимного устройства, оптимальные законы управления которым полностью соответствуют известным результатам [Л. 2], т. е. время паузы t' должно

определяться решением уравнений (56)–(59), приведенных в статье [Л. 2]. Однако в эти уравнения входят потери Q_1 за время работы нажимного устройства. В дальнейшем это время мы будем называть временем паузы $t_{\text{п}}$, поскольку в этот период главный привод полезной работы не совершает. Время работы главного привода будем называть машинным временем $t_{\text{м}}$. Тогда время пропуска будет равно:

$$t_{\text{пр}} = t_{\text{п}} + t_{\text{м}}.$$

На практике задается значение среднеквадратичного тока $i_{c,k}$ за пропуск. В этом случае потери можно определить по формуле

$$Q_1 = i_{c,k}^2 (t_{\text{п}} + t_{\text{м}}). \quad (1)$$

Если в указанных выше уравнениях (56)–(59) вместо Q_1 подставить его значение из равенства (1), то время паузы и машинное время можно вычислить путем совместного решения уравнений (56)–(59) и выражения (42), указанного в работе [Л. 1]. При этом следует учесть, что постоянная T_m для нажимного устройства и главного привода в общем случае имеет разные значения, т. е. и относительное время t будет различным¹. Поэтому для совместного решения уравнений главного привода и привода нажимного устройства, записанных в относительных единицах, необходимо относительное время работы нажимного устройства привести

5. Болотин В. В., Макаров Б. П. и Куранов Б. А., Прочность и жесткость внутренних обмоток трансформаторов, «Электричество», 1964, № 4.

6. Болотин В. В., Куранов Б. А. и Макаров Б. П., Колебания кольцевых трансформаторных обмоток, Известия АН СССР, Энергетика, 1965, № 4.

7. Куранов Б. А., Динамическая прочность круговых трансформаторных обмоток при коротком замыкании. Доклады научно-технической конференции по итогам научно-исследовательских работ за 1964–1965 гг., МЭИ, 1965.

8. Куранов Б. А., Теория изгиба, колебаний и устойчивости многослойных колец и ее применение к расчету внутренних обмоток трансформаторов, Диссертация, МЭИ, 1966.

9. Мильман Л. И. и Лурье С. И., Расчет прочности наружных обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания, «Электричество», 1965, № 8.

10. Вольмир А. С., Устойчивость упругих систем, Физматгиз, 1963.

11. Мильман Л. И., Расчет механических напряжений растяжения и сжатия с учетом изменения радиуса витков обмотки, «Электротехническая промышленность», 1967, вып. 281.

12. Мильман Л. И. и Лурье С. И., Проводниковые материалы при динамическом изгибе, «Электротехника», 1966, № 9.

13. Воронцова Л. А. и Мильман Л. И., Динамическая прочность обмоток трансформаторов из алюминиевого сплава АЕ-1, «Электротехника», 1966, № 10.

14. Крылов А. Н., Собрание трудов, т. X, Вибрация судов, АН СССР, 1948.



к относительному времени работы главного привода. Обозначим

$$\delta = \frac{T_{m,g}}{T_{m,h}},$$

где индексы «г» и «н» относятся соответственно к главному приводу и нажимному устройству. Тогда

$$T = t_h T_{m,h} = t_g T_{m,g}$$

и, следовательно,

$$t_h = t_g \delta.$$

Теперь выражение (1) можно записать в таком виде

$$Q_{1h} = i_{c,k,h}^2 (t_h + t_m) \delta. \quad (2)$$

Рассмотрим случай, когда главный привод и привод нажимного устройства не разгоняются до установившейся скорости. Подставив в выражение (72) статьи [Л. 2] значение Q_{1h} из формулы (2) и приняв во внимание, что $t_1 = \delta t_h$, получим следующее выражение:

$$\left(1 - 4 \frac{M_{ct,h}}{i_{o,h}}\right) t_h^2 \delta^2 + \sigma \frac{i_{c,k,h}^2 (t_h + t_m)}{i_{o,h}^2} t_h \delta^2 - 3 \frac{i_{c,k,h}^2 (t_h + t_m)^2}{i_{o,h}^2} \delta^2 - 16 \frac{\varphi_h}{i_{o,h}} = 0. \quad (3)$$

Уравнение (42) работы [Л. 1] может быть записано в следующем виде:

$$M_{ct,g}^2 t_m^4 - I_{c,g}^2 t_m^4 - I_{c,g}^2 t_m^3 t_h + \frac{v_3^2}{t_h} t_m^3 + 12l_0 - 2v_3 M_{ct,g} t_m^3 + 4v_3^2 t_m^2 - 12l_0 v_3 t_m = 0. \quad (4)$$

Решив совместно уравнения (3) и (4), можно определить время паузы и машинное время при управлении по оптимальным законам одновременно главным приводом и приводом нажимного устройства.

Оптимальная скорость выброса слитка из валков. Если время паузы определяется оптимальными условиями работы только главного привода, то, как было показано ранее [Л. 1], скорость выброса слитка должна быть равной нулю. Однако в том случае, когда время паузы задано или, как было рассмотрено выше, зависит от работы вспомогательного механизма, оптимальная скорость выброса может отличаться от нуля. Запишем уравнение потерь в якоре Q для произвольной скорости выброса v_b (рис. 1). Допустим, что значение среднеквадратичного тока за время пропуска $i_{c,k}$ известно. Тогда тепловые потери в якоре за пропуск будут равны:

$$Q = i_{c,k}^2 (t_h + t_m).$$

¹ Если особо не оговаривается, то все обозначения, принятые в настоящей статье, соответствуют обозначениям, принятым ранее в [Л. 1 и 2].

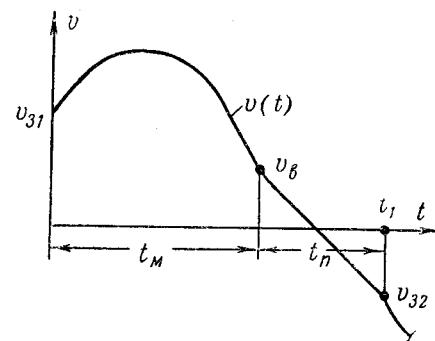


Рис. 1. Диаграмма скорости главного привода.

Потери за период паузы и в течение машинного времени соответственно составят:

$$Q_h = \frac{(v_{32} + v_b)^2}{t_h};$$

$$Q_m = i_{c,k}^2 (t_h + t_m) - \frac{(v_{32} + v_b)^2}{t_h}.$$

Из уравнений (29), (31) и (32) работы [Л. 1] с учетом выражения (4) и того, что при $t = t_m$ скорость $v_b = x_2(t)$ получим:

$$i_{c,k}^2 t_m^4 + i_{c,k}^2 t_m^3 t_h - \frac{(v_{32} + v_b)^2}{t_h} t_m^3 - 4(v_{31} - v_b)^2 t_m^2 + 12(v_{31} - v_b) l_0 t_m - 12t_m^2 (v_{31} - v_b) + + 2(v_{31} - v_b) M_{ct} t_m^3 - M_{ct}^2 t_m^4 - 12(l_0 - v_b t_m)^2 = 0. \quad (5)$$

Оптимальную скорость выброса слитка можно определить из условия

$$\frac{dt_m}{dv_b} = 0.$$

Продифференцировав уравнение (5) по скорости выброса слитка, получим:

$$v_b = \frac{6l_0 - M_{ct} t_m^2 - \frac{t_m^2}{t_h} v_{32} - 2v_{31} t_m}{\frac{t_m^2}{t_h} + 4t_m}. \quad (6)$$

Оптимальные значения скорости выброса и машинного времени можно получить при совместном решении уравнений (5) и (6).

Учет проскальзывания металла, буксировки и отставания скорости заднего конца слитка от скорости валков. Управление скоростью главного привода может осуществляться как по оптимальным законам, так и по общепринятым, когда график тока в якорной цепи поддерживается прямоугольным, а график скорости двигателя — трапецидальным (треугольным). Во втором случае задача управляющей машины состоит в определении момента подачи сигнала на реверс главного привода. При этом постоянство ускорения при разгоне и замедлении привода обеспечивается системой управления

приводом (соответствующими обратными связями).

Для определения момента подачи сигнала на торможение с целью обеспечения скорости выброса, равной некоторой величине v_b , решается следующее уравнение:

$$\varphi = \left[v(t_1) \Delta t - \frac{v^2(t_1) - v_b^2}{120b} \right] 2\pi = \delta, \quad (7)$$

где $v(t_1)$ — скорость вращения валков в момент подачи сигнала на торможение;

Δt — запаздывание в системе управления;
 b — постоянная величина.

Угол φ с учетом истинной длины недокатанной части слитка равен:

$$\varphi = \alpha l_n.$$

Коэффициент α учитывает проскальзывание металла в валках и определяется по формуле

$$\alpha = \frac{\Delta\varphi}{\Delta l},$$

где $\Delta\varphi$ — угол поворота валков, соответствующий уменьшению длины недокатанной части металла на величину Δl .

С учетом принятых обозначений формула (7) примет такой вид:

$$\frac{\Delta\varphi}{\Delta l} \cdot \frac{l_n}{2\pi} - v(t_1) \Delta t - \frac{v^2(t_1) - v_b^2}{120b} = \delta. \quad (8)$$

Сигнал на реверс главного привода подается при обращении правой части выражения (8) в ноль.

При управлении главным приводом по оптимальным законам управляющая машина, опрашивая датчики угла поворота, скорости и среднеквадратичного тока, определяет величину полного тока в якорной цепи главного привода, от которого и зависит движение системы по оптимальной траектории. Согласно выражениям (10) и (11), полученным в статье [Л. 3], для случая, когда скорость главного привода не достигает установленного значения,

$$i_r = \frac{6 \left(\frac{\Delta\varphi}{\Delta l} l_n - v_b t_1 \right)}{t_1^2} + M_{ct} - 4\Delta v. \quad (9)$$

Параметр t_1 определяется из выражения

$$(\Delta Q + 2\Delta v M_{ct}) t_1^3 - 4\Delta v^2 (1 + 3v_b) t_1^2 + \\ + 12 \Delta v \frac{\Delta\varphi}{\Delta l} l_n t_1 - M_{ct}^2 t_1^4 - 12 \left(\frac{\Delta\varphi}{\Delta l} l_n - v_b t_1 \right)^2 = 0, \quad (10)$$

где $\Delta Q = Q_m - \int_0^t i^2 dt$;

Q_m — количество тепла, выделяемое в двигателе за период машинного времени.

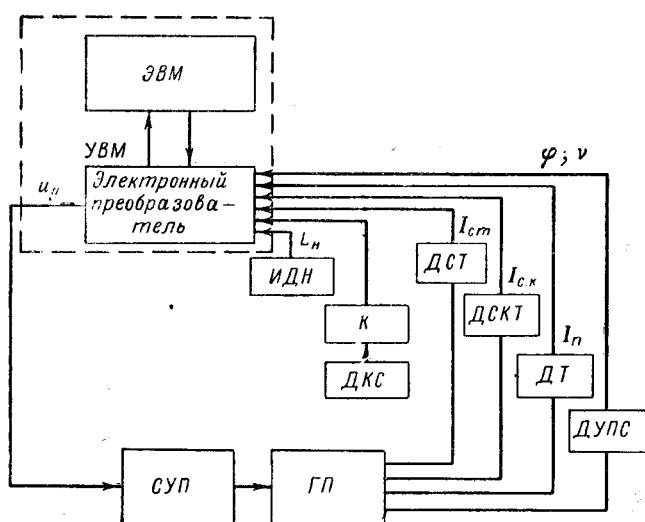


Рис. 2. Структурная схема системы управления главным приводом.

ИДН — измеритель длины недокатанной части; ДКС — датчик конца слитка; К — коммутатор; ДСТ — датчик статического тока; ДСКТ — датчик среднеквадратичного тока; ДТ — датчик полного тока; ДУПС — датчик угла поворота и скорости; СУП — система управления приводом; ГП — главный привод; УВМ — управляющая вычислительная машина; ЭВМ — электронная вычислительная машина.

Для определения Q_m управляющая машина решает уравнение (10) для момента захвата слитка, когда $t=0$, $t_1=t_m$, $\Delta Q=Q_m$ совместно со следующим уравнением:

$$t_{c_k}^2 (t_m + t_m) - Q_m = Q_m,$$

где Q_m — потери за период паузы, определяющиеся по датчику среднеквадратичного тока.

В том случае, если скорость двигателя выходит на установившееся значение, вместо уравнений (10) и (11), приведенных в статье [Л. 3], следует пользоваться уравнениями (24) и (25) той же статьи.

Система управления. Представленная на рис. 2 система управления главным приводом позволяет реализовать полученные выше уравнения, учитывающие ряд новых технологических факторов и позволяющие приблизить процесс прокатки к оптимальному режиму. Принципиально данная система

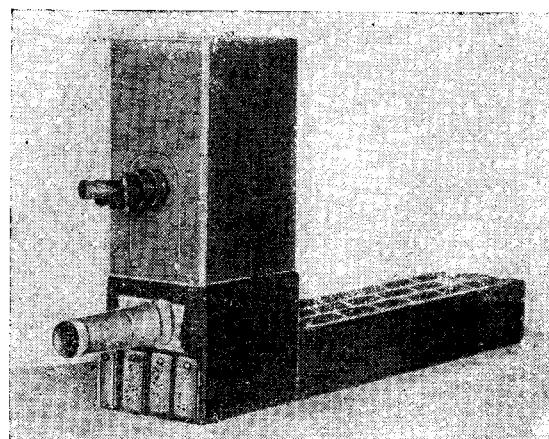


Рис. 3. Секция датчика положения конца слитка.

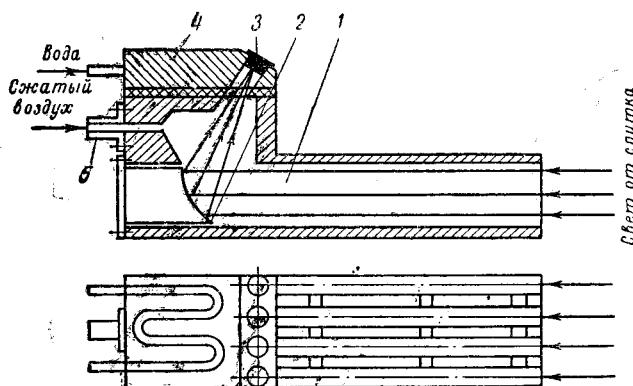


Рис. 4. Датчик конца слитка.

отличается от существующих наличием новых датчиков. В системе имеется два датчика, позволяющих учитывать проскальзывание металла, буксовку и отставание скорости заднего конца слитка от скорости валков: датчик конца слитка, разработанный институтом ВНИИЭлектропривод совместно с Уралмаш заводом, и измеритель длины недокатанной части, разработанный СПКБ Уралметаллургавтоматика. Наличие этих датчиков позволяет определять момент захвата слитка валками, момент выброса слитка из валков, контролировать буксовку и согласовывать как длину недокатанной части слитка с углом поворота валков, так и скорость конца слитка и валков.

Датчик конца слитка состоит из 14 одинаковых секций (рис. 3), установленных в зоне валков при помощи специального кронштейна. Каждая секция (рис. 4) имеет по четыре канала, расположенных через 25 мм. Параллельный пучок лучей от нагретого слитка по каналу 1 попадает на цилиндрическое зеркало 2. В фокусе зеркала помещается фототриод, который засвечивается при появлении слитка против данного канала. Сигнал с засвеченного фототриода поступает на полупроводниковый усилитель, усиливается и попадает на выходной коммутатор. С выхода коммутатора сигнал поступает в преобразователь. Для создания нормальных температурных условий работы фототриоды распо-

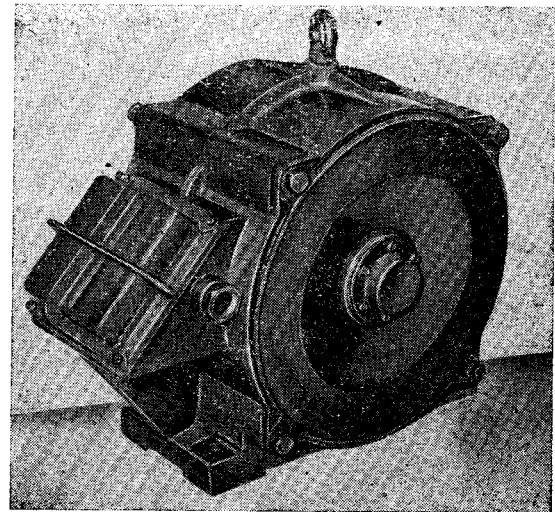


Рис. 5. Датчик угла поворота вала двигателя.

лагаются на медной пластине 4, в которой сделаны каналы для циркуляции воды.

Так как в зоне валков всегда имеется большое количество воды, пара, дыма и т. п., то для обеспечения надежной работы датчика производится очистка его поля зрения. Для этого очищенный сухой воздух с давлением 6–8 ат подводится к патрубку 5, и, выходя из каналов датчика со скоростью до 100 м/сек, обеспечивает надежный отдув из поля зрения датчика пара, дыма, пыли и т. п.

Описанное устройство контролирует положение начала и конца слитка в зоне по 700 мм в обе стороны от оси валков. Контроль положения торцов полосы в пределах 0,7–3 м от оси осуществляется индикатором длины недокатанной части.

Для определения скорости и угла поворота валков клети применяется датчик индукционного типа (рис. 5), состоящий из одного диска с 16 зубцами-магнитопроводами и одной измерительной головки. Измерительная головка представляет собой неподвижный шихтованный Ш-образный магнитопровод (рис. 6). На два крайних стержня магнитопровода насыжены по две катушки, питающиеся током частотой 2400 гц. Перед торцом магнитопровода 1 перемещаются 16 зубцов 2 из магнитопроводящего материала, укрепленные на роторе 3. Ширина зубца 2 такова, что он перекрывает половину магнитной цепи измерительной головки и при повороте ротора 3 половина магнитной цепи либо замыкается зубцом 2 (рис. 6, б), либо оказывается разомкнутой (рис. 6, а). При замыкании цепи магнитопровода измерительной головки зубцом 2 на выходе измерительной головки появляется напряжение.

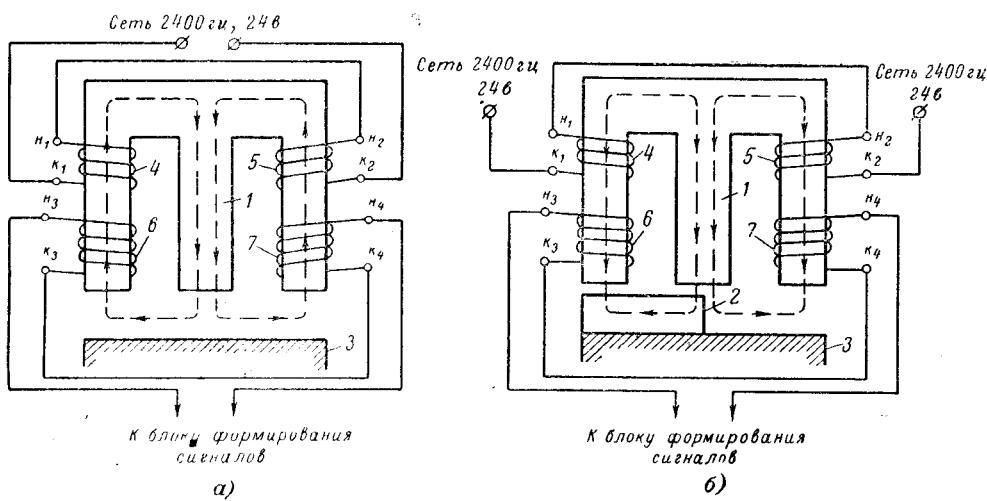


Рис. 6. К принципу действия датчика угла поворота.

Так как вал ротора З соединен с валом двигателя, при повороте последнего на выходе измерительной головки датчика появляются сигналы, число которых пропорционально измеряемому углу поворота и скорости главного двигателя.

Входящие в систему управления датчики тока и среднеквадратичного тока выполнены на базе элементов Холла. На медные шины главной цепи надеваются шихтованные стальные сердечники, в разрезы которых вставляются элементы Холла. Сигнал, снимаемый с элемента Холла, пропорционален току главной цепи. Вычисление среднеквадратичного тока производится при помощи логических полупроводниковых элементов.

Рассмотренная в статье система управления является экспериментальной, однако и она, как было показано выше, позволяет учитывать ряд технологических факторов, влияющих на процесс прокатки, и реализовать сложные законы управления приводом, приближающие процесс прокатки к оптимальному режиму.

Принятые обозначения:

$v = \frac{\omega}{\omega_n}$ — скорость двигателя в относительных единицах;

$i = \frac{I}{I_n}$ — ток якоря двигателя в относительных единицах;

$M_{ct} = \frac{M_c}{M_n}$ — статический момент в относительных единицах;

$t = \frac{T}{T_n}$ — время в относительных единицах;

$$T_n = \frac{J \omega_n}{M_n};$$

T — время, сек;

φ — угол поворота вала двигателя в относительных единицах; за единицу угла поворота принят угол, на который поворачивается вал двигателя за время T_n при $\omega = \omega_n$;

$Q_1 = \int_0^{t_1} i^2 dt$ — количество тепла, выделяемое в якоре двигателя за время t_1 (в относительных единицах);

i_{ck} — среднеквадратичный ток в относительных единицах;

i_0 — максимально допустимое значение тока в якорной цепи в относительных единицах;

$v_3; v_{31}; v_{32}$ — соответственно скорость захвата слитка, скорость захвата в предыдущем пропуске, скорость захвата в последующем пропуске (в относительных единицах);

l_0 — длина слитка в относительных единицах;

v_b — скорость выброса слитка в относительных единицах;

n — скорость двигателя, об/мин;

l_v — длина недокатанной части слитка в относительных единицах.

*

Литература

1. Воронецкий Б. Б. и Святославский В. А., Оптимальные режимы работы главного привода блюминга, «Электричество», 1964, № 7.

2. Святославский В. А., Применение принципа максимума для расчета оптимального управления двигателями постоянного тока с неизменным возбуждением, «Электричество», 1963, № 9.

3. Святославский В. А., О синтезе систем оптимального управления электроприводами постоянного тока, «Электричество», 1965, № 8.

[4.8.1966]



УДК 621.3.015.5

Влияние абсолютной влажности воздуха на разрядные напряжения длинных воздушных промежутков

О. В. ВОЛКОВА, А. С. РЕЙНГОЛЬД и В. И. ЧЕРНЫШЕВ

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

При выборе габаритов линий и подстанций очень высокого напряжения весьма важен учет метеорологических условий. Между тем влияние влажности на разрядные напряжения больших воздушных промежутков изучено недостаточно. В последние годы этому вопросу был посвящен ряд работ [Л. 1—4], однако в них не рассматривалось влияние влажности воздуха на разрядные напряжения при коммутационных волнах, играющих существенную роль при очень высоких напряжениях.

Поправка на абсолютную влажность воздуха, предлагаемая ГОСТ 1516-60, представляется для больших промежутков неприемлемой. Международная электрическая комиссия, Публикация 60 рекомендуют относиться к поправкам на влажность

с осторожностью и не вводить их, когда возникает сомнение.

В 1964—1966 гг. в ВЭИ была выполнена работа по определению влияния влажности на разрядные напряжения вертикальных стержневых промежутков длиной 1—3 м и промежутков стержень — плоскость в диапазоне 1,0—5,5 м при плавном подъеме напряжения промышленной частоты и при воздействии коммутационной волны.

Испытуемые объекты выполнялись следующим образом: в качестве верхнего стержня как для промежутка стержень — стержень, так и для промежутка стержень — плоскость использовалась алюминиевая труба диаметром 50 мм, длиной 3,5 м. Труба подвешивалась к гирлянде из шести стерж-

невых изоляторов типа СП-110. Между гирляндой и трубой находилось экранированное кольцо диаметром 0,84 м. Нижним электродом промежутка стержень — стержень служила труба диаметром 50 мм, длиной 10 м, установленная на треугольной раме с помощью пеньковых растяжек. Плоскость представляла квадратную площадку со стороной 10 м, покрытую медными листами. Во время опытов расстояние до ближайшего заземленного объекта было около 10 м.

Методика испытаний при плавном подъеме напряжения промышленной частоты соответствовала ГОСТ 1516-60. Для получения каждой точки напряжение прикладывалось 20 раз.

Методика испытаний при коммутационных воздействиях была принята следующая:

1. Определялось среднее разрядное напряжение из 50 опытов при вероятности пробоя $\psi=0,75—0,95$.

2. Определялась вероятность пробоя промежутка в зависимости от амплитуды воздействующего напряжения. Для получения каждой точки вероятностной зависимости напряжение прикладывалось 50 раз.

Испытания проводились волной положительной полярности с косинусоидальным фронтом частоты 125 Гц ($\tau_{\phi}=2700 \text{ мксек}$).

Опыты сопровождались измерениями температуры, давления и абсолютной влажности воздуха с интервалом в 3 ч. Данные приводились к нормальным условиям по плотности воздуха по ГОСТ 1516-60.

Испытания велись в высоковольтном зале ВЭИ более трех лет. За время испытаний температура менялась в пределах 17,2—26,8° С, давление — 737,0—761,5 мм рт. ст., влажность — 1,0—13,8 г/м³ и плотность воздуха — 0,965—1,015.

Средние значения разрядных напряжений, приведенные к нормальным условиям по плотности воздуха, и среднеквадратические отклонения, полученные в различных сериях измерений, приведены для промежутков стержень — стержень в табл. 1 и для промежутков стержень — плоскость в табл. 2.

Всего для различных промежутков было проведено 45 серий измерений при плавном подъеме напряжения промышленной частоты по 20 опыта в каждой серии и 37 серий при коммутационной волне по 50 опытов в каждой серии.

Минимальное число серий, по которым строилась зависимость для нахождения поправочных коэффициентов при плавном подъеме напряжения промышленной частоты — 6 (число опытов 120), а при коммутационной волне — 5 (число опытов 250).

На рис. 1 приведены средние значения разрядных напряжений, полученные при плавном подъеме напряжения промышленной частоты и при положительной коммутационной волне для промежутков стержень — стержень.

Выборочные коэффициенты корреляции (r_n) между средними разрядными напряжениями и абсолютной влажностью воздуха близки к единице ($r_n=0,94—0,99$), что свидетельствует о линейном характере этой зависимости.

Таблица 1

**Средние разрядные напряжения промежутков стержень — стержень длиной 1,0—3,0 м
при различной влажности воздуха**

Вид воздействия струйного напряжения	Число опыт- тов в серии	1,0 м		2,0 м		3,0 м		$t, ^{\circ}\text{C}$	$P, \text{мм рт. ст.}$	$\tau, \text{г/м}^3$	δ	ГОСТ 1516-60, кривая "A"
		U, kV max	$Sn, \%$	U, kV max	$Sn, \%$	U, kV max	$Sn, \%$					
Плавный подъем напряжения промышленной частоты	20	480	0,65	—	—	—	—	19,0	740	3,2	0,972	1,105
	20	—	—	1 000	1,0	—	—	19,0	740	2,8	0,976	1,110
	20	—	—	—	—	1 500	1,5	20,0	737	1,0	0,982	1,114
	20	485	0,5	—	—	—	—	20,2	740	3,5	0,977	1,10
	20	—	—	1 030	2,6	1 520	2,8	20,2	740	3,5	0,977	1,10
	20	500	0,3	1 060	2,0	1 580	2,3	24,4	751	7,8	0,972	1,040
	20	510	0,5	—	—	—	—	17,6	755	7,2	1,015	0,048
	20	520	1,0	1 080	3,5	1 570	2,2	23,0	750	9,3	0,976	1,020
	20	530	0,75	1 080	1,9	1 575	2,2	21,2	742	10,2	0,972	1,008
	20	525	0,4	1 090	3,2	1 580	2,1	25,4	750	10,3	0,967	1,008
Коммутационная волна с фронтом 2700 мксек	20	533	0,8	1 090	3,2	—	—	26,4	755	10,6	0,966	1,005
	50	—	—	—	—	1 490	6,6	21,0	739	1,5	0,968	1,130
	50	—	—	1 070	4,6	—	—	18,3	745	2,9	0,986	1,110
	50	510	3,2	—	—	—	—	19,3	740	3,0	0,976	1,109
	50	500	1,3	—	—	—	—	19,2	745	3,2	0,983	1,105
	50	—	—	—	—	1 500	6,6	21,0	753	3,3	0,986	1,03
	50	—	—	1 040	4,0	—	—	20,2	745	3,6	0,980	1,099
	50	—	—	1 150	3,6	1 580	4,8	18,2	753	7,2	0,994	1,048
	50	535	1,4	—	—	—	—	18,0	752	7,5	0,994	1,040
	50	550	1,75	—	—	1 590	6,9	23,4	750	9,0	0,975	1,025
	50	—	—	1 150	5,6	—	—	22,6	744	10,3	0,969	1,008
	50	—	—	—	—	1 615	5,3	26,8	755	10,7	0,971	1,003
	50	—	—	1 140	6,8	—	—	22,4	739	11,0	0,969	1,00
	50	—	—	—	—	1 670	5,7	22,1	744	11,8	0,970	0,992
	50	—	—	1 170	4,7	—	—	26,5	755	12,0	0,972	0,990
	50	590	0,8	—	—	—	—	24,2	755	13,8	0,919	0,970

Примечание. Все данные приведены к $\delta = 1$ по ГОСТ 1516-60.

Таблица 2

Средние разрядные напряжения промежутков стержень — плоскость длиной 1,0—5,5 м при различной влажности воздуха

Вид воздействующего напряжения	Число опытов в серии	1,0 м.		2,5 м		4,0 м		5,5 м		$t, ^\circ\text{C}$	$P, \text{мм рт. ст.}$	$\gamma, \text{г/м}^3$	δ	ГОСТ 1516-60, кривая "A"
		$U, \text{kV max}$	$Sn, \%$											
Плавный подъем напряжения промышленной частоты	20	460	0,6	1 040	1,8	1 450	2,0	1 715	1,2	18,5 17,3 17,4 17,2	750 746 748 747	2,7 3,0 3,0 3,1	0,991 0,992 0,993 0,992	1,112 1,110 1,110 1,108
	20	450	0,75	1 050	1,3	1 480	1,3	1 735	1,9	17,5 17,6 17,8 18,2	742 742 742 742	5,1 5,2 5,2 6,0	0,983 0,988 0,981 0,980	1,088 1,077 1,063 1,065
	20	470	0,8	1 060	2,0	1 500	1,3	1 740	1,9	19,0 19,0 19,2 19,2	762 762 762 762	5,5 5,5 4,9 4,9	1,004 1,004 1,003 1,003	1,070 1,070 1,080 1,080
	20	480	2,3	1 030	2,2	1 440	3,2	1 680	1,4	19,3 19,4 20,6 20,7	753 753 752 752	9,0 9,2 9,4 9,0	0,993 0,992 0,988 0,987	1,025 1,022 1,020 1,025
	20	515	2,3	1 090	2,1	1 520	2,2	1 850	1,1	24,1 25,0 24,8 24,0	747 747 748 746	11,5 11,0 11,0 11,5	0,968 0,966 0,968 0,968	0,995 — — 0,995
	20	490	1,7	1 095	2,2	1 540	2,4	1 790	1,8	23,9 23,9 23,8 23,8	746 746 746 746	13,6 13,6 13,5 13,5	0,969 0,969 0,969 0,969	0,971 0,971 0,972 0,972
Коммутационная волна с фронтом 2 700 мксек	50	440	1,8	980	4,5	1 330	4,9	1 525	4,4	18,2 18,2 19,0 18,7	447 447 448 450	3,0 3,0 3,3 3,0	0,987 0,988 0,990 0,991	1,108 1,108 1,102 1,108
	50	445	0,7	1 000	5,3	1 325	4,5	1 540	5,3	18,0 18,2 19,2 18,4	740,5 740,3 742,2 742,2	3,5 3,5 5,5 5,0	0,986 0,983 0,979 0,983	1,100 1,100 1,070 1,080
	50	445	1,5	970	4,9	1 340	5,2	1 490	5,0	19,2 19,4 19,1 19,7	758 759 759 760	5,2 4,7 4,6 3,8	0,998 1,000 1,005 1,000	1,025 1,083 1,085 1,097
	50	500	3,2	1 020	1,7	1 340	6,4	1 520	5,3	20,8 21,6 22,3 22,6	752 751 751 751	8,5 9,0 10,1 9,5	0,986 0,982 0,979 0,979	1,030 1,025 1,010 1,020
	50	520	1,5	1 090	6,1	1 400	5,1	1 610	4,6	23,8 24,8 24,0 24,0	744 745 745 745	13,8 13,0 10,8 10,8	0,988 0,965 0,968 0,968	0,970 0,977 1,003 1,003

Примечание. Все данные приведены к $\delta = 1$ по ГОСТ 1516-60.

Величины поправочных коэффициентов на влажность воздуха для промежутков стержень — стержень при коммутационной волне и при плавном подъеме напряжения промышленной частоты приведены на рис. 2. Там же нанесены данные, полученные в Великобритании, и поправочная кривая, предлагаемая ГОСТ 1516-60, для стержневых промежутков при 50 гц.

Из сопоставления поправок, полученных для промежутков стержень — стержень при 50 гц и при коммутационной волне видно, что с ростом длины

промежутка поправочные коэффициенты уменьшаются, однако при коммутационной волне эта зависимость выражена несколько слабее.

Поправочные коэффициенты на 1 g/m^3 изменения абсолютной влажности по отношению к стандартной (11 g/m^3) принимают следующие значения. При размерах промежутка 1, 2 и 3 м поправка при плавном подъеме напряжения промышленной частоты составляет соответственно 1,4; 1,0 и 0,55%, а при коммутационной волне с фронтом 2 700 мксек (125 гц) — 1,7; 1,25 и 1,1%.

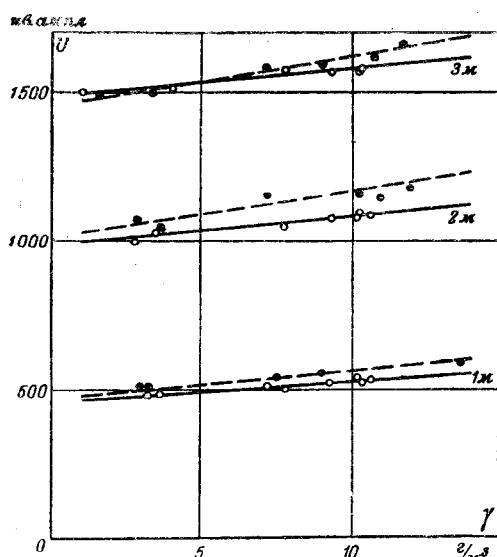


Рис. 1. Средние значения разрядных напряжений промежутка стержень—стержень в зависимости от абсолютной влажности воздуха. ○—плавный подъем, 50 гц, 20 опытов; ●—коммутационная волна положительной полярности с фронтом 2 700 мкsec, 50 опытов.

Методом наименьших квадратов была подобрана зависимость поправочного коэффициента K (в процентах) на $1 \text{ г}/\text{м}^3$ изменения абсолютной влажности воздуха от размера промежутка стержень—стержень S (в метрах).

При плавном подъеме напряжения промышленной частоты

$$K_{50 \text{ гц}} = 1,85 - 0,43 S.$$

При коммутационной волне с фронтом 2 700 мкsec (125 гц)

$$K_k = 1,95 - 0,3 S.$$

Данные ВЭИ по 50 гц хорошо согласуются с результатами, полученными в Великобритании [Л. 3], а для промежутка $S=1,0 \text{ м}$ — с ГОСТ 1516-60.

Вероятностные зависимости пробоя промежутка стержень—стержень при различной влажности воздуха представлены на рис. 3. Опытные точки были получены по методике, указанной в пункте «б». Обработка результатов показала, что поправочные коэффициенты на абсолютную влажность воздуха при коммутационных волнах, полученные по средним разрядам напряжения при высокой вероятности разряда ($\phi=0,75-0,95$) и по 50% разрядным напряжениям, совпадают. Для сокращения времени эксперимента при определении влияния влажности достаточно найти средние разрядные напряжения при высокой вероятности разряда.

Выборочные коэффициенты корреляции, полученные для промежутков стержень—плоскость свидетельствуют, что зависимость средних разрядных напряжений от влажности воздуха весьма существенна для промежутков 1,0 и 2,5 м при коммутационной волне и для промежутка длиной 1,0 м при 50 гц ($r_n=0,85-0,97$).

Для промежутков 2,5 м и более при 50 гц и 4,0—5,5 м при коммутационной волне выборочный

коэффициент корреляции значительно уменьшается ($r_n=0,5-0,6$).

Поправочные коэффициенты на влажность для промежутков стержень—плоскость при плавном подъеме напряжения промышленной частоты и при коммутационной волне положительной полярности с фронтом 2 700 мкsec приведены на рис. 4.

При размерах промежутка 1,0; 2,5; 4,0 и 5,5 м поправка на $1 \text{ г}/\text{м}^3$ изменения абсолютной влажности по отношению к стандартной при плавном подъеме напряжения составляет соответственно 1,3; 0,35; 0,17 и 0,16%, а при коммутационной волне с фронтом 2 700 сек (125 гц) — 1,35; 1,1; 0,35 и 0,3%.

С ростом длины промежутка поправка к разрядному напряжению на абсолютную влажность воздуха как при плавном подъеме напряжения промышленной частоты, так и при коммутационной волне уменьшается. Влияние влажности воздуха при коммутационных воздействиях сильнее; с ростом промежутка стержень—плоскость это влияние уменьшается несколько медленнее, чем при плавном подъеме напряжения промышленной частоты.

Методом наименьших квадратов была вычислена зависимость поправки K (в процентах) на $1 \text{ г}/\text{м}^3$ изменения абсолютной влажности от длины S промежутка стержень—плоскость.

При плавном подъеме напряжения промышленной частоты

$$K_{50 \text{ гц}} = 2,2 - 0,88 S \text{ при } S = 1 \div 2,5 \text{ м},$$

$$K_{50 \text{ гц}} = 0,55 - 0,075 S \text{ при } S > 2,5 \text{ м}.$$

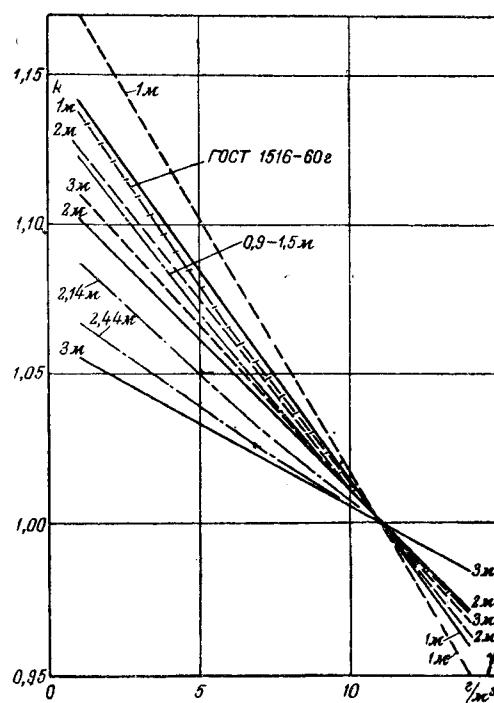


Рис. 2. Поправочные коэффициенты на абсолютную влажность воздуха при 50 гц и коммутационной волне с фронтом 2 700 мкsec (125 гц) для промежутка стержень—стержень.
— ВЭИ, 50 гц; — ВЭИ, коммутационная волна; — [Л. 3], 50 гц; — ГОСТ 1516-60, 50 гц, кривая А.

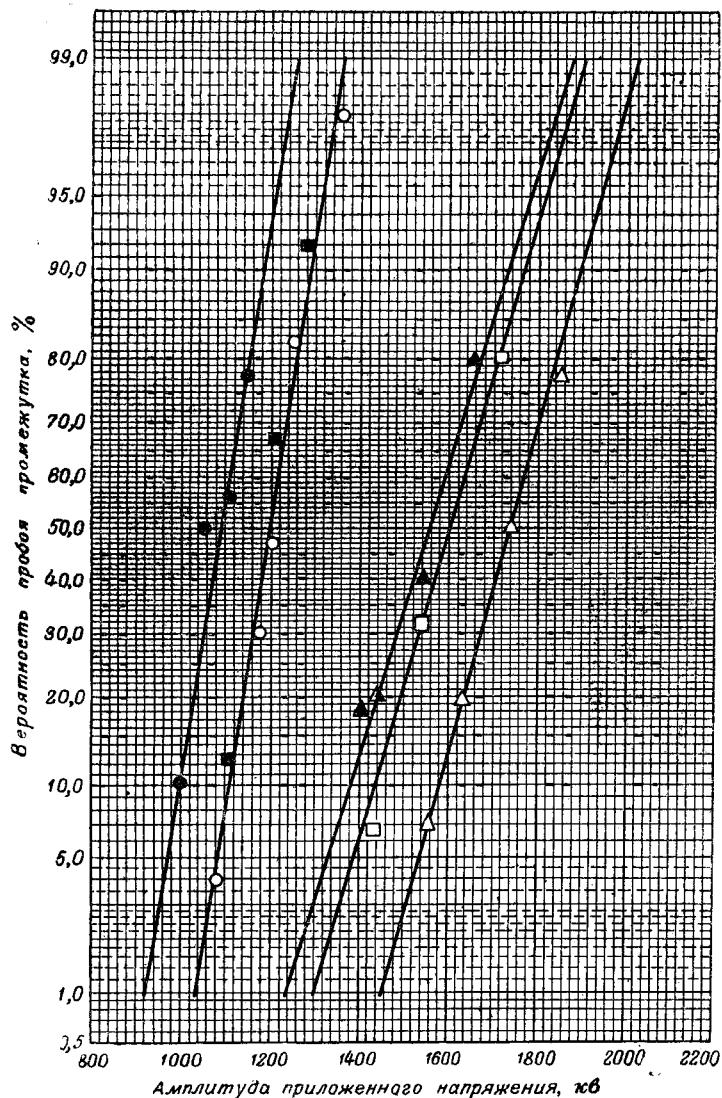


Рис. 3. Вероятность пробоя промежутка стержень—стержень длиной 2 и 3 м при различной абсолютной влажности воздуха.
 ○—2 м; $\gamma=9,6-10,2 \text{ г/м}^3$, 1964 г.; ■—2 м, $\gamma=10,3-11,0 \text{ г/м}^3$, 1965 г.;
 ●—2 м, $\gamma=2,8-3,4 \text{ г/м}^3$, 1964 г.; △—3 м; $\gamma=9,6-10,2 \text{ г/м}^3$, 1964 г.; □—3 м;
 $\gamma=2,8-3,4 \text{ г/м}^3$, 1964 г.; ▲—3 м, $\gamma=1,5-1,6 \text{ г/м}^3$, 1965 г.

При коммутационной волне:

$$K_k = 1,6 - 0,26S.$$

При определении разрядных напряжений для любых воздушных конструкций размером 1,0–2,0 м как при плавном подъеме напряжения промышленной частоты, так и при коммутационных волнах достаточной длительности ($\tau_{\phi}=1000-5000 \text{ мксек}$) можно пользоваться поправками на влажность, рекомендуемыми ГОСТ 1516-60; для воздушных конструкций размером 5,0 м и более поправку на абсолютную влажность воздуха вводить не следует.

Исследования показали, что влияние влажности воздуха на разрядные напряжения существенно зависит от вида промежутка и формы воздействующе-

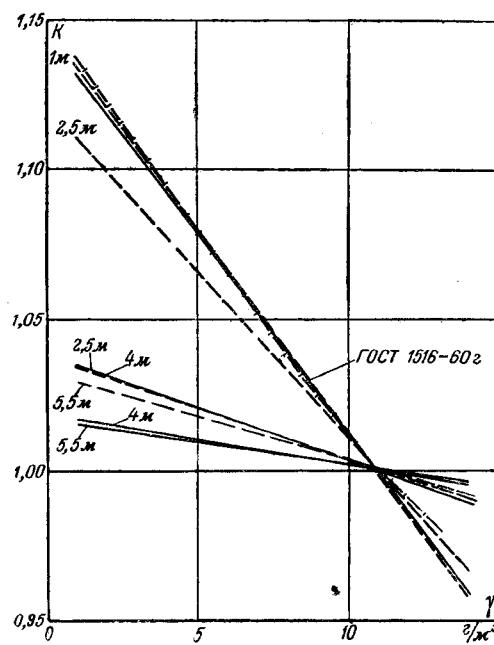


Рис. 4. Поправочные коэффициенты на абсолютную влажность воздуха при 50 Гц и коммутационной волне с фронтом 2700 мксек для промежутка стержень—стержень.
 — 50 Гц; - - - коммутационная волна;
 -/- ГОСТ 1516-60, 50 Гц, кривая A.

го напряжения, поэтому необходимо проверить влияние влажности на реальные промежутки, характерные для линий и подстанций.

Механизм влияния абсолютной влажности на разрядные напряжения при различной длине воздушных промежутков и при различных типах воздействующего напряжения пока не ясен. Он требует дополнительного изучения.

Литература

- Беляков Н. Н. и Рашкес В. С., Оценка снижения электрической прочности внешней изоляции под влиянием метеорологических условий, «Электричество», 1961, № 6.
- Александров Г. Н., Методика выбора изоляции линий электропередач по условию надежной работы при воздействии внутренних перенапряжений, Известия вузов, Энергетика, 1962, № 7.
- Standing W. G., Browning D. H., Huggins R. C. and Roberts W. J. «Effect of humidity on flat-shower of air-gaps and insulators under alternating (50 c/s) and impulse (1/50 μs) voltages», Proceeding IEE, Part «A» Power Quarterly, 1963, № 2.
- Александров Г. Н. и Рудакова Е. М., Исследование влияния параметров атмосферного воздуха на разрядные напряжения длинных воздушных промежутков, сб. «Пробой диэлектриков и полупроводников», изд-во «Энергия», 1964.

[19.8.1967]



Распределение потенциала на поверхности земли территории тяговой подстанции переменного тока

Канд. техн. наук Р. Н. КАРЯКИН, инж. С. П. ВЛАСОВ и инж. И. А. ШЕВЕЙКО
 Всесоюзный научно-исследовательский институт железнодорожного транспорта, Московский институт инженеров железнодорожного транспорта

Характерной особенностью тяговой подстанции переменного тока является использование контурного заземлителя в качестве одного из элементов цепи отсоса [Л. 1]. Стекание тока с контурного заземлителя приводит к возникновению в земле электрического поля.

Для обеспечения безопасности эксплуатации тяговых подстанций конструкция контурного заземлителя должна быть выполнена таким образом, чтобы напряжения шага и прикосновения не превышали допустимых величин.

Точное решение уравнений, описывающих электрическое поле заземлителя, даже для однородной земли, имеющей постоянное удельное электрическое сопротивление ($\rho = \text{const}$), известно только для заземлителей, имеющих достаточно простую форму (шар, цилиндр, эллипсоид вращения и пр.). Контурный заземлитель тяговой подстанции обычно выполняется в виде сложной комбинации несимметричной сетки из горизонтальных полос, образующих ячейки различного размера и конфигурации, и вертикальных электродов, неравномерно распределенных по территории подстанции. Как правило, контурный заземлитель располагается в неоднородной земле, имеющей многослойную структуру, нередко усложненную горизонтальной неоднородностью. Кроме контурного заземлителя, на территории подстанции всегда имеются мощные естественные заземлители: рельсы подъездного пути, связанные с тяговыми рельсами, а также оболочки кабелей и водопровод. Точного решения уравнения поля для сложного заземлителя, каким является контурный заземлитель тяговой подстанции, не существует. Поэтому представляет большой практический интерес разработка приближенных инженерных методов расчета распределения потенциалов на поверхности земли территории тяговой подстанции.

В [Л. 2] приведены формулы для расчета напряжений прикосновения и шага на территории контурного заземлителя. Однако все эти формулы были получены для однородной земли. Выполненные в 1965/1966 гг. во Всесоюзном научно-исследовательском институте железнодорожного транспорта теоретические и экспериментальные исследования позволяют предложить инженерную методику расчета напряжений прикосновения и шага для сложного заземлителя, работающего в неоднородной земле.

При разработке методики расчета были приняты следующие допущения.

1. Земля в зоне растекания является неоднородной структурой, состоящей из двух горизонтальных слоев. Предполагается, что горизонтальной неоднородностью можно пренебречь.

2. В пределах каждого слоя земля однородна. Сопротивление верхнего слоя земли ρ_1 , нижнего слоя земли ρ_2 . Толщина верхнего слоя земли h .

3. Заземлитель, состоящий из горизонтальных полос и вертикальных электродов, целиком расположен в пределах верхнего слоя земли.

4. Продольные сопротивления полос сетки и вертикальных электродов малы по сравнению с сопротивлением растеканию заземлителя и ими можно пренебречь.

Исходя из основных физических представлений о характере процесса стекания тока с контурного заземлителя в землю, можно представить выражения напряжений шага U_{AB} и прикосновения U_{EF} в виде:

$$U_{AB} = k_1 \rho_v \frac{I}{L}, \quad (1)$$

$$U_{EF} = k_2 \rho_v \frac{I}{L}, \quad (2)$$

где k_1, k_2 — коэффициенты, учитывающие неравномерный характер растекания тока из сетки в землю;

ρ_v — эквивалентное удельное электрическое сопротивление неоднородной земли, характеризующее распределение потенциала на поверхности, $\text{ом} \cdot \text{м}$;

I — ток, стекающий с заземлителя в землю, а ;

L — полная суммарная длина горизонтальных полос и вертикальных электродов, м .

Потенциал заземлителя:

$$U = IR, \quad (3)$$

где R — сопротивление растеканию заземлителя, ом .

Напряжения шага и прикосновения удобно представить в относительных величинах:

$$u_{AB} = \frac{U_{AB}}{U} = \frac{k_1 \rho_v}{RL}, \quad (4)$$

$$u_{EF} = \frac{U_{EF}}{U} = \frac{k_2 \rho_v}{RL}. \quad (5)$$

Сопротивление растеканию R контурных заземлителей тяговых подстанций можно представить в виде [Л.3]:

$$R = 0,52 \frac{\rho_v}{\sqrt{S}}, \quad (6)$$

где ρ_v — эквивалентное удельное электрическое сопротивление неоднородной земли, определяющее при прочих равных условиях сопротивление растеканию заземлителя, $\text{ом} \cdot \text{м}$;

S — площадь, ограниченная контуром заземлителя, м^2 .

Подставляя выражение (6) в формулы (4) и (5), получим:

$$u_{AB} = 1,92 k_1 \frac{\sqrt{S}}{L} \frac{\rho_v}{\rho_a}, \quad (7)$$

$$u_{EF} = 1,92 k_2 \frac{\sqrt{S}}{L} \frac{\rho_v}{\rho_a}. \quad (8)$$

Коэффициенты k_1 , k_2 определяются выражениями [Л. 2]:

$$k_1 = k_{AB} \cdot k_I, \quad (9)$$

$$k_2 = k_{EF} k_I, \quad (10)$$

где

$$k_I = 0,65 + 0,172 N, \quad (11)$$

$$k_{AB} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{1}{2t} + \frac{1}{D+t} + \sum_{j=3}^N \frac{1}{(j-1)D} \right), \quad (12)$$

$$k_{EF} = \frac{1}{2\pi} \ln \frac{D^2}{16dt} + \frac{1}{\pi} \ln \left(\frac{3}{4} \right) \left(\frac{5}{6} \right) \dots, \quad (13)$$

N — число параллельных полос сетки в одном направлении;

D — среднее расстояние между соседними полосами, м;

t — глубина заложения полос сетки, м;

d — эквивалентный диаметр проводников сетки, м.

Зависимости коэффициентов k_1 , k_2 от расстояния между полосами сетки D и их числа в одном ряду N применительно к параметрам контурных заземлителей подстанций ($t=0,5, \dots, 1$ м, $d=0,01, \dots, 0,05$ м) изображены на рис. 1.

Эквивалентные сопротивления ρ_a и ρ_v могут быть представлены в виде следующих аппроксимирующих функций:

$$\rho_a = \rho_2 \left[1 + \frac{Bh}{\sqrt{S}} \left(\frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right) \right], \quad (14)$$

$$\rho_v = \rho_1 \left[1 - \left(1 - \frac{\rho_2}{\rho_1} \right) \left(1 - \frac{Ch}{\sqrt{S}} \right) \right], \quad (15)$$

где B , C — некоторые постоянные, численные значения которых были найдены экспериментально.

Нетрудно проверить, что уравнения (14) и (15) удовлетворяют граничным условиям, вытекающим из физической сущности процесса стекания тока с заземлителем. В самом деле, если $\rho_1 = \rho_2 = \rho$ (однородная земля), то из уравнений (14) и (15) следует, что $\rho_a = \rho_v = \rho$. Если толщина верхнего слоя земли достаточно мала, т. е.

$$\frac{Bh}{\sqrt{S}} \ll 1 \quad (16)$$

и

$$\frac{Ch}{\sqrt{S}} \ll 1, \quad (17)$$

то $\rho_a \approx \rho_v \approx \rho_2$. Наконец, если верхний слой земли имеет значительную толщину, т. е.

$$\frac{Bh}{\sqrt{S}} = 1 \quad (18)$$

или

$$\frac{Ch}{\sqrt{S}} = 1, \quad (19)$$

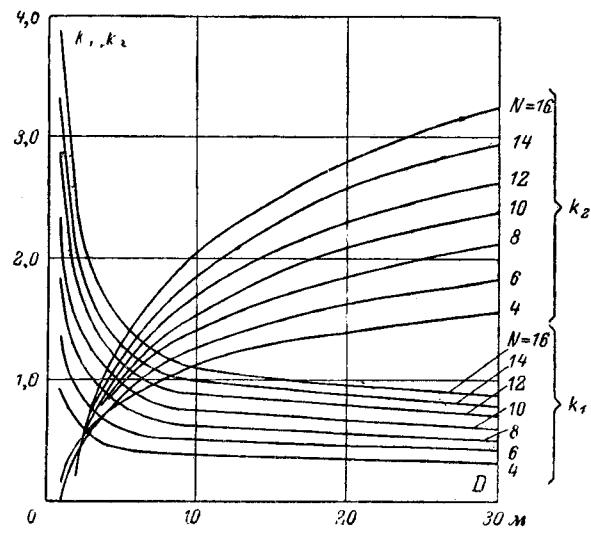


Рис. 1.

то $\rho_a = \rho_v = \rho_1$. Следует заметить, что если толщина верхнего слоя земли h превышает критические значения, определяемые уравнениями (18) и (19), то необходимо принимать $\rho_a = \rho_v = \rho_1$.

Из уравнений (3), (6) и (14) следует, что

$$B = \frac{\sqrt{S}}{h} \frac{\left(1,92 \frac{\sqrt{S} U}{I \rho_2} - 1 \right)}{\left(\frac{\rho_1}{\rho_2} - 1 \right)}. \quad (20)$$

Из уравнений (7), (8) и (14), (15) можно получить, что

$$C = \frac{\rho_2 (\alpha - 1)}{\rho_1 - \rho_2} \frac{\sqrt{S}}{h} + \alpha B, \quad (21)$$

где

$$\alpha = 0,52 \frac{u_{AB} L}{k_1 \sqrt{S}} \quad (22)$$

или

$$\alpha = 0,52 \frac{u_{EF} L}{k_2 \sqrt{S}}. \quad (23)$$

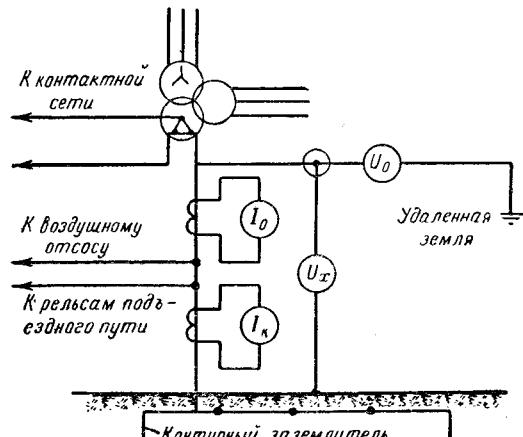


Рис. 2.

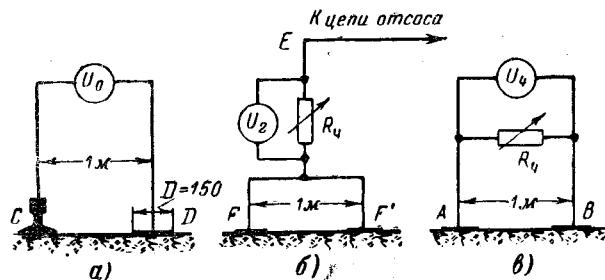


Рис. 3.

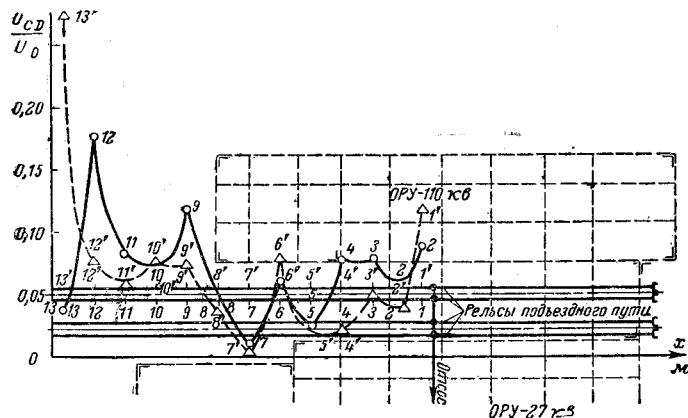


Рис. 4.

Таким образом задача экспериментального определения входящих в формулы (14), (15) коэффициентов B и C сводится к измерениям параметров земли ρ_1 , ρ_2 , h , тока I , потенциала U и напряжений шага u_{AB} и прикосновения u_{EF} .

Экспериментальные исследования на тяговых подстанциях Горьковской дороги выполнялись в апреле 1966 г., на подстанциях Юго-Восточной дороги — в июне — июле 1966 г.

Измерения проводились при длительных режимах (нормальных и вынужденных), а также при коротких замыканиях. В процессе испытаний выполнялись **синхронные** измерения токов цепи отсаса I_0 и контурного заземлителя I_k , потенциала цепи отсаса U_0 , потенциалов точек поверхности земли на территории тяговой подстанции, напряжения шага U_{AB} и прикосновения U_{EF} , а также разностей потенциалов между рельсами подъездного пути и точками земли на расстоянии 1 м от них U_{CD} .

Изменения токов при длительных режимах производились обычными стрелочными астатическими

амперметрами класса точности 0,5; измерения потенциалов, разностей потенциалов, а также напряжений шага и прикосновения при длительных режимах производились ламповыми вольтметрами типа ВЗ-3 класса точности 4 с большим входным сопротивлением (несколько $M\Omega$). Токи и напряжения при коротких замыканиях записывались магнитоэлектрическими осциллографами типа МПО-2 и Н-102.

Схемы измерений токов и потенциалов контурного заземлителя, а также напряжений шага и прикосновения на территории подстанции представлены на рис. 2 и 3.

Параметры земли ρ_1 , ρ_2 , h определялись по данным вертикального электрического зондирования (ВЭЗ) с помощью геофизических двухслойных палеток. Зондирование производилось австрийским измерителем сопротивления фирмы «Norma».

Измерения в длительных режимах выполнялись при токах, изменяющихся от нескольких до 500 а. Токи короткого замыкания изменялись в пределах от $1 \cdot 10^3$ до $4,4 \cdot 10^3$ а.

Во всем исследованном диапазоне токов зависимости потенциалов от токов носят линейный характер.

Основные параметры заземлителей приведены в табл. 1.

Характерные эпюры напряжений прикосновения к рельсам подъездного пути представлены на рис. 4, из которого видно, что максимальные напряжения прикосновения возникают в центрах ячеек сетки, причем по мере выхода за пределы контурного заземлителя напряжения резко возрастают.

Измерения показали, что напряжение шага имеет максимальную величину между точками земли на границе контура заземлителя и точками земли за пределами контура, отстоящими от его границы на расстоянии 1 м (рис. 5). Наибольшие напряжения прикосновения возникают в угловых ячейках контурного заземлителя. Диаграмма распределения потенциалов в угловой ячейке контурного заземлителя тяговой подстанции города Георгиу-Деж представлена на рис. 6.

Эпюры распределения потенциалов на поверхности земли в угловых ячейках контурных заземлителей тяговых подстанций (рис. 5, 6) позволили определить максимальные напряжения шага u_{AB}^{\max} и прикосновения u_{EF}^{\max} на территории этих подстанций.

Результаты экспериментального определения u_{AB}^{\max} и u_{EF}^{\max} представлены в табл. 2.

Таблица 1

Подстанция	Величины										
	ρ_1 , ом·м	ρ_2 , ом·м	h , м	$V_{S, m}^-$	L , м	D , м	N , шт	k_1	k_2	ρ_v , ом·м	ρ_v' , ом·м
Горький — Сортировочная	150	30	1,8	68	1 015	6,9	11	0,88	1,30	39,5	52
Сейма	1 500	15	5,0	57,2	930	7	4	0,40	0,95	405	925
Тарасиха	500	130	3,7	55,5	820	13,3	7	0,55	1,35	205	305
Отражка	1 150	60	13,5	65,0	800	5	7	0,65	0,90	740	1 150
Георгиу-Деж	4 200	240	2,9	107	1 950	27	9	0,60	2,20	585	1 040

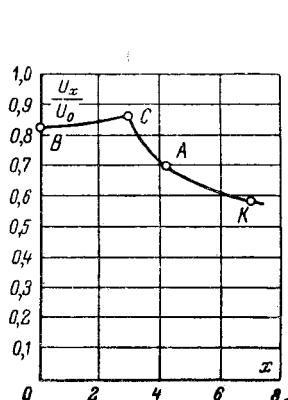


Рис. 5.

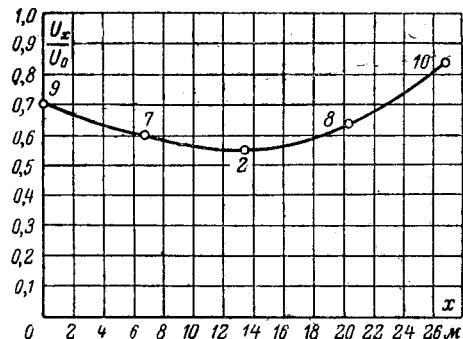
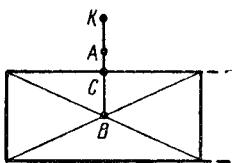


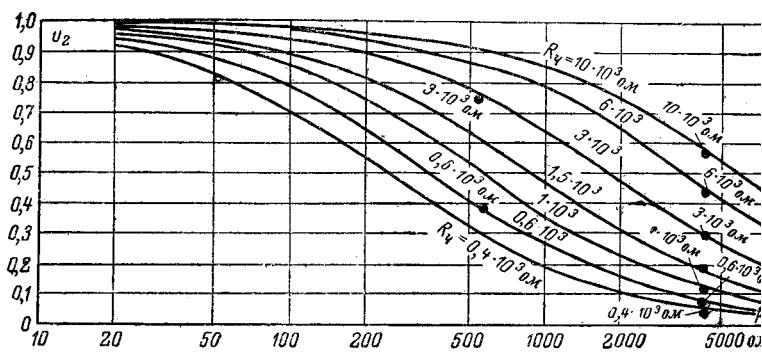
Рис. 6.

Выполненные измерения позволили установить с помощью формул (20)–(23), что для контурных заземлителей тяговых подстанций ($\frac{L}{VS} > 10$), содержащих вертикальные электроды, $B \approx 3$. При менее густой сетке ($\frac{L}{VS} < 10$) и отсутствии вертикальных электродов рекомендуется принимать $B = 7$. Значение коэффициента C применительно к рассматриваемым условиям оказалось равным 7.

Таким образом, для расчета контурных заземлителей с вертикальными электродами (если $\frac{L}{VS} > 10$),

Таблица 2

Подстанции	Величины					
	u_{AB}^3	u_{EF}^3	u_{AB}	u_{EF}	$\delta_{AB} \%$	$\delta_{EF} \%$
Горький — Сортировочная	0,12	0,21	0,15	0,22	+25,0	+4,75
Сейма	—	0,205	0,11	0,25	—	+22,0
Тарасич	0,13	0,21	0,11	0,26	-15,0	+24,0
Отрожка	0,14	0,18	0,16	0,22	+14,5	+22,0
Георгиу-Деж	0,10	0,45	0,11	0,41	+10,0	-11,0



По мнению ряда исследователей [Л. 4], напряжения прикосновения и шага определяются сопротивлением верхнего слоя земли ρ_1 . Из рассмотрения табл. 1 следует, что эквивалентное удельное электрическое сопротивление ρ_v , определяющее напряжение шага и прикосновения, может в несколько раз отличаться от значений ρ_1 .

Таким образом, предлагаемая методика позволяет существенно повысить точность инженерных расчетов напряжений шага и прикосновения контурных заземлителей, расположенных в неоднородной земле.

На тяговых подстанциях Горький — Сортировочная, Сейма, Тарасиха и Георгиу-Деж были проведены эксперименты по оценке влияния проводимости тела человека $\frac{1}{R_q}$ и сопротивления земли ρ_1 на величину напряжений шага и прикосновения.

Представленная на рис. 3, а схема измерений имитирует попадание человека под напряжение прикосновения u_2 , когда человек, стоя на земле, касается рукой металлических частей, соединенных с заземлением. Схема на рис. 3, б имитирует попадание человека под шаговое напряжение u_4 . Сопротивление тела человека R_q имитировалось в этих схемах активным сопротивлением. Опыты проведены при значениях R_q , равных 400, 600, 1 000, 1 500, 3 000, 6 000 и 10 000 ом, а также при $R_q = \infty$. Ступни человека моделировались плоскими круглыми электродами диаметром 15 см, которые нагружались грузами, имитировавшими вес человека [Л. 5].

Из рассмотрения схем, представленных на рис. 3, следует, что относительные величины напряжения, приложенного к телу человека, определяются выражениями:

для схемы на рис. 3, а

$$u_q = \frac{U_4}{U_{AB}} = \frac{1}{1 + 6 \frac{\rho_1}{R_q}}, \quad (26)$$

для схемы на рис. 3, б

$$u_2 = \frac{U_2}{U_{EF}} = \frac{1}{1 + \frac{1}{2} \frac{3 \rho_1}{R_q}}. \quad (27)$$

Результаты экспериментального определения относительных величин напряжений прикосновения u_2 и шага u_4 представлены на рис. 7 и 8. На этих же рисунках приведены теоретические зависимости этих напряжений от сопротивления земли ρ_1 для различных сопротивлений тела человека R_q . При сравнении теоретических значений с экспериментальными видно, что максимальные погрешности расчета u_2 и u_4 не превышают соответственно 8 и 3%.

Выводы. 1. Экспериментальные исследования на тяговых подстанциях переменного тока подтвердили возможность расчета разностей потенциалов на поверхности неоднородной земли по эквивалентному удельному электрическому сопротивлению ρ_v .

2. Напряжения, приложенные к телу человека, находящегося на территории контурного заземли-

теля подстанций, с достаточной степенью точности могут быть рассчитаны по формулам (26) и (27), учитываяшим влияние удельного сопротивления верхнего слоя земли ρ_1 и сопротивления тела человека R_q .

Приложение. Проведем расчет напряжений прикосновения и шага для контурного заземлителя, выполненного из горизонтальных полос. Пусть размеры заземлителя $S=100 \times 100 \text{ м}^2$.

Заземлитель образован из десяти полос длиной по 100 м ($L=1000 \text{ м}$). Восемь полос ($N=8$) уложены параллельно на расстоянии одна от другой $D=14,3 \text{ м}$. Две другие полосы связывают их концы. Сетка расположена на глубине $t=0,6 \text{ м}$. Эквивалентный диаметр полос $d=0,02 \text{ м}$. Параметры земли: $\rho_1=1000 \text{ ом} \cdot \text{м}$, $\rho_2=100 \text{ ом} \cdot \text{м}$, $h=3 \text{ м}$.

Эквивалентное удельное сопротивление земли, определяющее сопротивление заземлителя, найдем по формуле (14б)

$$\rho_v = 100 \left[1 + \frac{7 \cdot 3,0}{\sqrt{100^2}} \left(\frac{1000}{100} - 1 \right) \right] = 290 \text{ ом} \cdot \text{м}.$$

По формуле (15а) находим эквивалентное удельно сопротивление земли, определяющее напряжения шага и прикосновения:

$$\rho_v = 1000 \left[1 - \left(1 - \frac{100}{1000} \right) \left(1 - \frac{7 \cdot 3,0}{\sqrt{100^2}} \right) \right] = 290 \text{ ом} \cdot \text{м}.$$

Из рис. 1 находим, что $k_1(D=14,3 \text{ м}; N=8)=0,62$; $k_2(D=14,3 \text{ м}; N=8)=1,625$.

Подставляя найденные величины в формулы (7) и (8), окончательно получим:

$$u_{AB} = 1,92 \cdot 0,62 \cdot \frac{290}{290} \cdot \frac{\sqrt{100^2}}{1000} = 0,12,$$

$$u_{EF} = 1,92 \cdot 1,625 \cdot \frac{290}{290} \cdot \frac{\sqrt{100^2}}{1000} = 0,31.$$

Интересно отметить, что точное решение рассматриваемой задачи, полученное по методике [Л. 6] расчетом на ЭЦВМ, дало $u'_{AB}=0,15$, а $u'_{EF}=0,28$. Эта же задача была решена Файстом [Л. 7] также с привлечением ЭЦВМ. Его решение: $u''_{AB}=0,08$; $u''_{EF}=0,25$.

Таким образом, предложенный инженерный метод расчета дает результаты, отличающиеся от результатов точных методов, требующих использования ЭЦВМ не более, чем на 20%.

Литература

1. Каракин 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. Ослон А. Б., Заземляющие устройства на линиях электропередачи и подстанциях высокого напряжения (стр. 65—184), «Электрические станции, сети и системы», 1964, ВИНТИ, М., 1966.

3. Каракин Р. Н., Сопротивление растеканию контуров заземления тяговых подстанций переменного тока, «Электричество», 1966, № 3.

4. Ендепуй И., Экспериментальная оценка удельного сопротивления грунта для проектирования стационарных заземлителей в неоднородной почве, AIEE Transactions pt. III (Power Apparatus and Systems), № 69, 1963.

5. Каракин Р. Н., Критерии безопасности заземлений устройств электрической тяги переменного тока, «Вестник Всесоюзного научно-исследовательского института железнодорожного транспорта», 1966, № 2.

6. Эбен Л. Е., Якобс А. И., Коструба С. И. и Живаго В. Т., Программа расчетов параметров заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ и ее применение для исследовательских целей и при проектировании, Сб. докладов Всеобщей конференции по заземлениям, Харьков, 1966.

7. Feist K. H., Optimale Bemessung von Erdungsanlagen, «Electrotechnische Zeitschrift», Ausgabe A, N. 11, 1966.

[14.7.1967]



Об измерении удельного поверхностного сопротивления диэлектриков

Инж. Л. С. БОНДАРЕНКО

Рижский политехнический институт

Для измерения удельного поверхностного сопротивления ρ_s плоских диэлектриков ГОСТ 6433-65 рекомендует схемы, содержащие три электрода (рис. 1). Из схем видно, что измеренный ток I не равен току поверхностной утечки I_s , так как кроме тока I_s между измерительными электродами проходит составляющая тока объемной утечки I_{v_1} , и измеренный ток I будет равен сумме этих токов:

$$I = I_s + I_{v_1}.$$

Если ρ_s определяется для гидрофильных диэлектриков при относительной влажности, отличной от нуля, то относительная погрешность измерения невелика, так как в этом случае $I_s \gg I_{v_1}$. Для гидрофобных же поверхностей токи I_{v_1} и I_s соизмеримы, и относительная погрешность измерения может иметь значительную величину.

Делались попытки уменьшить погрешность измерений ρ_s . Так были предложены различного рода системы электродов [Л. 1]. Подбирая формы электродов и находя зависимость тока I_{v_1} от расстояния между электродами и толщины образца, авторы стремились уменьшить составляющую тока объемной утечки. А. П. Геппе [Л. 2] рекомендует при расчете ρ_s делать поправку на наличие тока I_{v_1} , допуская, что линии тока являются полуокружностями. Однако это допущение не всегда справедливо.

Кроме того, наличие защитного электрода 3 делает невозможным применение этого метода для измерения удельного поверхностного сопротивления пленочных материалов, так как при расположении электродов, рекомендованном стандартом, расстояние между измерительными электродами 2 и 1 во много раз больше расстояния между электродом 1 и защитным электродом 3. В этом случае ток I_{v_1} , может идти по пути, показанному пунктиром на рис. 2, что вносит существенную погрешность в измерение удельного поверхностного сопротивления.

При существующих системах электродов измерение ρ_s имеет тем большую погрешность, чем меньше отличаются по величине токи I_s и I_{v_1} диэлектрика.

Природа поверхностных токов еще мало изучена, поэтому знание точной величины удельного поверхностного сопротивления представляет не только практический, но и научный интерес. Автором предложена схема измерения ρ_s (рис. 3), которая позволяет точно определить поверхностную составляющую тока утечки I_s . В этой схеме измеренный ток

$$I = I_s + I_v.$$

Для нахождения ρ_s (и одновременно ρ_v) используется разный характер зависимости объемного R_v и поверхностного R_s сопротивлений от размеров образца:

$$R_v = \rho_v \frac{l}{S} \text{ (ом),}$$

$$R_s = \rho_s \frac{l}{p} \text{ (ом),}$$

где l — расстояние между электродами, м;
 S — площадь соприкосновения электрода с образцом, m^2 ;
 p — периметр этой площади, м.

Из этих формул видно, что при увеличении площади соприкосновения электродов с диэлектриком в n раз объемное сопротивление R_v уменьшается в n раз, а поверхностное сопротивление R_s — в \sqrt{n} раз. Поэтому по схеме на рис. 3 следует измерять токи двух образцов исследуемого материала, имеющих разные площади соприкосновения с диэлектриком. Измеренные токи I_1 и I_2 связаны с размерами образцов и подводимыми к ним напряжениями U_1 и U_2 уравнениями:

$$\frac{I_1}{U_1} = \frac{S_1}{\rho_v l_1} + \frac{p_1}{\rho_s l_1},$$

$$\frac{I_2}{U_2} = \frac{S_2}{\rho_v l_2} + \frac{p_2}{\rho_s l_2}.$$

Индексами 1 и 2 отмечены величины, относящиеся соответственно к первому и второму образцу. Решая эту систему уравнений, получаем:

$$\rho_v = \frac{S_1 p_2 - S_2 p_1}{\frac{I_1}{U_1} l_1 p_2 - \frac{I_2}{U_2} l_2 p_1} \text{ (ом·м),}$$

$$\rho_s = \frac{S_1 p_2 - S_2 p_1}{\frac{I_2}{U_2} l_2 S_1 - \frac{I_1}{U_1} l_1 S_2} \text{ (ом).} \quad (1)$$

Размеры образцов подбираются исходя из эквивалентной схемы для данного случая, состоящей из параллельно соединенных сопротивлений R_v и R_s . Если ток в одном из этих сопротивлений окажется намного больше тока во втором сопротивлении, то заметные изменения тока в большем сопротивлении будут незначительно отражаться на величине

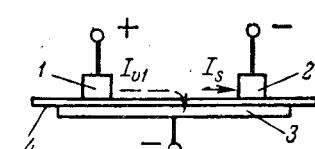
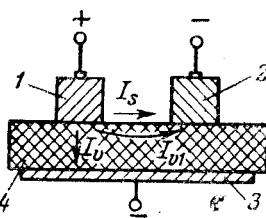
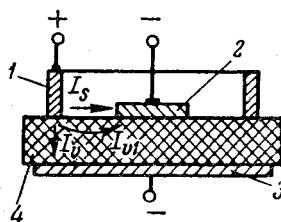


Рис. 2. Пути прохождения токов I_{v_1} и I_s при измерении ρ_s пленочных материалов по ГОСТ 6433-65.
Обозначения см. рис. 1.

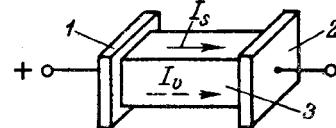


Рис. 1. Схемы измерения ρ_s по ГОСТ 6433-65.
1 и 2 — измерительные электроды;
3 — защитный электрод;
4 — исследуемый образец.

Рис. 3. Схема измерения ρ_v и ρ_s по предлагаемой методике.
1 и 2 — измерительные электроды;
3 — исследуемый образец.

общего тока, измеряемого прибором. Поэтому большее сопротивление будет измеряться с меньшей точностью, а меньшее — с большей.

Исходя из этого, следует выбирать

$$\rho_v \frac{l}{s} \geq \rho_s \frac{l}{p}.$$

Принимая $\rho_v = k\rho_s$, получаем:

$$\frac{kl}{s} \geq \frac{l}{p}.$$

Если образцы имеют прямоугольное сечение $s = h_1 h_2$, то неравенство принимает вид:

$$\frac{k}{h_1 h_2} \geq \frac{l}{2(h_1 + h_2)}.$$

При $h_1 = mh_2$ из последнего неравенства получаем:

$$h_2 \leq \frac{2k(m+1)}{m}.$$

Тогда

$$h_1 \leq 2k(m+1).$$

Зная толщину образца h_1 и ориентировочно задаваясь величинами m и k , определяем размер h_2 .

Используя формулу (1), можно точно определить удельное сопротивление ρ_s при условии, что поверхности образцов не подвергались механической обработке. Если же часть граней была обработана, то для определения ρ_v и ρ_s следует измерять токи трех образцов исследуемого материала. Измеряемые токи связаны с размерами образцов уравнениями:

$$\frac{I_1}{U_1} = \frac{S_1}{\rho_v l_1} + \frac{a_1}{\rho_s l_1} + \frac{a'_1}{\rho'_s l_1},$$

$$\frac{I_2}{U_2} = \frac{S_2}{\rho_v l_2} + \frac{a_2}{\rho_s l_2} + \frac{a'_2}{\rho'_s l_2},$$

$$\frac{I_3}{U_3} = \frac{S_3}{\rho_v l_3} + \frac{a_3}{\rho_s l_3} + \frac{a'_3}{\rho'_s l_3},$$

где S — площадь соприкосновения электродов с соответствующим образцом, m^2 ;

l — расстояние между электродами, m ;

a и a' — ширина необработанной и соответственно обработанной поверхностей образцов (индексы указывают номер образца), m^2 ;

ρ'_s — удельное поверхностное сопротивление обработанной поверхности, om .

Решая эту систему уравнений, находим:

$$\begin{aligned} \rho_v &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{U_1 l_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + U_2 l_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{U_3 l_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)} (OM \cdot M), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho_s &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{U_1 l_1(S_3 a'_2 - S_2 a'_3) + U_2 l_2(S_1 a'_3 - S_3 a'_1) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{U_3 l_3(S_2 a'_1 - S_1 a'_2)} (OM), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho'_s &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{U_1 l_1(S_2 a_3 - S_3 a_2) + U_2 l_2(S_3 a_1 - S_1 a_3) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{U_3 l_3(S_1 a_2 - S_2 a_1)} (OM). \end{aligned}$$

Изложенная методика была применена для определения ρ_v и ρ_s нескольких электроизоляционных материалов. В качестве измерительного прибора использовался электрометрический усилитель типа УИ-2 с верхним диапазоном измеряемого тока $10^{-13} a$. Одновременно были определены ρ_v и ρ_s по методу, рекомендуемому стандартом. Результаты измерений сведены в таблицу.

Исследуемый материал	Измерения по методике ГОСТ 6433-65		Измерения по предлагаемой методике	
	ρ_v , $OM \cdot M$	ρ_s , OM	ρ_v , $OM \cdot M$	ρ_s , OM
Гетинакс	$8,7 \cdot 10^{10}$	$6,93 \cdot 10^{10}$	$8,0 \cdot 10^{10}$	$3 \cdot 10^{11}$
Полиэтилен с тальком	$1,25 \cdot 10^{12}$	$3,56 \cdot 10^{13}$	$1,5 \cdot 10^{12}$	$9,65 \cdot 10^{13}$
Полиэтилен с мелом	$2,3 \cdot 10^{12}$	$6,05 \cdot 10^{13}$	$2,1 \cdot 10^{12}$	$2,4 \cdot 10^{14}$
Сополимер стирола с этиленом с неорганическим наполнителем	$6,2 \cdot 10^{11}$	$1,24 \cdot 10^{13}$	$6,25 \cdot 10^{11}$	$2,5 \cdot 10^{14}$

Как и следовало ожидать, из-за наличия объемной составляющей тока утечки значения ρ_s , измеренные по ГОСТ 6433-65, получаются заниженными.

Литература

- Чабра О. П., Электрические процессы на поверхности полимеров при условиях высокой влажности и температуры, Диссертация, Московский энергетический институт, 1965.
- Геппе А. П., О поверхностном сопротивлении диэлектриков, «Электричество», 1958, № 3.

[10.10.1967]



Сопротивление проводящей полосы при нарушении сплошности ее поперечного сечения

Канд. техн. наук Л. С. КРОТМАН

Институт автоматики и электрометрии СО АН СССР

Задача о расчете сопротивления проводника с несплошным сечением возникает в тех случаях, когда стыковой контакт между двумя шинами (рис. 1) осуществляется лишь по части (CH) их поперечного сечения, что имеет место при крупных дефектах паяного контакта. Такие дефекты приводят к значительному повышению сопротивления проводника и опасному перегреву контакта. Эта же задача может быть сформулирована в терминах электростатики как задача отыскания плоско-параллельного поля между двумя Т-образными электродами и в терминах гидродинамики — как задача о протекании идеальной жидкости в канале с двумя боковыми уступами. Если считать, что дефекты доходят до краев шины, а число их не превышает двух, то электрическое поле тока в таком паяном контакте будет таким, как показано на рис. 1. Исследование случая одиночного дефекта, не доходящего до краев шины [Л. 1], связано с большими математическими трудностями, однако качественная сторона явления остается той же.

Паяные контакты находят широкое применение в современном электромашиностроении, особо ответственна их роль в обмотках статоров машин большой мощности. О наличии крупных одиночных дефектов паяных контактов свидетельствует статистика аварий по причине перегрева и распайки обмоток. В связи с этим теоретическое рассмотрение процессов, сопровождающих протекание тока в проводящей полосе при нарушениях сплошности ее поперечного сечения, приобретает особый интерес. Поставленная задача не может быть решена с помощью теории зажимных контактов Хольма [Л. 2], так как в ней рассматривается только случай очень малых контактных площадок, когда можно считать, что ток перетекает из одного полупространства в другое через площадку заданной формы.

Для расчета сопротивления, вносимого нарушениями сплошности поперечного сечения (рис. 1), определим электрическое поле тока I проводящей полосы, для чего достаточно найти конформное отображение заданной области z на полосу. Введем обозначения:

$w = u + jv$ — комплексный потенциал поля;

u — потенциальная функция;

v — функция потока (силовая функция);

γ — проводимость материала проводящей полосы;

δ — ее толщина;

$$\alpha_1 = \frac{\pi h_1}{h_0}; \quad \alpha_2 = \frac{\pi h_2}{h_0}.$$

Суперпозицией следующих пяти отображений преобразуем заданную область к плоскости z_5 с двумя выброшенными лучами по горизонтальной оси:

$$z_1 = \frac{\pi z}{h_0}; \quad z_2 = e^{z_1}; \quad z_3 = \frac{z_2 - 1}{z_2 + 1} = \operatorname{th} \frac{z_1}{2};$$

$$z_4 = z_3^2 = \operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2};$$

$$z_5 = z_4 + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right) = \operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} \right).$$

Отображение плоскости с двумя выброшенными лучами на полосу с заданным соответствием точек известно [Л. 3]:

$$z_6 = \frac{z_5 + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} - \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right)}{z_5 - \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} - \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right)} =$$

$$= \frac{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2}};$$

$$z_7 = \sqrt{z_6} = \sqrt{\frac{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2}}};$$

$$z_8 = \frac{\cos \frac{\alpha_1}{2}}{\cos \frac{\alpha_2}{2}}; \quad w = \frac{v_2}{\pi} \ln z_8.$$

$$z_7 + \frac{\cos \frac{\alpha_1}{2}}{\cos \frac{\alpha_2}{2}}$$

При этом приняты следующие граничные условия: функция потока на нижнем краю полосы $v = v_1 = 0$, на верхнем краю $v = v_2$, на линии CH потенциал $u_{CH} = 0$. Путем простых преобразований выражение для w можно привести к виду (вместо z_1 далее везде пишется z):

$$w = \frac{v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \frac{2 \operatorname{ch} z - (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2)}{\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2} =$$

$$= \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \sqrt{\frac{\operatorname{ch}^2 \frac{z}{2} - \cos^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\cos^2 \frac{\alpha_1}{2} - \cos^2 \frac{\alpha_2}{2}}}. \quad (1)$$

Разделением вещественной и мнимой частей последнего равенства можно получить уравнение силовых линий (по этому уравнению построено поле на рис. 1), а также выражение для потенциальной функции

$$u = \frac{v_2}{\pi} \operatorname{Arsh} \frac{1}{a \sqrt{2}} \times$$

$$\times \sqrt{V \overline{V} [A^2(x, y) + B^2(x, y) - a^2]^2 + 4a^2 B(x, y) + \cdots + A^2(x, y) + B^2(x, y) - a^2}, \quad (2)$$

где

$$A(x, y) = 2 \operatorname{ch} x \cos y - (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2);$$

$$B(x, y) = 2 \operatorname{sh} x \sin y; \quad a = \cos \alpha_1 - \cos \alpha_2.$$

общего тока, измеряемого прибором. Поэтому большее сопротивление будет измеряться с меньшей точностью, а меньшее — с большей.

Исходя из этого, следует выбирать

$$\rho_v \frac{l}{s} \geq \rho_s \frac{l}{p}.$$

Принимая $\rho_v = k\rho_s$, получаем:

$$\frac{kl}{s} \geq \frac{l}{p}.$$

Если образцы имеют прямоугольное сечение $s = h_1 h_2$, то неравенство принимает вид:

$$\frac{k}{h_1 h_2} \geq \frac{l}{2(h_1 + h_2)}.$$

При $h_1 = mh_2$ из последнего неравенства получаем:

$$h_2 \leq \frac{2k(m+1)}{m}.$$

Тогда

$$h_1 \leq 2k(m+1).$$

Зная толщину образца h_1 и ориентировочно знаясь величинами m и k , определяем размер h_2 .

Используя формулу (1), можно точно определить удельное сопротивление ρ_s при условии, что поверхности образцов не подвергались механической обработке. Если же часть граней была обработана, то для определения ρ_v и ρ_s следует измерять токи трех образцов исследуемого материала. Измеряемые токи связаны с размерами образцов уравнениями:

$$\frac{I_1}{U_1} = \frac{S_1}{\rho_v l_1} + \frac{a_1}{\rho_s l_1} + \frac{a'_1}{\rho'_s l_1},$$

$$\frac{I_2}{U_2} = \frac{S_2}{\rho_v l_2} + \frac{a_2}{\rho_s l_2} + \frac{a'_2}{\rho'_s l_2},$$

$$\frac{I_3}{U_3} = \frac{S_3}{\rho_v l_3} + \frac{a_3}{\rho_s l_3} + \frac{a'_3}{\rho'_s l_3},$$

где S — площадь соприкосновения электродов с соответствующим образцом, m^2 ;

l — расстояние между электродами, m ;

a и a' — ширина необработанной и соответственно обработанной поверхностей образцов (индексы указывают номер образца), m^2 ;

ρ'_s — удельное поверхностное сопротивление обработанной поверхности, ом .

Решая эту систему уравнений, находим:

$$\begin{aligned} \rho_v &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{I_1 l_1 (a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + I_2 l_2 (a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{I_3 l_3 (a_1 a'_2 - a_2 a'_1)} (O.M \cdot M), \\ &\quad + \frac{I_3}{U_3} l_3 (a_1 a'_2 - a_2 a'_1) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho_s &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{I_1 l_1 (S_3 a'_2 - S_2 a'_3) + I_2 l_2 (S_1 a'_3 - S_3 a'_1) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{I_3 l_3 (S_2 a'_1 - S_1 a'_2)} (O.M), \\ &\quad + \frac{I_3}{U_3} l_3 (S_2 a'_1 - S_1 a'_2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \rho'_s &= \frac{S_1(a_2 a'_3 - a_3 a'_2) + S_2(a_3 a'_1 - a_1 a'_3) +}{I_1 l_1 (S_2 a_3 - S_3 a_2) + I_2 l_2 (S_3 a_1 - S_1 a_3) +} \dots \\ &\quad \leftarrow \dots + \frac{S_3(a_1 a'_2 - a_2 a'_1)}{I_3 l_3 (S_1 a_2 - S_2 a_1)} (O.M). \\ &\quad + \frac{I_3}{U_3} l_3 (S_1 a_2 - S_2 a_1) \end{aligned}$$

Изложенная методика была применена для определения ρ_v и ρ_s нескольких электроизоляционных материалов. В качестве измерительного прибора использовался электрометрический усилитель типа УИ-2 с верхним диапазоном измеряемого тока 10^{-13} а . Одновременно были определены ρ_v и ρ_s по методу, рекомендуемому стандартом. Результаты измерений сведены в таблицу.

Исследуемый материал	Измерения по методике ГОСТ 6433-65		Измерения по предлагаемой методике	
	ρ_v , ом·м	ρ_s , ом	ρ_v , ом·м	ρ_s , ом
Гетинакс	$8,7 \cdot 10^{10}$	$6,93 \cdot 10^{10}$	$8,0 \cdot 10^{10}$	$3 \cdot 10^{11}$
Полистилен с тальком	$1,25 \cdot 10^{12}$	$3,56 \cdot 10^{13}$	$1,5 \cdot 10^{12}$	$9,65 \cdot 10^{13}$
Полиэтилен с мелом	$2,3 \cdot 10^{12}$	$6,05 \cdot 10^{13}$	$2,1 \cdot 10^{12}$	$2,4 \cdot 10^{14}$
Сополимер стирола с этиленом с неорганическим наполнителем	$6,2 \cdot 10^{11}$	$1,24 \cdot 10^{13}$	$6,25 \cdot 10^{11}$	$2,5 \cdot 10^{14}$

Как и следовало ожидать, из-за наличия объемной составляющей тока утечки значения ρ_s , измеренные по ГОСТ 6433-65, получаются заниженными.

Литература

1. Чабра О. П., Электрические процессы на поверхности полимеров при условиях высокой влажности и температуры. Диссертация, Московский энергетический институт, 1965.

2. Геппе А. П., О поверхностном сопротивлении диэлектриков, «Электричество», 1958, № 3.

[10.10.1967]



Сопротивление проводящей полосы при нарушении сплошности ее поперечного сечения

Канд. техн. наук Л. С. КРОТМАН

Институт автоматики и электрометрии СО АН СССР

Задача о расчете сопротивления проводника с несплошным сечением возникает в тех случаях, когда стыковой контакт между двумя шинами (рис. 1) осуществляется лишь по части (*CH*) их поперечного сечения, что имеет место при крупных дефектах паяного контакта. Такие дефекты приводят к значительному повышению сопротивления проводника и опасному перегреву контакта. Эта же задача может быть сформулирована в терминах электростатики как задача отыскания плоско-параллельного поля между двумя Т-образными электродами и в терминах гидродинамики — как задача о протекании идеальной жидкости в канале с двумя боковыми уступами. Если считать, что дефекты доходят до краев шины, а число их не превышает двух, то электрическое поле тока в таком паяном контакте будет таким, как показано на рис. 1. Исследование случая одиночного дефекта, не доходящего до краев шины [Л. 1], связано с большими математическими трудностями, однако качественная сторона явления остается той же.

Паяные контакты находят широкое применение в современном электромашиностроении, особо ответственна их роль в обмотках статоров машин большой мощности. О наличии крупных одиночных дефектов паяных контактов свидетельствует статистика аварий по причине перегрева и распайки обмоток. В связи с этим теоретическое рассмотрение процессов, сопровождающих протекание тока в проводящей полосе при нарушениях сплошности ее поперечного сечения, приобретает особый интерес. Поставленная задача не может быть решена с помощью теории зажимных контактов Хольма [Л. 2], так как в ней рассматривается только случай очень малых контактных площадок, когда можно считать, что ток перетекает из одного полупространства в другое через площадку заданной формы.

Для расчета сопротивления, вносимого нарушениями сплошности поперечного сечения (рис. 1), определим электрическое поле тока I проводящей полосы, для чего достаточно найти конформное отображение заданной области z на полосу. Введем обозначения:

$w = u + jv$ — комплексный потенциал поля;
 u — потенциальная функция;
 v — функция потока (силовая функция);
 γ — проводимость материала проводящей полосы;
 δ — ее толщина;

$$\alpha_1 = \frac{\pi h_1}{h_0}; \quad \alpha_2 = \frac{\pi h_2}{h_0}.$$

Суперпозицией следующих пяти отображений преобразуем заданную область к плоскости z_5 с двумя выброшенными лучами по горизонтальной оси:

$$z_1 = \frac{\pi z}{h_0}; \quad z_2 = e^{z_1}; \quad z_3 = \frac{z_2 - 1}{z_2 + 1} = \operatorname{th} \frac{z_1}{2};$$

$$z_4 = z_3^2 = \operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2};$$

$$z_5 = z_4 + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right) = \operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} \right).$$

Отображение плоскости с двумя выброшенными лучами на полосу с заданным соответствием точек известно [Л. 3]:

$$z_6 = \frac{z_5 + \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} - \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right)}{z_5 - \frac{1}{2} \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2} - \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2} \right)} = \frac{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2}};$$

$$z_7 = \sqrt{z_6} = \sqrt{\frac{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\operatorname{th}^2 \frac{z_1}{2} + \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha_1}{2}}};$$

$$z_7 - \frac{\cos \frac{\alpha_1}{2}}{\cos \frac{\alpha_2}{2}} = \frac{\cos \frac{\alpha_1}{2}}{\cos \frac{\alpha_2}{2}}; \quad w = \frac{v_2}{\pi} \ln z_6.$$

$$z_8 = \frac{z_7 + \frac{\alpha_1}{2}}{\cos \frac{\alpha_1}{2}}; \quad w = \frac{v_2}{\pi} \ln z_6.$$

При этом приняты следующие граничные условия: функция потока на нижнем краю полосы $v = v_1 = 0$, на верхнем краю $v = v_2$, на линии *CH* потенциал $u_{CH} = 0$. Путем простых преобразований выражение для w можно привести к виду (вместо z_1 далее везде пишется z).

$$w = \frac{v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \frac{2 \operatorname{ch} z - (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2)}{\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2} =$$

$$= \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \sqrt{\frac{\operatorname{ch}^2 \frac{z}{2} - \cos^2 \frac{\alpha_2}{2}}{\cos^2 \frac{\alpha_1}{2} - \cos^2 \frac{\alpha_2}{2}}}. \quad (1)$$

Разделением вещественной и мнимой частей последнего равенства можно получить уравнение силовых линий (по этому уравнению построено поле на рис. 1), а также выражение для потенциальной функции

$$u = \frac{v_2}{\pi} \operatorname{Arsh} \frac{1}{a \sqrt{2}} \times$$

$$\times \sqrt{[A^2(x, y) + B^2(x, y) - a^2]^2 + 4a^2 B(x, y)} +$$

$$\left. \begin{aligned} &\leftarrow \cdots + A^2(x, y) + B^2(x, y) - a^2, \end{aligned} \right. \quad (2)$$

где

$$A(x, y) = 2 \operatorname{ch} x \cos y - (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2);$$

$$B(x, y) = 2 \operatorname{sh} x \sin y; \quad a = \cos \alpha_1 - \cos \alpha_2.$$

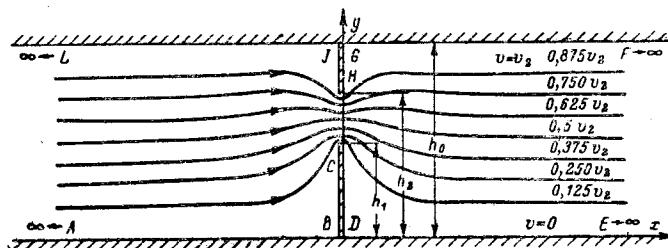


Рис. 1. Поле тока в проводящей полосе с двумя дефектами.

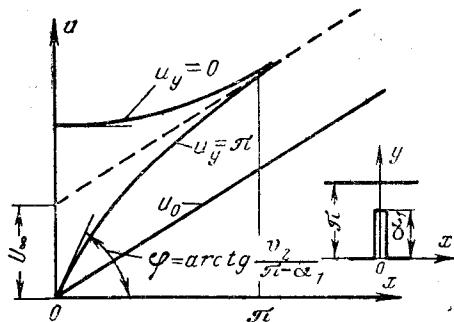


Рис. 2. Потенциалы на краях полосы с одним дефектом.

Исследуя уравнения (1) и (2), можно выделить три характерных области поля: первую непосредственно прилегающую к линии CH , вторую — включающую в себя отрезки полосы длиной порядка h_0 по обе стороны от контакта и третью — остальную часть полосы до бесконечности влево и вправо. В первой области эффект стягивания линий тока проявляется наиболее резко, напряженность поля здесь достигает наибольших значений, а в точках C и H обращается в бесконечность (эффект острия). Во второй области стягивание тока проявляется также достаточно сильно, напряженность поля меняется здесь от нуля в точках D и G (эффект тупого угла) до напряженности невозмущенного поля. В третьей области искажение поля настолько незначительно, что практически с ним можно не считаться.

Повышение потенциала u некоторой точки по сравнению с потенциалом $u_0 = E_0 x$ той же точки при невозмущенном поле (его напряженность $E_0 = \frac{v_2}{h_0}$) характеризует эффект стягивания линий тока.

На рис. 2 изображено распределение потенциалов вдоль верхнего и нижнего краев полосы для случая одного дефекта паяного контакта. Начальный ход кривых (т. е. потенциалы в первой и второй областях) определяется размером дефекта, а в третьей области кривая потенциала практически сливается с асимптотой, параллельной прямой для потенциала невозмущенного поля, и сдвинута относительно нее по оси ординат на некоторую величину U_∞ , характеризующую интегральный эффект стягивания линий тока. Это означает, что дефект контакта будет проявляться как некоторое дополнительное сопротивление $R_\infty = \frac{U_\infty}{I}$. Величину этого сопротивления

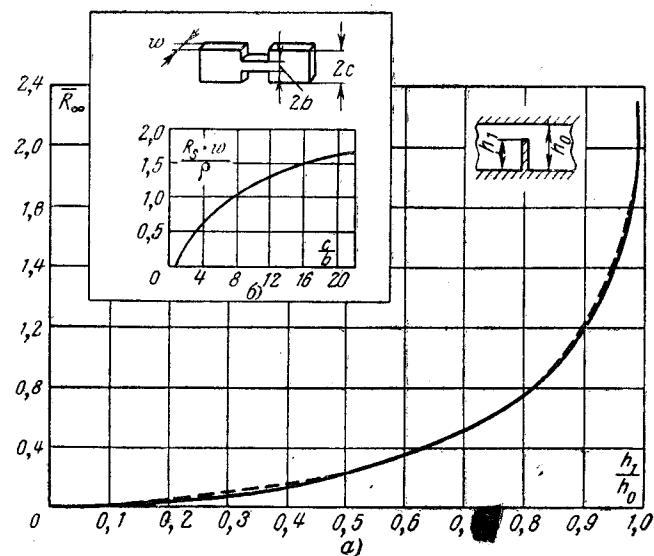


Рис. 3. Зависимость относительного дополнительного сопротивления полосы от размеров дефекта.

a — сплошная кривая — расчет по формуле (7), пунктирная — пересчитанные экспериментальные данные из [Л. 4]; b — экспериментальная кривая, приведенная в [Л. 4].

удобно сравнивать с сопротивлением участка полосы длиной h_0 ,

$$R_{h_0} = \frac{h_0}{\gamma \delta h_0} = \frac{v_2}{I}.$$

Отношение

$$R_\infty = \frac{R_\infty}{R_{h_0}} = \frac{U_\infty}{v_2}$$

будем называть относительным дополнительным сопротивлением.

Из сказанного ясно, что для определения дополнительного сопротивления достаточно найти выражение для потенциальной функции в третьей области. Однако при расчете перегрева контакта необходимо знать не только интегральный эффект стягивания линий тока (который определяет суммарные тепловые потери), но и дифференциальные характеристики поля тока (которые определяют распределение потерь в объеме шины).

При одном дефекте полосы, когда $a_2 = \pi$ из выражения (1) получим:

$$\begin{aligned} w = \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \frac{\operatorname{ch} \frac{z}{2}}{\cos \frac{\alpha_1}{2}} &= \frac{2v_2}{\pi} \ln \left(\operatorname{ch} \frac{z}{2} + \right. \\ &\quad \left. + \sqrt{\operatorname{ch}^2 \frac{z}{2} - \cos^2 \frac{\alpha_1}{2}} \right) - \frac{2v_2}{\pi} \ln \cos \frac{\alpha_1}{2}. \end{aligned} \quad (3)$$

Разделением вещественных и мнимых частей этого равенства можно получить выражения для силовых линий и для потенциальной функции

$$u = \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arsh} \sqrt{\frac{1}{2} \left(\frac{\operatorname{ch}^2 \frac{x}{2} - \sin^2 \frac{y}{2}}{\cos^2 \frac{\alpha_1}{2}} - 1 \right)} + \sqrt{\frac{1}{4} \left(\frac{\operatorname{ch}^2 \frac{x}{2} - \sin^2 \frac{y}{2}}{\cos^2 \frac{\alpha_1}{2}} - 1 \right)^2 + \frac{\operatorname{sh}^2 \frac{x}{2} \sin^2 \frac{y}{2}}{\cos^2 \frac{\alpha_1}{2}}}. \quad (4)$$

Положив в выражение (4) $y=0$ и $y=\pi$, получим потенциалы нижнего и верхнего краев полосы:

$$u_{y=0} = \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \frac{\operatorname{ch} \frac{x}{2}}{\cos \frac{\alpha_1}{2}}; \quad (5)$$

$$u_{y=\pi} = \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arsh} \frac{\operatorname{sh} \frac{x}{2}}{\cos \frac{\alpha_1}{2}}. \quad (6)$$

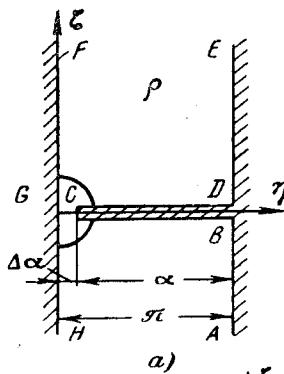
Нетрудно видеть, что

$$\lim_{x \rightarrow \infty} u_{y=0} = \lim_{x \rightarrow \infty} u_{y=\pi} = \frac{v_2}{\pi} \left(x + 2 \ln \frac{1}{\cos \frac{\alpha_1}{2}} \right),$$

откуда получим:

$$\bar{R}_\infty = \frac{2}{\pi} \ln \frac{1}{\cos \frac{\alpha_1}{2}}. \quad (7)$$

На рис. 3 представлена зависимость относительного дополнительного сопротивления от размера контакта. Рассмотрим случай, когда контактная площадка не менее чем на порядок отличается по



а)

своей величине от всей площади поперечного сечения шины, т. е.

$$\Delta h = H - h_1 \leqslant 0,1H; \quad \Delta \alpha = \pi - \alpha_1 \leqslant 0,1\pi.$$

Отобразим область z на область ρ (рис. 3, а) с помощью линейной функции

$$\rho = jz + \pi.$$

Здесь первой является область $|\rho| \leqslant 2\Delta\alpha_{\max}$ (полукруг на рис. 4, а), а второй — область $\rho \geqslant 2\Delta\alpha$. Для первой области, учитывая малость ρ и $\Delta\alpha$, получим из (3)

$$w = \frac{2v_2}{\pi} \operatorname{Arch} \frac{\rho}{\Delta\alpha}. \quad (8)$$

Известно [Л. 5], что функция (8) дает комплексный потенциал поля между плоскостью и полуплоскостью (рис. 4, б). Из выражения (8) после преобразований получим повышение потенциала для верхнего края полосы

$$U_{y=\pi} = u = u_0 = \frac{v_2}{\pi} \left(2 \operatorname{Arsh} \frac{x}{\Delta\alpha} - x \right). \quad (9)$$

Для второй области получаем

$$w = \frac{2v_2}{\pi} \ln \sin \frac{\rho}{2} + \frac{2v_2}{\pi} \ln \frac{4}{\Delta\alpha}. \quad (10)$$

Это уравнение комплексного потенциала поля, возбуждаемого точечным источником тока, помещенным в углу полуполосы (рис. 4, в). Повышение потенциала для верхнего и нижнего краев полосы соответственно равны.

$$U_{y=\pi} \approx \frac{v_2}{\pi} \left(2 \ln \frac{\operatorname{sh} \frac{x}{2}}{\frac{1}{4} \Delta\alpha} - x \right); \quad (11)$$

$$U_{y=0} \approx \frac{v_2}{\pi} \left(2 \ln \frac{\operatorname{ch} \frac{x}{2}}{\frac{1}{4} \Delta\alpha} - x \right). \quad (12)$$

Относительное дополнительное сопротивление оказывается равным

$$\bar{R}_\infty = \frac{2}{\pi} \ln \frac{1}{\frac{1}{2} \Delta\alpha}. \quad (13)$$

Используя полученные соотношения, произведем оценку распределения между областями повышения потенциала в случае большого дефекта контакта ($\Delta h \leqslant 0,1h_0$). Соответственно будут распределяться дополнительные тепловые потери. Полукружность, ограничивающая первую область (рис. 3, а), не является эквипотенциальной линией, но весьма близка к ней, так как эквипотенциальная линия проходящая через точку $\eta=0$; $\zeta=2\Delta\alpha$ есть полуэллипс с отношением осей $\frac{9}{10}$. Еще ближе к эквипотенциальной линии горизонтальная прямая $\zeta=\pi$,

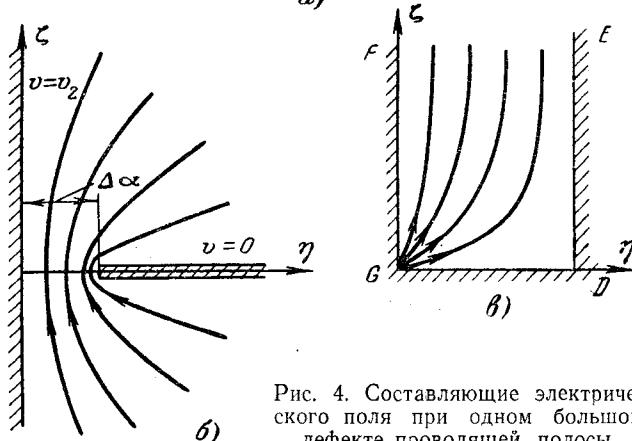


Рис. 4. Составляющие электрического поля при одном большом дефекте проводящей полосы.

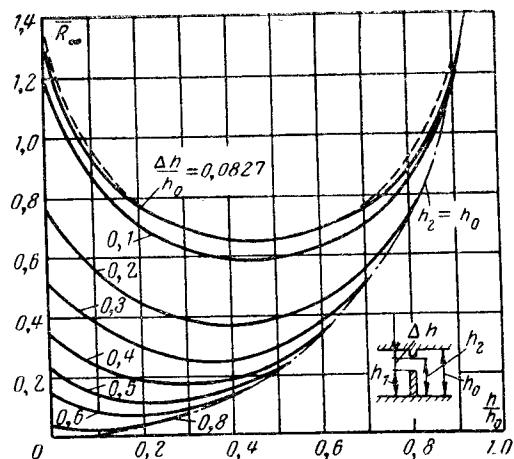


Рис. 5. Зависимость относительного дополнительного сопротивления полосы от размеров двух дефектов.
— расчет; — эксперимент.

ограничивающая вторую область: эквипотенциальная, проходящая через точку $\eta=0$; $\zeta=\pi$ является слабо изогнутой кривой с максимальной ординатой $\zeta_1=\pi$ (при $\eta=0$) и минимальной ординатой $\zeta_2=2,95$ (при $\eta=\pi$). Поэтому будем характеризовать первую и вторую область значениями повышения потенциала не по всей границе, а лишь в точках $\eta=0$; $\zeta=-2\Delta\alpha$ и $\eta=0$; $\zeta=\pi$ соответственно. Из (9), (11) и (13) при $0 \leq \Delta\alpha \leq 0,1\pi$ получаем

$$U_\infty \geq U_1 \geq 0,61U_\infty \text{ и } U_\infty \geq U_2 \geq 0,98U_\infty.$$

Из этих двух неравенств следует, что на первую область приходится приблизительно от 100 до 60% повышения потенциала, а почти все остальное повышение потенциала относится ко второй области. На третью область приходится не более 2% от этой величины.

Для случая, когда полоса имеет два дефекта, из формулы (2) после соответствующих преобразований получим:

$$\bar{R}_\infty = \frac{1}{\pi} \ln \frac{2}{\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2}. \quad (14)$$

На рис. 5 представлена зависимость полного относительного дополнительного сопротивления от величин h_1 и Δh . Огибающая $h_2=h_0-\Delta h$ соответствует одному дефекту. Из рис. 5 видно, что при заданной величине Δh дополнительное сопротивление максимально при $h_1=0$ и $h_1=h_0-\Delta h$, когда имеется один большой дефект и минимально при $h_1=-\frac{1}{2}(H-\Delta h)$, т. е. при распределении поровну между двумя дефектами суммарной дефектной площади. Заменяя далее каждый дефект двумя, равными ему по площади, нетрудно показать, что дополнительное сопротивление для полосы в целом будет неограниченно уменьшаться, хотя суммарная площадь дефектов остается неизменной. Отсюда следует, что по условию с точки зрения перегрева проводника наибольшую опасность представляют одиночные крупные дефекты.

При двух больших дефектах, когда $\Delta h=h_2-h_1 \leq 0,1H$ и $\Delta\alpha=\alpha_2-\alpha_1 \leq 0,1\pi$, первая область

будет заключена внутри круга радиуса $0,1\pi$ с центром в середине контактной площади. Здесь не будет заметно влияние краев полосы и поле будет таким же, как и в первой области при одном дефекте.

Поле во второй области ($|z-j\alpha_1| \geq 0,1\pi$; $x \leq 0$) будет полем точечного источника тока, помещенного в точке $j\alpha$ полуполосы $x > 0$. Относительное дополнительное сопротивление может быть найдено по формуле

$$\bar{R}_\infty = \frac{1}{\pi} \ln \frac{1}{\frac{1}{2} \Delta\alpha \sin \left(\alpha_1 + \frac{\Delta\alpha}{2} \right)}. \quad (15)$$

Нетрудно показать, что в случае двух дефектов вклад первой области в дополнительное сопротивление остается таким же, как и при одном дефекте, вклад же второй области во всяком случае не уменьшается.

В [Л. 4] приведены результаты экспериментального исследования зависимости дополнительного сопротивления от размеров дефектов сечения плоских проводящих образцов. На рис. 3, б, заимствованном из этой статьи, представлена зависимость дополнительного сопротивления R_s от отношения ширины полосы к ширине сужения. Дополнительное сопротивление определялось по формуле

$$R_s = R - R_1 - R_2,$$

где

$$R = \frac{u}{I};$$

I — ток через образец;

u — разность потенциалов между двумя точками, расположенными по обе стороны от центра сужения на достаточно большом от него расстоянии;

$$R_1 = \frac{\rho(2L-l)}{2cw}; \quad R_2 = \frac{\rho l}{2bw};$$

ρ — удельное сопротивление материала;

l — длина сужения.

Пересчитанная к нашим координатам эта кривая нанесена пунктиром на рис. 3, а; расхождение ее с теоретической кривой по величине относительного сопротивления не превосходит $\Delta\bar{R}_\infty=0,02$. На рис. 5 пунктиром показана экспериментальная зависимость дополнительного сопротивления, также взятая из [Л. 4] и пересчитанная к относительным координатам. Ее расхождение с теоретической кривой по величине относительного дополнительного сопротивления не превосходит $\Delta\bar{R}_\infty=0,4$.

Таким образом, сопоставление результатов расчета с экспериментальными данными подтверждает возможность практического использования полученных формул для определения сопротивления плоских проводников с дефектами поперечного сечения.

Литература

- Кротман Л. С., О расчете плоскопараллельного поля тока в проводящей полосе с тонким поперечным разрезом, Известия СО АН СССР, серия технических наук, вып. 1, 1964, № 2.
- Хольм Р., Электрические контакты, Изд-во иностранной литературы, 1961.
- Лаврентьев М. А. и Шабат Б. В., Методы теории функций комплексного переменного, Физматгиз, 1958.
- Конвенховен В. В., Сакетт В. Т., The spreading resistance of contacts, Welding Journal, 1950, October.

[3.3.1966]



Об одной особенности пробоя диэлектриков в полях мощного ионизирующего излучения

Инженеры Е. И. КНИЖНИК и К. С. ПЕДЧЕНКО

Институт физики АН УССР

Исследование поведения диэлектриков при наличии источника незелектрической энергии приобретает большое практическое значение для ряда областей техники. Одним из таких источников является мощное ионизирующее излучение, характерное для объектов ядерной энергетики и атомной техники.

Некоторые вопросы пробоя диэлектриков в поле ионизирующего излучения затронуты ранее в [Л. 1], однако авторы рассматривали только электрический пробой. Между тем для ряда технически важных диэлектриков, работающих в условиях облучения, несомненно целесообразно проанализировать возможность теплового пробоя. Такая необходимость возникает в связи с добавочным внутренним разогревом диэлектрика за счет поглощенной энергии ионизирующего излучения.

Известно [Л. 2], что при превышении определенной температуры T_0 пробивное напряжение диэлектрика снижается примерно экспоненциально

$$U_{\text{пр}}(T) = U_{\text{пр}}(T_0) \exp[-a(T-T_0)]. \quad (1)$$

При достаточно мощном излучении, даже при условии хорошего охлаждения наружных поверхностей диэлектрика, его внутренние слои могут быть сильно разогреты, и пробивное напряжение снизится в соответствии с (1).

Согласно теории теплового пробоя, разработанной В. А. Фоком, пробивное напряжение $U_{\text{пр}}$ твердого диэлектрика прямо пропорционально величине $\varphi(C)$ [Л. 2], где C — безразмерный параметр, определяемый как

$$C = \frac{\lambda_1 \alpha h}{\lambda(\lambda_1 + \alpha h)^2}, \quad (2)$$

где λ — коэффициент теплопроводности диэлектрика;

λ_1 — коэффициент теплопроводности электрода;

α — коэффициент внешней теплоотдачи;

h — толщина диэлектрика;

h_1 — толщина электрода.

Приведем взятые из [Л. 2, стр. 438] величины $\varphi(C)$ для различных значений параметра C :

C	$\varphi(C)$	C	$\varphi(C)$
0,005	0,030	0,129	0,151
0,020	0,060	0,186	0,179
0,045	0,090	0,250	0,207
0,081	0,120	0,341	0,237

Анализ этих данных показывает, что для $C < 0,250$ величины $\varphi(C)$ и C с высокой точностью могут быть связаны следующей зависимостью

$$\varphi(C) \propto C^{1/2}. \quad (3)$$

Следовательно, в соответствии с изложенным и согласно (2) и (3) при $C \leq 0,250$

$$U_{\text{пр}} \propto h^{1/2}. \quad (4)$$

Оценка величины C по (2), например, для фарфора в случае медных электродов толщиной $h_1 = 0,5$ см и воздушного охлаждения при $\lambda = 0,0023$ кал/см·град; $\lambda_1 = 0,83$ кал/см·сек·град;

$a = 1,4 \cdot 10^{-4}$ кал/см²·сек·град и $h = (0,1 \div 3,0)$ см дает значение $C = (0,003 \div 0,09)$. Такого же порядка величины получаются и для других технически важных диэлектриков, рассмотренных ниже.

Таким образом, для умеренных толщин диэлектрика может быть принята следующая зависимость

$$U_{\text{пр}} = E_{\text{пр}} h^{1/2} A, \quad (5)$$

где A — постоянная, см^{1/2}.

Однако при наличии фактора облучения зависимость $U_{\text{пр}}$ от толщины диэлектрика оказывается более сложной, и наращивание толщины может привести к обратному эффекту, т. е. снижению $U_{\text{пр}}$.

Распределение температуры в теле при наличии внутренних источников тепла удельной мощностью q_v описывается общим уравнением теплопроводности [Л. 3]:

$$c(T)\rho(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \text{div}[\lambda(T) \text{grad} T] + q_v, \quad (6)$$

где c — теплоемкость;

ρ — плотность;

λ — теплопроводность;

t — время;

T — температура.

Для стационарного режима $\frac{\partial T}{\partial t} = 0$, а величины c , ρ и λ можно считать независящими от температуры. Тогда из (6) получаем уравнение Пуассона

$$\nabla^2 T + \frac{q_v}{\lambda} = 0. \quad (7)$$

При значительных толщинах необходимо учитывать ослабление интенсивности излучения с толщиной и принимать:

$$q_v(x) = q_v(0) \exp(-\mu x).$$

В случае умеренных толщин допустимо положить $q_v = \text{const}$. Тогда решение уравнения (7) имеет следующий вид:

$$T - T_{\text{ст}} = \frac{q_v \delta^2}{2\lambda} \left(1 - \frac{x^2}{\delta^2} \right)$$

или

$$\Delta T_{\text{max}} = \frac{q_v \delta^2}{2\lambda}. \quad (8)$$

Таким образом, в качестве определяющей температуры диэлектрика в условиях облучения нужно брать не температуру окружающей среды или температуру стенки $T_{\text{ст}}$ (рис. 1), а T_{max} или среднюю по сечению. В проведенных нами расчетах в качестве определяющей использовалась температура T_{max} . Тогда тепловой пробой с учетом удельного тепловыделения q_v благодаря поглощению диэлектриком энергии излучения согласно (1), (5) и (8) описывается следующим уравнением:

$$U_{\text{пр}} = AE_{\text{пр}} h^{1/2} \exp[-a(T_{\text{max}} - T_{\text{ст}})] = A \sqrt{2} E_{\text{пр}} \delta^{1/2} \exp \left[-a \frac{q_v}{2\lambda} \delta^2 \right], \quad (9)$$

где $h = 2\delta$.

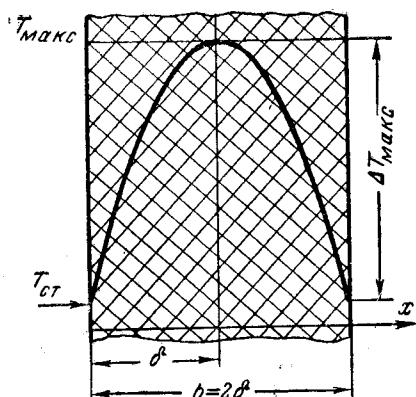


Рис. 1. Распределение температуры в пластине при наличии внутреннего источника тепла.

Нетрудно видеть, что функция $U_{\text{пр}}(\delta)$ имеет максимум в точке $\delta_{\max} = \sqrt{\frac{1}{4ab}}$, где $b = \frac{q_v}{2\lambda}$, а также перегиб в точке $\delta_{\text{пер}} = \sqrt{\frac{2 + \sqrt{5}}{4ab}}$.

На рис. 2 приведены рассчитанные согласно (9) кривые зависимостей пробивного напряжения от толщины для некоторых технических важных диэлектриков, находящихся в поле мощного ионизирующего излучения. В таблице указаны величины характерных точек кривых $h_{\max} = 2\delta_{\max}$ и $h_{\text{пер}} = 2\delta_{\text{пер}}$. Значения физических постоянных брались авторами из [Л. 4]; соответствующие величины a находились по зависимостям $I_n U_{\text{пр}} = f(T)$, построенным по данным [Л. 2 и 5]; при этом $q = \frac{q_v}{\rho}$ и $A = 1 \text{ см}^{1/2}$.

Для расчетов были выбраны три неорганических диэлектрика, обладающие, как известно [Л. 6 и 7], высокой радиационной стойкостью,

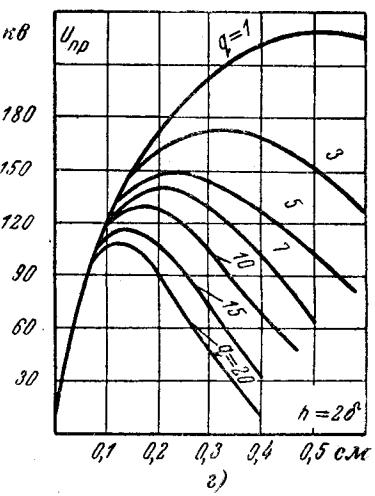
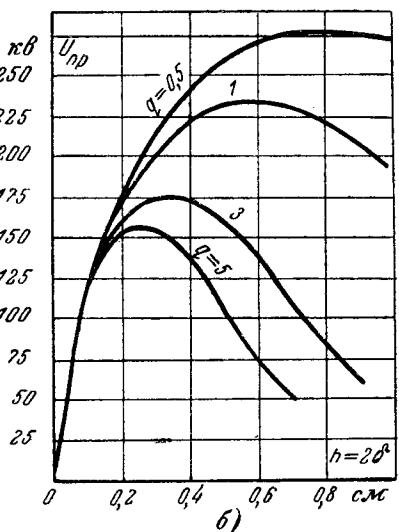
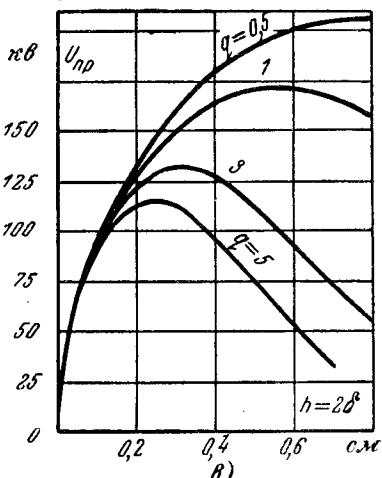
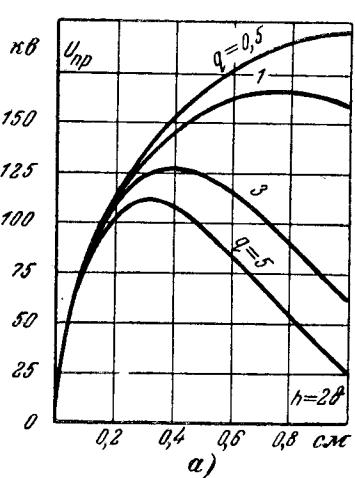


Рис. 2. Зависимость пробивного напряжения от толщины диэлектрика при различных величинах тепловыделений q (вт/см).

— а — фарфор; б — кварц; в — полистирол; г — стекло.

а также полистирол, являющийся одним из наиболее радиационно-стойких среди органических диэлектриков [Л. 8 и 9].

Из кривых на рис. 2 видно, что при малых толщинах ($h \leq 0,1 \text{ см}$) величина пробивного напряжения не зависит от удельного тепловыделения q ; это и понятно, так как дополнительный разогрев диэлектрика благодаря внутреннему тепловыделению в этом случае весьма незначителен. Для каждого материала при определенной величине q имеется некоторая оптимальная толщина $\delta_{\text{опт}}$ диэлектрика, превышение которой приводит к существенному снижению его $U_{\text{пр}}$.

На рис. 3 показаны расчетные зависимости относительного снижения пробивного напряжения диэлектриков от их толщины при наличии фактора облучения. Использованные для расчетов величины тепловыделений близки к реальным.

Особо следует остановиться на результатах, полученных для стекол. Известно, что многие стекла, широко используемые в качестве электроизоляционных материалов (например № 19, 24, молибденовое и др.) содержат определенное количество бора [Л. 4]. Как показали результаты наших экспе-

Материал диэлектрика	Тепловыделение q , $\text{вт}/\text{см}^2$	$h_{\max} = 2\delta_{\max}$, см	$h_{\text{пер}} = 2\delta_{\text{пер}}$, см
Фарфор	0,5	1,03	2,12
	1,0	0,73	1,51
	3,0	0,40	0,82
	5,0	0,33	0,68
Кварц	0,5	0,80	1,66
	1,0	0,57	1,17
	3,0	0,33	0,68
	5,0	0,25	0,52
Полистирол	0,5	0,78	1,60
	1,0	0,55	1,13
	3,0	0,32	0,66
	5,0	0,25	0,51
Стекло	1,0	0,51	1,06
	3,0	0,30	0,61
	5,0	0,23	0,47
	10,0	0,16	0,33
	15,0	0,13	0,27
	20,0	0,11	0,24

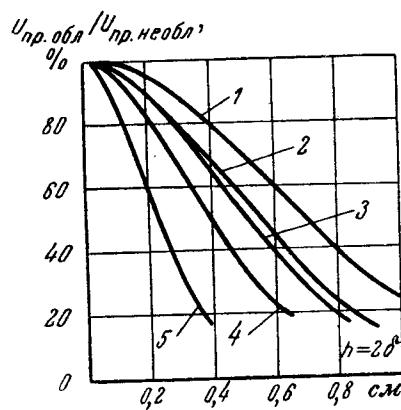


Рис. 3. Зависимость относительного снижения пробивного напряжения от толщины диэлектрика.
 1 — фарфор, $q=3$ вт/с;
 2 — кварц, $q=3$ вт/с; 3 — полистирол, $q=3$ вт/с;
 4 — стекло № 2 (0,3% бора), $q=5$ вт/с; 5 — стекло № 24 (3,6% бора), $q=15$ вт/с.

риментов, наличие заметного количества бора в химическом составе материала резко повышает величину поглощенной дозы нейтронного излучения. Поэтому в установках высокого напряжения, работающих в мощных нейтронных полях, несомненно целесообразно боросодержащие электризационные стекла заменять кварцевыми.

Полученные результаты могут быть полезны при выборе диэлектриков для работы под высоким напряжением в поле мощного ионизирующего излучения. По-видимому, следует рекомендовать диэлектрики с низкой плотностью, высокой теплопроводностью и меньшей величиной a , т. е. имеющие менее резкую зависимость $U_{пр}$ от температуры. Для работы в нейтронных полях следует избегать боросодержащих диэлектриков.

Необходимо иметь в виду, что выбор допустимых толщин диэлектрика может диктоваться не только соображениями электрической прочности;

следует учитывать также (особенно для таких диэлектриков, как полистирол) и термостойкость материала.

Необходимо подчеркнуть, что проведенные расчеты носили, безусловно, оценочный и потому в значительной мере качественный характер. Основная цель работы — обратить внимание инженеров-конструкторов и исследователей на тот факт, что при работе диэлектрика под высоким напряжением в мощном радиационном поле существует определенная толщина диэлектрика, превышение которой не только не увеличивает его $U_{пр}$, но и заметно снижает эту величину.

Литература

- Некрашевич И. Г. и Бакуто И. А., Об электронном пробое диэлектриков при наличии источника нейтронной энергии, «Изв. высших учебных заведений СССР, Физика», 1965, № 3.
- Сканави Г. И., Физика диэлектриков (область сильных полей), ГИФМЛ, 1958.
- Михеев М. А., Основы теплопередачи, Госэнергоиздат, 1956.
- Справочник по электротехническим материалам (под общей редакцией Ю. В. Корицкого и Б. М. Тареева), т. I, ч. I, Госэнергоиздат, 1958.
- Воробьев А. А. и Завадовская Е. К., Электрическая прочность твердых диэлектриков, Гостехиздат, 1956.
- Javitz A. E., Impact of High-Energy Radiation on Dielectrics сб. «Воздействие радиоактивных излучений на электризационные материалы» (под редакцией Б. М. Тареева), Госэнергоиздат, 1959.
- Lippel V. J., Radiation Challenge, Insulation, v. 8, 1—2, p. 80 (1962).
- Чарлзби А., Ядерные излучения и полимеры, изд-во иностранной литературы, 1962.
- Waddington E. B., Irradiation resistance of organic insulating materials, AEI Engineering, v. 2, № 1, p. 24 (1962).

[26.6.1967]



НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Данилин Б. С. Вакуумное нанесение тонких пленок. Под общ. ред. проф. Р. А. Ниландера. 1967, 312 с., 1 р. 10 к. в перепл.

Рабинович И. Н. и Шубов И. Г. Проектирование электрических машин постоянного тока. 1967, 504 с., 1 р. 85 к. в перепл.

Смольников П. П. Синтез квазиоптимальных систем автоматического управления. 1967, 168 с., 55 к. в перепл.

Справочные данные по электрооборудованию. Том 3. Электрическая аппаратура низкого напряжения общего применения. 292 с., 1 р. 70 к. в перепл.

Хлыпало Е. И. Нелинейные системы автоматического регулирования

(расчет и проектирование). Под ред. члена-корр. АН СССР Е. П. Попова, 1967, 452 с., 1 р. 91 к. в перепл.

Егоров К. В. Основы теории автоматического регулирования. Учебное пособие для высших технических учебных заведений. Изд. 2-е, переработ. и доп. 1967, 648 с., 1 р. 38 к. в перепл.

Задачник по теоретическим основам электротехники (Теория цепей). Учебное пособие для студентов электротехнических специальностей. Под общ. ред. Поливанова К. М. Изд. 2-е, переработ. 1967, 256 с., 74 к. в перепл.

Карибский В. В., Пархоменко П. П. и Согомонян Е. С. Техническая диагностика объектов контроля.

Методы анализа непрерывных и дискретных объектов. 1967, 80 с. (Б-ка по автоматике, вып. 261), 27 к.

Резых К. А. Расчет электростатических полей в аппаратуре высокого напряжения. 1967, 120 с., 32 к.

Электромагнитные переходные процессы в асинхронном электроприводе. 1967, 200 с., 53 к. Авт.: Соколов М. М., Петров Л. П., Масандилов Л. Б., Ладензон В. А.

Шляпочников С. А. Металлорежущие станки с программным управлением в электромашиностроении. 1967, 68 с. (Серия «Технология электромашиностроения», вып. 4). 1967, 68 с., 17 к.

Из опыта работы

УДК 621.316.925

Принципы построения выходных органов для сложных защит

Канд. техн. наук Р. Ж. АРАЙС

Рига

В энергосистемах Советского Союза широко применяются пружинно-грузовые приводы для выключателей 6—35 кв. Встроенные реле прямого действия позволяют выполнять простые защиты, которые вполне удовлетворительно защищают линии 6—35 кв с односторонним питанием, но для сетей сложной конфигурации не подходят. В настоящее время разработаны различные измерительные органы сложных защит, однако на выходе этих органов можно получать сравнительно маломощные сигналы. Основной проблемой построения сложных защит является выполнение мощных выходных органов, которые прямо действуют на отключающую катушку привода выключателя. Выходные органы в релейных устройствах выгодно питать от трансформатора тока. При этом не требуется отдельный мощный источник питания. Выходные органы должны управляться маломощными сигналами от полупроводниковых защит.

Проблемной лабораторией Рижского политехнического института совместно с лабораторией Латвийской энергосистемы разработаны выходные органы на основе бесконтактных элементов.

Выходной орган на тиристорах. Принципиальная схема показана на рис. 1. Отключающая катушка шунтируется двумя тиристорами типа ВКДУ, которые включены по встречечно-параллельной схеме или одним тиристором типа ВКДУС. В нормальном режиме работы устройство управления на выходе генерирует положительные сигналы, надежно открывающие тиристоры.

При коротком замыкании в защищаемой зоне (в точке k) защита срабатывает и воздействует на устройство управления. Устройство управления прекращает генерацию сигналов: оба тиристора при прохождении вторичного тока через нулевое значение закрываются и дешунтируют отключающую катушку привода выключателя. Через отключа-

ющую катушку проходит весь вторичный ток короткого замыкания и производит отключение выключателя.

При коротком замыкании в незащищаемой зоне (в точке k_1) защита не срабатывает и генерация положительных сигналов на выходе управляющего устройства не прекращается. Тиристоры остаются открытыми и надежно шунтируют отключающую катушку.

Тиристоры в схемах выходных органов выбираются из условия предельно допустимых параметров:

а) максимальная величина напряжения в схеме не должна превышать максимально допустимое обратное напряжение тиристора;

б) мощность, выделяемая в тиристоре, не должна превышать мощность рассеивания;

в) параметры управляемых сигналов должны быть достаточны для надежного открывания тиристоров, но при этом не должны превышать допустимые величины.

1. Появление опасных перенапряжений в выходном органе с тиристорами возможно в режиме короткого замыкания в защищаемой зоне во время дешунтирования отключающей катушки. Схема расчета дана на рис. 2. Напряжение на тиристорах определяется из следующего выражения:

$$U_B = I_m R_h \left[\frac{\omega^2 T_0^2}{1 + \omega^2 T^2} \cos \omega t - \frac{\omega T_0 [1 + \omega^2 T (T - T_0)]}{1 + \omega^2 T^2} \times \right. \\ \left. \times \sin \omega t + \frac{T_0^2 (1 + \omega^2 T_1 T)}{T (T - T_1) (1 + \omega^2 T^2)} e^{-\frac{t}{T}} + \right. \\ \left. + \frac{T_0 (T_0 - T + T_1)}{T_1 (T_1 - T)} e^{-\frac{t}{T_1}} \right], \quad (1)$$

где $T_1 = \frac{L_1}{R_1}$ — постоянная времени первичной цепи;

$T = \frac{L_0 + L_h}{R_h}$ — постоянная времени вторичной цепи;

$T_0 = \frac{L_0}{R_h}$ — постоянная времени ветви намагничивания.

Максимальное абсолютное значение суммы апериодических составляющих напряжения в начале короткого замыкания будет равно:

$$U_{B_{\max}} = I_m R_h \left[\frac{T_0^2 (1 + \omega^2 T_1 T)}{T (T - T_1) (1 + \omega^2 T^2)} + \frac{T_0 (T_1 - T + T_0)}{T_1 (T_1 - T)} \right]. \quad (2)$$

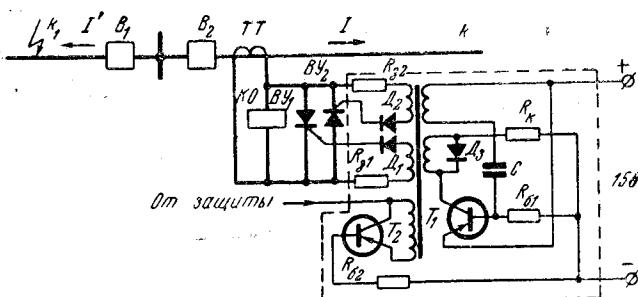


Рис. 1. Схема выходного органа с тиристором.

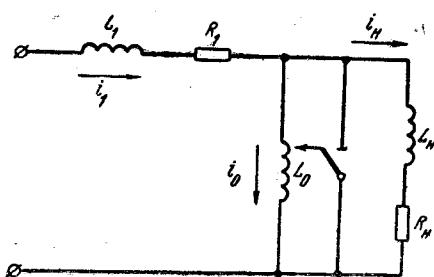


Рис. 2. Схема расчета перенапряжений.

2. Мощность, выделяемая в тиристоре, ограничивается определенной величиной, превышение которой приводит к разрушению прибора. В случае открытых тиристоров в них выделяется средняя мощность

$$P = \frac{1}{2\pi} \left[\int_0^{\pi} I_m \sin \varphi u d\varphi + \int_{\pi}^{2\pi} u i d\varphi \right] \quad (3)$$

или

$$P = \frac{1}{4} R I_m^2 + \frac{U_0 I_m}{\pi} + \sigma \left(\frac{U_0^2}{2} - \frac{2U_0 I_m R}{\pi} + \frac{1}{4} I_m^2 R^2 \right), \quad (4)$$

где σ — проводимость тиристора при обратном смещении;

R — динамическое сопротивление тиристора;
 U_0 — начальное напряжение.

3. Для обеспечения надежного открытия тиристоров, управляющие сигналы должны быть рассчитаны на ток и напряжения, превышающие минимальные величины. Эти минимальные величины имеют большие разбросы, а также зависимость от температуры. Для предотвращения повреждения тиристоров на управляющие сигналы накладываются следующие ограничения:

$$I_{\max} < I_{y,\text{доп}}, \quad U_{\max} < U_{y,\text{доп}}, \quad P_{\text{ср}} < P_{y,\text{доп}}, \quad (5)$$

где допустимые величины $I_{y,\text{доп}}$; $U_{y,\text{доп}}$; $P_{y,\text{доп}}$ гарантируются заводом-изготовителем.

Для открытия тиристоров могут быть использованы как постоянный ток, так и импульсы одной полярности порядка 20 мксек. Импульсное управление тиристорами осуществляется блокинг-генератором.

Ниже приводится пример расчета выходного органа на основе приведенных уравнений.

Пример I. Исходные данные: максимальный ток короткого замыкания $I_m=100$ а; нагрузка $R_n=0,25$ ом; $L_n=2,4 \cdot 10^{-3}$ гн; постоянные времени $T_1=0,1$ сек, $T_0=0,5$ сек, $T=0,51$ сек.

Напряжение на тиристорах при дешунтировании

$$\begin{aligned} U_n = 100 \cdot 0,25 \frac{314^2 \cdot 0,5^2}{1 + 314^2 \cdot 0,51^2} \cos \omega t - \\ - \frac{314 \cdot 0,5 [1 + 314^2 \cdot 0,51 (0,51 - 0,5)]}{1 + 314^2 \cdot 0,51^2} \sin \omega t + \\ + \frac{0,5^2 (1 + 314^2 \cdot 0,1 \cdot 0,51)}{0,51 (0,51 - 0,1) (1 + 314^2 \cdot 0,51^2)} e^{-\frac{t}{0,51}} + \\ + \frac{0,5 (0,1 - 0,51 + 0,5)}{0,1 (0,1 - 0,51)} e^{-\frac{t}{0,1}} \Big] = 25 \left(\cos \omega t - 3,1 \sin \omega t + \right. \\ \left. + 0,25 e^{-\frac{t}{0,51}} - 1,1 e^{-\frac{t}{0,1}} \right). \end{aligned}$$

Максимальное значение периодической составляющей напряжения

$$U_{\text{пп}} = 25 \sqrt{1^2 + 3,1^2} = 81 \text{ в.}$$

Максимальное значение апериодической составляющей в начале короткого замыкания при $t \rightarrow 0$:

$$U_{\text{на}} = 25 \left(0,25 e^{-\frac{t}{0,51}} - 1,1 e^{-\frac{t}{0,1}} \right) = 21 \text{ в.}$$

Так как максимум периодических составляющих сдвинут по отношению максимума апериодических составляющих незначительно, то можно определить:

$$U_n = U_{\text{пп}} + U_{\text{на}} = 81 + 21 = 102 \text{ в.}$$

Выберем тиристоры типа ВКУ-50 группы Б со следующими параметрами: допустимая амплитуда обратного напряжения $U_{\text{доп}}=150$ в; начальное напряжение $U_0=1,1$ в; динамическое сопротивление $R=0,04$ ом; проводимость тиристора при обратном смещении $\sigma=0,05 \cdot 10^{-5}$ 1/ом. В тиристоре выделяется средняя мощность:

$$P = \frac{1}{4} 0,04 \cdot 100^2 + \frac{1,1 \cdot 100}{\pi} + 0,05 \cdot 10^{-5} \left(\frac{1,1^2}{2} - \frac{2 \cdot 1,1 \cdot 100 \cdot 0,04}{\pi} + \frac{1}{4} 100^2 \cdot 0,04^2 \right) = 135 \text{ вт.}$$

По данным тепловых испытаний тиристоров ВКУ-50 в течение 10 сек может выдержать мощность до 250 вт.

Схема выходного органа должна надежно работать в диапазоне температур от $+40^\circ$ до -40° С. Для надежного открывания тиристора необходимо подавать напряжение управления не менее 3,5 в и ток управления $I_y=125$ ма. Блокинг-генератор построен на базе транзистора типа П-201А. Методика расчета блокинг-генератора дана в [Л. 1]. Длительность импульса $t_i=20$ мксек; период следования импульсов $T=100$ мксек. Сопротивление $R_k=30$ ом; $R_b=180$ ом; конденсатор $C=0,8$ мкф; индуктивность трансформатора $L=1,3 \cdot 10^{-3}$ гн; $R_z=100$ ом. Питание выходного органа осуществляется отдельного токового блока. Блок состоит из двух элементов, включенных в цепях трансформатора тока. При токах 5 а токовый блок обеспечивает на выходе выпрямленное напряжение 15 в.

Выходной орган с мощными транзисторами. Принципиальная схема приведена на рис. 3. Элементы выходного органа следующие:

1. Промежуточный насыщающий трансформатор ПНТ предназначен: а) для разделения цепи трансформатора тока от цепи защиты, б) для ограничения тока в цепях полупроводниковых приборов.

2. Выпрямительные мосты R_1 и R_2 предназначены для выпрямления токов в цепях полупроводниковых приборов.

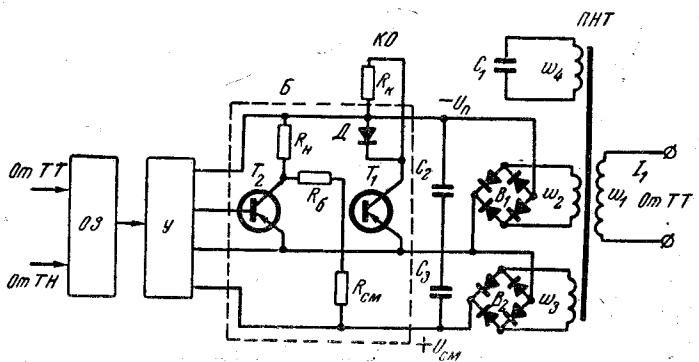


Рис. 3. Схема выходного органа с мощными транзисторами.

3. Блокировка отключающей катушки B налагает запрет на действие отключающей катушки при коротких замыканиях вне зоны защиты и разрешает катушке отключения срабатывать при коротком замыкании в зоне защиты.

Схема выходного органа работает следующим образом.

В нормальном режиме и при коротком замыкании вне защищаемой зоны на базу транзистора T_2 подается отрицательный потенциал; транзистор T_2 открывается, и выпрямленный вторичный ток I_2 проходит через сопротивление нагрузки R_n . При этом транзистор T_1 закрыт и отключающая катушка КО блокирована.

При коротком замыкании в защищаемой зоне от защиты на вход устройства блокировки поступает положительный потенциал. Транзистор T_2 закрывается, а транзистор T_1 открывается и пропускает через отключающую катушку КО выпрямленный ток короткого замыкания. Катушка КО срабатывает и отключает выключатель защищаемого объекта.

Мощные транзисторы T_1 и T_2 выбраны однотипными с одинаковыми коллекторными нагрузками $R_{n2}=R_{ko}$. Это необходимо, чтобы режим промежуточного насыщенного трансформатора не изменялся в зависимости от того, какой транзистор открыт и, следовательно не изменялось напряжение питания выходного органа U_n . Оба транзистора работают в ключевом режиме. Ток коллектора открытого транзистора T_1 определяет необходимую мощность срабатывания катушки отключения:

$$I_{k1} = \frac{P_k K_n}{U_n - U_{ak1}}, \quad (6)$$

где P_k — мощность отключающей катушки;

K_n — коэффициент надежности.

Необходимый ток базы для насыщения транзистора T_1 :

$$I_{b1} = s \frac{I_{k1}}{\beta k}, \quad (7)$$

где s — степень насыщения транзистора T_1 ;

β — коэффициент усиления;

k — коэффициент уменьшения значения β из-за уменьшения температуры;

k — коэффициент уменьшения значения β в процессе старения.

Конденсаторы C_1 и C_2 необходимы для сглаживания выпрямленных токов питания и смещения. Конденсатор C_1 включен для подавления высших гармоник, появляющихся при насыщении сердечника ПНТ.

Сопротивления R_b и R_{cm} выбираются из условий:

а) обеспечения работы транзисторов T_1 и T_2 включенным режиме;

б) минимальных потерь мощности в этих сопротивлениях;

в) учета наихудших условий для открытия транзистора T_1 :

$$R_{cm} = \frac{(aU_{cm} - U_{a1}) m R_b}{l(U_{ak2} + U_{a1} + m R_b I_{bo1})}; \quad (8)$$

$$R_b = \frac{m^2 (aU_{cm} - U_{a1}) (U_2 - U_{ab1}) - l^2 (aU_{cm} + U_{ab1}) (U_{ak2} + U_{a1})}{l m^2 (aU_{cm} - U_{a1}) I_{b1} + l^2 m (aU_{cm} + U_{ab1}) I_{bo1}}, \quad (9)$$

где

$$U_2 = \frac{aU_n R_b - I_{bo1} R_b R_n + U_{ab1} R_n}{R_n + R_b}; \quad (10)$$

U_n , U_{cm} — напряжение питания и смещения;
 U_{ak} , U_{ab} — напряжение между эмиттером и коллектором, между эмиттером и базой (выбираются по данным заводов-изготовителей);

U_a — напряжение, при котором транзистор закрывается;

I_{ko} , I_{bo} — обратные токи коллектора и базы;

a — коэффициент, учитывающий понижение напряжения смещения;

l , m — коэффициент, учитывающий увеличение или понижение сопротивления R_{cm} и R_b за счет разброса.

В режиме отсечки транзистора ток эмиттера значительно меньше остальных двух токов I_{ko} и I_{bo} , поэтому:

$$I_{bo} \approx I_{ko}. \quad (11)$$

Обратный ток коллектора I_{ko} с повышением температуры окружающей среды увеличивается. Так же ток I_{ko} увеличивается в процессе старения [Л. 6]:

$$I_{ko} = k (I_{ko})_{t_0} 2^{\frac{t-t_0}{10}}, \quad (12)$$

где $(I_{ko})_{t_0}$ — значение обратного тока коллектора при температуре t_0 ;

t — наибольшая температура окружающей среды;

k — коэффициент, учитывающий повышение I_{ko} в процессе старения.

Сигналы, поступающие от защиты, недостаточны для непосредственного управления блокировкой, и поэтому они усиливаются полупроводниковым усилителем. Усилитель представляет каскадное включение транзисторов, работающих в ключевом режиме.

Пример II. Рассчитать схему блокировки катушки отключения привода выключателя по рис. 3, если мощность срабатывания привода $P_k=25$ вт. Напряжение на выходе ПНТ $U_n=15$ в и напряжение смещения $U_{cm}=6$ в. Максимальная температура окружающей среды $t=40^\circ\text{C}$.

Выбираем транзистор T_1 из условия, что допустимая мощность переключения транзистора P_{dop} должна быть больше мощности, выделяемой на отключающую катушку P_1 при коротких замыканиях:

$$P_1 = k_n \cdot k_p P_k = 1,5 \cdot 2,5 \cdot 25 = 94 \text{ вт},$$

где k_n — коэффициент надежности;

k_p — коэффициент, учитывающий повышение напряжения при больших коротких замыканиях.

Выбираем транзистор типа П4-БМ со следующими параметрами:

$P_{dop}=150$ вт; $U_{ak,dop}=50$ в; $I_{k,dop}=5$ а; $\beta_{min}=18$;

$U_{ak}=0,5$ в; $U_a=0,5$ в; $(I_{ko})_{t_0}=10$ ма.

2. Транзистор T_2 выбираем также типа П4-БМ.

3. По (6) выбираем коллекторный ток:

$$I_{k1} = \frac{P_k k_n}{U_n - U_{ak1}} = \frac{25 \cdot 1,5}{15 - 0,5} = 2,6 \text{ а.}$$

4. Определяем сопротивление:

$$R_{\text{н}} = R_{\text{k}} = \frac{15 - 0,5}{2,6} = 5,5 \text{ ом.}$$

Выбираем $R_{\text{н}} = R_{\text{k}} = 5 \text{ ом}$, тогда $I_{\text{k1}} = 2,9 \text{ а.}$

5. По (7) определяем ток базы при насыщении транзистора T_1 :

$$I_{\text{б1}} = 1,2 \cdot \frac{2,9}{18 \cdot 0,7 \cdot 0,8} = 0,35 \text{ а.}$$

6. По формуле (12) определяем ток:

$$I_{\text{к21}} = 1,5 \cdot 10 \cdot 2^{\frac{40-20}{10}} = 60 \text{ мка.}$$

7. По (8), (9) и (10) определяем значение сопротивления:

$$R_{\text{см}} = \frac{(0,9 \cdot 6 - 0,5) 0,95 \cdot R_{\text{б}}}{1,05(0,5 + 0,5 + 0,95 \cdot 0,06 R_{\text{б}})} = \frac{4,65 R_{\text{б}}}{1,05 + 0,06 R_{\text{б}}},$$

где $l = 1,05$; $m = 0,95$; $a = 0,9$ и $p = 1,05$;

$$R_{\text{б}} = \frac{0,95^2 (0,9 \cdot 6 - 0,5) (U_2 - 0,5) - 1,05^2 (0,9 \cdot 6 + 0,5) (0,5 + 0,5)}{1,05 \cdot 0,95^2 (0,9 \cdot 6 - 0,5) 0,35 + 1,05^2 \cdot 0,95 (0,9 \cdot 6 + 0,5) 0,06} = 2,3 U_2 - 4,4;$$

$$U_2 = \frac{0,9 \cdot 15 R_{\text{б}} - 0,06 \cdot 1,05 \cdot R_{\text{б}} + 0,5 \cdot 5}{5 + R_{\text{б}}} = \frac{13,2 R_{\text{б}} + 2,5}{5 + R_{\text{б}}}.$$

Решив совместно уравнения $R_{\text{б}}$ и U_2 , получим:

$$R_{\text{б}}^2 - 21 R_{\text{б}} + 16 = 0, \text{ откуда } R_{\text{б}} = 20,5 \text{ ом.}$$

Решив уравнение для $R_{\text{см}}$, получим:

$$R_{\text{см}} = \frac{4,65 \cdot 20,5}{1,05 + 0,06 \cdot 20,5} = 42 \text{ ом.}$$

Выбираем $R_{\text{б}} = 20 \text{ ом}$ и $R_{\text{см}} = 40 \text{ ом}$.

Результаты испытаний. Согласно рис. 1 и 3 были созданы и испытаны выходные органы в лабораторных условиях и на специальном испытательном стенде 20 кв. Выходные органы управлялись от бесконтактной полупроводниковой направленной защиты. В схеме защиты в качестве измерительного органа было использовано сравнение времени совпадения двух электрических величин с заданным, в качестве пускового использовался токовый орган. Выходные органы действовали на отключающую катушку привода ПП-61. Работа защиты была проверена при всех возможных междуфазных коротких замыканиях как в зоне, так и вне зоны

в различных режимах. Испытания проводились в диапазоне вторичных токов от 5 до 150 а. Как показали испытания, защита во всех случаях работала правильно.

Выводы. 1. Разработка мощных бесконтактных выходных органов решает проблему построения сложных бесконтактных защит, встраиваемых в привод выключателей.

2. Разработанные выходные органы обладают следующими преимуществами: а) выходные органы малогабаритны; б) не требуют изменения технологии производства приводов; в) разработаны из выпускаемых стандартных элементов и поэтому могут быть быстро освоены заводом-изготовителем и внедрены в эксплуатацию; г) имеют значительный срок службы и сравнительно небольшую потребляемую мощность.

3. Бесконтактные защиты с выходными органами на мощных транзисторах не требуют установки отдельного токового блока питания. Но по сравнению со схемой с тиристорами количество элементов выходного органа с мощными транзисторами больше.

Литература

- Арайс Р. Ж., Построение сложных защит, встраиваемых в приводы выключателей, Диссертация, Рига, 1966.
- Фабрикант В. Л., Путиньш Я. А., Аузиньш П. К., Арайс Р. Ж. и Лиселнетерис Э. Я., Реле направления мощности с шунтирующими управляемыми диодами ВКУ, встроенное в привод ПП-61. Ученые записки РПИ, т. XIV, Электроэнергетика Звайгзне, 1965.
- Кремниевые управляемые вентили-тиристоры, Технический справочник, пер. с англ., изд-во «Энергия», 1964.
- Думаневич А. Н., Евсеев Ю. А., Ситник Н. Х. и Челноков В. Е., Симметричные тиристоры. Силовая полупроводниковая техника, Труды МНИЭИ, вып. 3, ВНИИЭМ, 1965.
- Комар В. Г., Работа полупроводниковых выпрямителей в цепях управления, Госэнергоиздат, 1952.
- Коссов О. А., Усилители мощности на транзисторах в режиме переключений, изд-во «Энергия», 1964.
- Липман Р. А., Полупроводниковые реле, Госэнергоиздат, 1963.
- Ярослав Будинский, Транзисторные переключающие схемы, изд-во «Связь», 1965.

[4.9.1967]



УДК 621.318.3:621.3.017.71

Сравнительные характеристики обмоточных проводов для электромагнитов постоянного тока

А. И. МАКСИМОВ

Ленинград

Наибольшая допустимая температура провода определяется физическими свойствами его изоляции. Изоляционные материалы по величине длительно допустимой температуры делятся на классы нагревостойкости. В табл. 1 приведены обозначения классов нагревостойкости и соответствующие им значения наивысшей длительно допустимой температуры изоляции.

Несмотря на довольно широкий диапазон допустимых температур, ведутся работы по увеличению

нагревостойкости обмоточных проводов до 500° С и выше.

Выбор той или иной марки провода определяется требованиями, предъявляемыми к обмотке. Остановимся на следующих требованиях: минимальные габариты и стоимость, а также минимальные потери в заданных габаритах.

Примем допущения: обмоточное пространство постоянно; обмотка длительное время находится под током и ее температура достигает установленного значения.

Таблица 1

Класс нагревостойкости	Y	A	E	B	F	H	C
Длительно допустимая температура, °C	90	105	120	130	155	180	>180

Мощность, отдаваемая поверхностью нагретого электромагнита, равна:

$$P = k_t S_0 (t - t_0), \quad (1)$$

где k_t — коэффициент теплоотдачи;

S_0 — площадь теплоотдающей поверхности;

t — длительно допустимая температура обмотки;

t_0 — температура окружающей среды.

Мощность, потребляемая обмоткой электромагнита, равна:

$$P = I^2 R = \frac{\rho_0 [1 + \alpha (t - 20)] l_{cp} F^2}{S_n}, \quad (2)$$

где

$$R = \frac{\rho_0 [1 + \alpha (t - 20)] l_{cp} W}{q} \text{ — сопротивление об-}$$

мотки при температуре t ;

I — ток в обмотке;

l_{cp} — длина среднего витка обмотки;

F — н. с. обмотки;

W — число витков обмотки;

ρ_0 — удельное сопротивление обмоточного провода при температуре $+20^\circ\text{C}$;

α — температурный коэффициент материала обмоточного провода;

q — сечение неизолированного проводника;

S_n — сечение всех проводников обмотки.

В установившемся режиме потребляемая и отдаваемая мощности равны. Из равенства правых частей уравнений (1) и (2) определим н. с. обмотки

$$F = \sqrt{\frac{(t - t_0) k_t S_n S_0}{\rho_0 [1 + \alpha (t - 20)] l_{cp}}}. \quad (3)$$

Если н. с. катушки для провода с изоляцией класса В принять за единицу, то изменение н. с. для про-

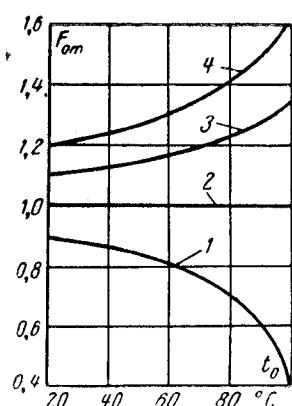


Рис. 1. Зависимость $F_{\text{от}} = f(t_0)$.

1 — класс А; 2 — класс В;
3 — класс F; 4 — класс Н.

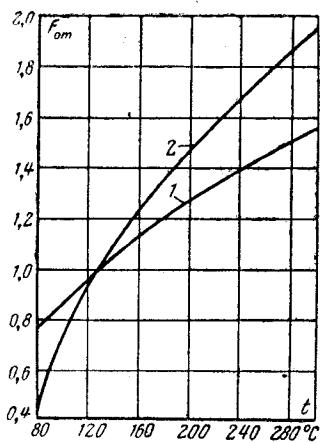


Рис. 2. Зависимость $F_{\text{от}} = f(t)$.

1 — $t_0 = +20^\circ\text{C}$; 2 — $t_0 = +70^\circ\text{C}$.

вода с изоляцией любого класса нагревостойкости выразится так:

$$F_{\text{от}} = \frac{F_x}{F_B} = \sqrt{\frac{(t_x - t_0) [1 + \alpha (t_B - 20)] k_{tx} S_{nx}}{(t_B - t_0) [1 + \alpha (t_x - 20)] k_{tB} S_{nB}}}. \quad (4)$$

Здесь индексом « x » обозначены параметры катушки, намотанной проводом с изоляцией любого класса нагревостойкости, а индексом « B » — параметры катушки, намотанной проводом с изоляцией класса нагревостойкости В.

Для простоты рассуждений диаметр неизолированного провода примем одинаковым для проводов с изоляцией любого класса нагревостойкости. В этом случае отношение сечений S_{nx}/S_{nB} можно заменить отношением диаметров d_B/d_{1x}^2 .

Коэффициент теплоотдачи зависит от различных факторов, большинство которых для рассматриваемого случая можно считать неизменным. Исключение составляет превышение температуры обмотки. Графическую зависимость коэффициента теплоотдачи от превышения температуры можно заменить следующим выражением¹:

$$k_t = k_{t50} \frac{320 + t - t_0}{370}, \quad (5)$$

где k_{t50} — коэффициент теплоотдачи при $t - t_0 = 50^\circ\text{C}$.

С учетом сказанного формула (4) примет вид:

$$F_{\text{от}} = \frac{d_{1B}}{d_{1x}} \sqrt{\frac{(t_x - t_0) [1 + \alpha (t_B - 20)] (320 + t_x - t_0)}{(t_B - t_0) [1 + \alpha (t_x - 20)] (320 + t_B - t_0)}}. \quad (6)$$

Формула (6) позволяет определить: какая марка провода в заданных габаритах даст возможность получить максимальную н. с.

Естественно, что применение этой марки провода позволит получить минимальные габариты катушки.

На рис. 1 для обмоточных проводов с изоляцией различных классов нагревостойкости приведены графики $F_{\text{от}} = f(t_0)$, при построении которых принято $d_{1B} = d_{1x}$. Чтобы перейти к реальным проводам, нужно умножить значение $F_{\text{от}}$, взятое из графика, на отношение d_{1B}/d_{1x} .

Иногда существующие обмоточные провода не позволяют получить требуемых габаритов. Необходима разработка новой марки провода. Формула (6) позволяет обосновать требования к новой марке провода по величине длительно допустимой температуре и по толщине изоляции. На рис. 2 для провода с неизменной толщиной изоляции построены графики $F_{\text{от}} = f(t)$. При необходимости такие же графики можно построить для любой температуры и определить длительно допустимую температуру обмоточного провода в зависимости от заданного увеличения н. с.

Если н. с. катушки при известной окружающей температуре принять за единицу, то с изменением температуры н. с. с учетом выражений (3) и (5) выразится следующей формулой:

$$F_t = \sqrt{\frac{(t - t_{0x}) (320 + t - t_{0x})}{(t - t_{0iz}) (320 + t - t_{0iz})}}, \quad (7)$$

где t_{0x} — температура окружающей среды, при которой н. с. неизвестна;

¹ Гордон А. В. и Сливинская А. Г., Электромагниты постоянного тока, Госэнергоиздат, 1960.

Таблица 2

Расчетные и опытные параметры катушек	Марка провода			
	П В-1	ПЭТВ	ПСД	ПСДК
Класс нагревостойкости изоляции	A	B	F	H
Диаметр незолирированного провода, мм	0,38	0,38	0,38	0,38
Диаметр изолирированного провода, мм	0,42	0,44	0,62	0,62
$F_{\text{от}}$ по формуле (6) при $t_0 = +25^\circ\text{C}$	0,92	1,0	0,786	0,855
$F_{\text{от}}$ из опыта при $t_0 = +25^\circ\text{C}$	0,914	1,0	0,76	0,815
$P_{\text{от}}$ по формуле (8) при $t_0 = +25^\circ\text{C}$	0,718	1,0	1,31	1,645
$P_{\text{от}}$ из опыта при $t_0 = +25^\circ\text{C}$	0,74	1,0	1,27	1,7
$F_{\text{от}}$ по формуле (6) при $t_0 = +70^\circ\text{C}$	0,803	1,0	0,845	0,958
$F_{\text{от}}$ из опыта при $t_0 = +70^\circ\text{C}$	0,818	1,0	0,83	0,94
$P_{\text{от}}$ по формуле (8) при $t_0 = +70^\circ\text{C}$	0,545	1,0	1,505	2,07
$P_{\text{от}}$ из опыта при $t_0 = 170^\circ\text{C}$	0,585	1,0	1,49	2,08
F_t по формуле (7)	0,625	0,716	0,77	0,804
F_t из опыта	0,652	0,725	0,79	0,832
Относительный вес меди	1,078	1,0	0,495	0,495
Относительная стоимость обмоточного провода	0,53	1,0	0,815	0,99

$t_{\text{из}}$ — температура окружающей среды, при которой н. с. известна.

Зависимость $F_t = f(t_0)$ приведена на рис. 3.

При неизменной толщине изоляции повышение допустимой температуры ведет к увеличению н. с. и потребляемой катушкой мощности. Причем последняя увеличивается быстрее. Следует заметить, что при сроке службы электромагнита 10—15 лет стоимость потерь энергии в обмотке может оказаться больше стоимости электромагнита.

С учетом выражений (2) и (6) запишем выражение относительной потребляемой обмоткой мощности:

$$P_{\text{от}} = \frac{(t_x - t_0)(320 + t_x - t_0)}{(t_B - t_0)(320 + t_B - t_0)}. \quad (8)$$

Здесь мощность, потребляемая обмоткой, намотанной проводом с изоляцией класса нагрево-

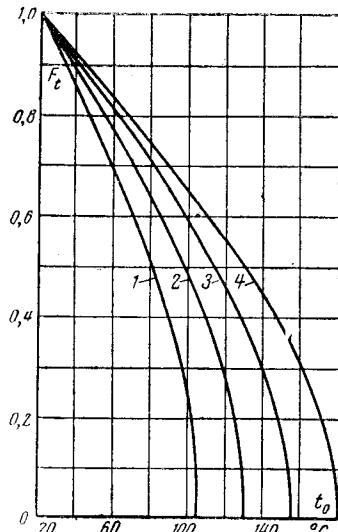


Рис. 3. Изменение н. с. катушки в зависимости от температуры окружающей среды.

1 — класс А; 2 — класс В; 3 — класс F; 4 — класс H.

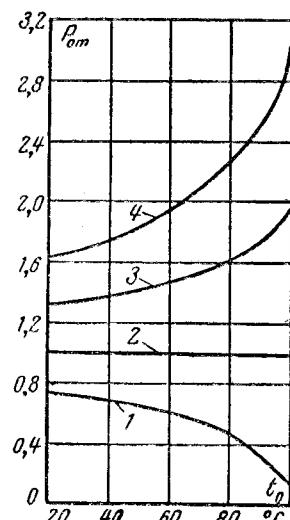


Рис. 4. Относительное изменение потребляемой катушкой мощности в зависимости от температуры окружающей среды.

1 — класс А; 2 — класс В; 3 — класс F; 4 — класс H.

стойкости В, принятая за единицу. Зависимость $P_{\text{от}} = f(t)$ приведена на рис. 4.

Для экспериментальной проверки формул (6), (7) и (8) было исследовано несколько катушек с изоляцией различных классов нагревостойкости. Чтобы сохранить условия опыта одинаковыми, все катушки наматывались по очереди на один и тот же каркас и вставлялись в один и тот же электромагнит. В формуле (7) принято $t_{0x} = +70^\circ\text{C}$ и $t_{\text{из}} = +25^\circ\text{C}$. Результаты вычислений и экспериментальные данные приведены в табл. 2, из которой видно, что расчетные данные хорошо согласуются с опытными.

[17.9.1967]

◇ ◇ ◇

Добавочные потери в корпусе статора трехфазных электрических машин

Канд. техн. наук А. К. ЧЕРНОВЕЦ

Ленинградский политехнический институт
им. М. И. Калинина

В статье делается попытка аналитического расчета добавочных потерь в кожухе статора турбогенератора, вызванных магнитным полем рассеяния в пространстве между спинкой активной стали и корпусом, и рассматриваются способы их уменьшения.

Для экспериментальной проверки использовался асинхронный двигатель мощностью 4,5 квт без корпуса и подшипниковых щитов, снабженный ком-

плектом съемных кожухов различного диаметра и длины, из стали и из немагнитного материала, с экранами и без них. Отсутствие торцевых щитов позволило почти полностью исключить влияние поля рассеяния лобовых частей на величину добавочных потерь в элементах корпуса. Электродвигатель, кожух и пространство между ними были снабжены измерительными обмотками, позволяющими измерять магнитные потоки в спинке статора Φ_{jl} , в ко-

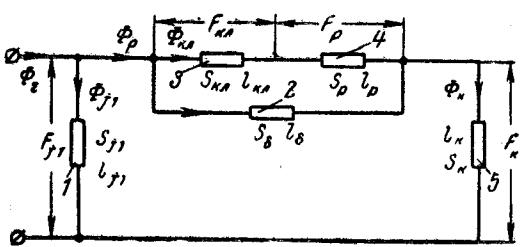


Рис. 1. Схема замещения к расчету вытеснения основного потока из спинки статора в корпус (обозначения см. на рис. 2).

жухе Φ_k , в пространстве между спинкой и корпусом Φ_p , в области лобовых частей Φ_l , а также найти распределение потока рассеяния по длине кожуха.

При исследовании ставились задачи:

экспериментально найти распределение магнитных потоков и величину добавочных потерь в кожухе модели и проверить способы их уменьшения;

создать методику, проверенную экспериментом, для расчета потока, отвечающегося в корпус машины, и для определения потерь в нем.

Для решения этих задач экспериментально требовалось изменять индукцию в спинке статора. Однако трудно выполнить несколько одинаковых статоров с разной высотой ярма; регулирование же питающего напряжения приводит к пропорциональному изменению индукции на всех участках магнитной цепи. Поэтому на спинку статора была намотана торoidalная обмотка и сняты его характеристики при наличии и отсутствии подмагничивания [Л. 1]. Рост напряженности постоянного магнитного поля H_0 эквивалентен увеличению переменной составляющей индукции B_{j1} . Например, при $H_0 = 100 \text{ а/см}$ и $B_{j1} = 1 \text{ тл}$ переменная составляющая напряженности для стали Э21 составляет 73 а/см ; в отсутствие подмагничивания ($H_0 = 0$) такой напряженности соответствовало бы значение индукции в ярме $B_{j1} = 1,92 \text{ тл}$.

На рис. 1 приведена упрощенная схема замещения магнитной цепи для нахождения распределения магнитных потоков. Поскольку магнитные сопротивления (кроме воздушного пространства между спинкой и кожухом и участков из немагнитной стали) зависят от напряженности поля на соответствующем участке, то, пользуясь соответствующей кривой намагничивания [Л. 2], строим кривые $\Phi = f(F)$ (кривые 1, 3, 4 и 5 на рис. 2). Для этого умножаем ординаты кривых намагничивания B на сечения участков, а абсциссы H — на длины участков. Характеристика 1 при расчете электрической машины обычно известна, что же касается немагнитных участков, то зависимость потока Φ от н. с. представляет собой прямую и характеризуется уравнением:

$$\Phi_d = \mu_0 \frac{F_d}{l_d} S_d, \quad (1)$$

где S_d и l_d — сечение и длина пути для немагнитного участка (воздушного пространства).

Поскольку длина кожуха статора больше полной длины магнитопровода l_i , было важно выяснить, что принимать за расчетное сечение листа обшивки.

Эксперименты со съемными кожухами разной длины, снабженными измерительными обмотками, показали, что потери в листе обшивки практически не зависят от длины, если $l_k > l_i$, что всегда выполняется для электрических машин. Поток рассеяния в основном замыкается в той своей части, которая находится на одной высоте с магнитопроводом, что и дает основание принять за расчетное сечение

$$S_{k \text{ расч}} = [l_i + (D_k - D_{j1})]d, \quad (2)$$

где D_k , D_{j1} — диаметры кожуха и спинки статора; d — толщина листа обшивки.

После построения зависимостей $\Phi = f(F)$ для всех участков можно перейти к их графическому суммированию в соответствии со схемой замещения рис. 1, принимая во внимание следующие соотношения:

$$F_d = F_{kl} + F_p; \quad (3)$$

$$\Phi_p \approx \Phi_k = \Phi_{kl} + \Phi_d; \quad (4)$$

$$F_{j1} = F_d + F_k. \quad (5)$$

Эксперименты показали, что при выполнении клиньев и ребер из немагнитного материала практически весь поток рассеяния спинки статора Φ_p замыкается через кожух и можно с достаточной точностью принять

$$\Phi_k = \Phi_p.$$

Складывая абсциссы кривых 3 и 4 с учетом (3) — (5), получаем кривую 6; далее складываем ординаты кривых 6 и 2, получаем кривую 7; суммы абсцисс кривых 7 и 5 дают кривую 8 и, наконец, после сложения ординат кривых 8 и 1 получаем результирующую кривую 9:

$$\Phi_z = \Phi_{j1} + \Phi_k = f(F_z).$$

Зная суммарный расчетный поток в спинке статора машины из рис. 2 с учетом сопротивления рассеяния трехфазной обмотки можно определить магнитный поток в спинке Φ_{j1} , в клиньях и ребрах ($\Phi_{kl} = \Phi_p$), в воздушном пространстве Φ_d и самое основное в кожухе Φ_k . Как и следовало ожидать, практически весь поток в кожух проходит по стальным клиньям и ребрам ($\Phi_k \approx \Phi_{kl}$ и $\Phi_d \approx 0$).

Зная поток в кожухе, можно рассчитать и потери в нем, считая электромагнитную волну, проникающую в лист, плоской и пренебрегая искривлением линий тока у краев, но учитывая неравномер-

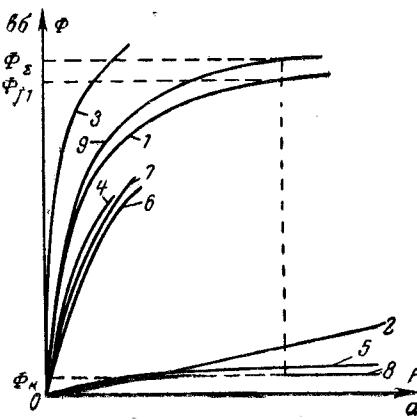


Рис. 2. Нахождение распределения магнитных потоков и кривые $\Phi = f(F)$ для различных участков магнитной цепи.

1 — спинка статора; 2 — воздушное пространство между спинкой и кожухом; 3 — разгонные клинья; 4 — ребра статора; 5 — кожух; 6 — клинья плюс ребра; 7 — клинья плюс ребра плюс воздушное пространство; 8 — (7 плюс кожух); 9 — (8 плюс спинка статора).

ное распределение потока в листе и то обстоятельство, что волна проникает в лист с одной стороны.

Потери в кожухе

$$P_k = \left(\frac{\Phi_k}{S_{k \text{ расч}}} \right)^2 \pi D_k [l_i + (D_k - D_{j_1})] d^2 \frac{\omega}{2} \sqrt{\frac{\omega_1}{2\mu}} \times \\ \times \frac{\sin kd - \sin kd}{\cosh kd - \cos kd}, \quad (6)$$

где $\gamma = 10^7 \text{ 1/ом} \cdot \text{м}$ — удельное сопротивление стального листа;

$$\mu = \mu_0 \mu_r; \mu_0 = 4\pi 10^{-7} \frac{2\pi}{m}; \mu_r = \frac{B_k}{\mu_0 H_k};$$

μ_r — относительная магнитная проницаемость стального листа, зависящая от индукции в листе; изменяется в пределах 800 ± 1600 .

Измерение частоты индуцированного в кожухе модели потока показало, что ни в одном из режимов коэффициент нелинейных искажений потока не превышает 20%, т. е. кривая очень близка к синусоиде с частотой $f = 50 \text{ гц}$.

Для проверки предлагаемой методики были проведены эксперименты по определению потерь в модели кожуха асинхронного двигателя. В табл. 1 приведены данные, относящиеся к случаю, когда воздушный промежуток между спинкой статора и кожухом составлял 13 мм.

Таблица 1

Потери в кожухе модели в зависимости от индукции в спинке статора

$B_{j1}, \text{ тл}$	$\Phi_k, \text{ вб} \cdot 10^4$		$P_k, \text{ вт}$	
	Эксперимент	Расчет	Эксперимент	Расчет
0,9	0,5	0,55	4,5	3,5
0,98	0,78	0,85	7	8
1,2	1,34	1,25	19	16
1,5	1,45	1,58	27	24
1,65	2,5	2,64	57	70
1,75	3,2	3,4	98	120

Расхождение между экспериментом и расчетом в определении потока в кожухе не превышает 8%, а в величине потерь — 15%, что можно признать удовлетворительным и надеяться на аналогичное совпадение и для мощных машин.

В качестве примера в табл. 2 приведены некоторые результаты расчета потерь в кожухе статора турбогенератора Т-2-12-2 в зависимости от индукции в спинке статора B_{j1} и материала клиньев и ребер. В нормальном режиме турбогенератор работает при $B_{j1}=1,38 \text{ тл}$; магнитный поток основной волны $\Phi=1,13 \text{ вб}$; суммарные потери 342 квт; геометрические размеры: $l_i=1900 \text{ мм}$; $D_{j1}=1620 \text{ мм}$; $D_k=2220 \text{ мм}$; $d=10 \text{ мм}$.

Таблица 2
Потери в кожухе статора турбогенератора Т-2-12-2 и мероприятия по их снижению

Варианты	Параметры	$B_{j1}, \text{ тл}$			
		1,38	1,5	1,71	1,88
Основной	$\Phi_k, \text{ вб}$	0,00625	0,0125	0,029	0,0365
	$B_k, \text{ тл}$	0,25	0,5	1,16	1,46
	μ_r	1 370	1 590	1 190	632
	$P_k, \text{ квт}$	4,6	17,4	92	232
Клины из немагнитной стали	$\Phi_k, \text{ вб}$	0,005	0,009	0,026	0,036
	$B_k, \text{ тл}$	0,2	0,36	1,04	1,44
	μ_r	1 220	1 450	1 350	675
	$P_k, \text{ квт}$	3,3	9,3	80,5	218
Клины и ребра из немагнитной стали	$\Phi_k, \text{ вб}$	0,003	0,005	0,015	0,032
	$B_k, \text{ тл}$	0,12	0,2	0,6	1,28
	μ_r	870	1 130	1 620	1 000
	$P_k, \text{ квт}$	1,3	2,9	23,5	142

Таким образом, за счет выполнения некоторых элементов крепления активного железа из немагнитной стали можно либо повысить рабочую индукцию в спинке статора, либо уменьшить потери в кожухе.

Этот вывод нашел свое подтверждение и в эксперименте на модели, тогда как экранирование стального кожуха медным экраном почти не снижает потерь в стальном баке, но приводит к существенному увеличению потерь на вихревые токи от радиального потока в экране. Короткозамкнутые витки, охватывающие кожух по высоте, также не уменьшают потока в листе и не снижают потерь.

Литература

1. Черновец А. К. и Козулин В. С., Экспериментальное исследование характеристик намагничивания листовой электротехнической стали приложении постоянного поля на вращающееся, Изв. вузов, «Энергетика», 1967, № 1.

2. Постников И. М., Проектирование электрических машин, Гостехиздат, 1961.

{21.3.1967}



Алгоритм записи уравнений узловых напряжений сложных электрических систем

Чл.-корр. АН Арм. ССР. доктор техн. наук Г. Т. АДОНЦ и инж. Р. А. АМИРИКЯН
Ереван

Введение. Для расчетов и исследования большого числа режимов электрических систем в качестве исходных необходимо применять уравнения контурных токов или узловых напряжений и, в частности, матрицы Z , U , \dot{Y} и I этих уравнений. В случаях простых конфигураций исследуемых систем такие уравнения или соответствующие матрицы легко записываются путем предварительного построения схем замещения или графов. В случаях схем сложной конфигурации возникает практическая необходимость автоматизации записи матриц этих уравнений. В настоящей работе рассматривается задача автоматизации записи уравнений узловых напряжений электрических систем любой сложности по заданной информации о системе в виде таблиц перечня ее присоединений и их параметров. При этом не требуется предварительного построения схемы замещения или графа системы. Основные положения предлагаемого метода сводятся к следующему:

1. Представление и запись параметров и схемы исследуемой системы в форме таблиц, удобных для ввода в ЭЦВМ.

2. Нумерация (кодирование) на ЭЦВМ узлов элементов схемы.

3. Автоматизация расчета и записи элементов матрицы Y — уравнений узловых напряжений.

Отметим, что расчет ведется без предварительного приведения параметров к одной базисной ступени, ибо коэффициенты трансформаций, отличные от единицы, учитываются в процессе расчета.

Алгоритм записи матрицы I — уравнений узловых напряжений из-за простоты здесь не приводится.

Постановка задачи. Принимаются в качестве заданных: а) таблица перечня элементов системы (генераторов, транс-

форматоров, линий электропередач, нагрузок и т. п.) с указанием взаимных связей их узлов; б) параметры Z и соответствующие коэффициенты трансформации элементов системы. Требуется определить матрицу Y — уравнений узловых напряжений исследуемой системы без использования для этой цели схемы замещения или ее графа. Требуется также учитывать трансформаторы с коэффициентами трансформации, отличными от единицы.

Допущения при решении поставленной задачи. Используются обычные условия представления схем электрических сетей с помощью уравнений узловых напряжений с учетом коэффициентов трансформаций, отличных от единицы.

Алгоритм и программа. Исходные данные для расчета Y — параметров уравнений узловых напряжений вводятся в машину в виде таблиц. Одна из них заменяет схему сети, а вторая — сопротивления ее отдельных элементов и соответствующие коэффициенты трансформаций. Например, табл. 1 заменяет схему сети, приведенной на рис. 1 с 45 узлами и 83 ветвями, перфорируется всего на четырех перфокартах. Инструкции по составлению таблиц 1 и 2 ради сокращения текста здесь не приводятся, они очень просты и их можно получить в Арг. НИИЭ.

Подпрограммы кодирования элементов системы. Процесс кодирования сводится к замене индексов табл. 1 цифрами соответствующих номеров столбцов этой таблицы. По ходу кодирования составляется и запоминается в памяти машины таблица о кодах элементов. Она составляется по следующему алгоритму. Для каждой кодированной строки табл. 1 (кроме строк, выделенных для генераторов) последний код считается базисным и все предыдущие коды в сочетании с ним представляют коды данного элемента системы. Для строк, представляющих генераторные элементы, базисным считается средний (второй) код, и два других кода в сочетании с ним представляют коды данного генераторного элемента. Заметим, что из этого алгоритма вытекает правило соответствия следования записей в строках табл. 2 порядку следования кодов кодированной табл. 1. Например, для первой строки табл. 1, представляющей линию 4 рассматриваемого примера, за базисный при-

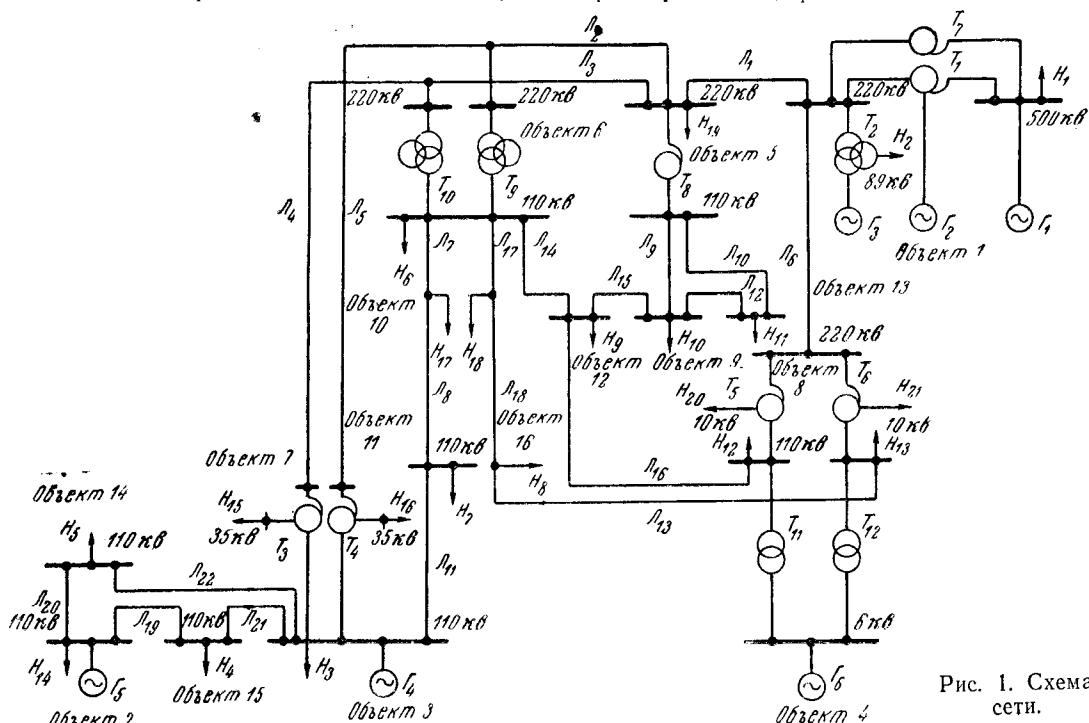


Рис. 1. Схема сети.

Таблица 1

№ п./п.	№ объ- ектов	Элементы системы	0	1	4	7	9	12	21	22	25	34	35	36	37	42	43	44	45
			0	Г	Г	500	110	110	35	35	220	220	0	220	0	220	220	Л	Л
1	6—7	Линии с учетом по- перечной емкости	Л	1									1				1	1	
2	6—7		Л	1									1			1		1	
5	7		T				1		1			1	1						
6	7	Трансформаторы трехобмоточные	T				1			1			1	1					
11	6		T					1									1		
12	6	Трансформаторы двухобмоточные	T						1									1	
16	5—6		L									1					1		
17	5—6	Линии без учета по- перечной емкости	L									1						1	
40	7		H	1								1							
41	7	Нагрузка	H	1								1							
58	3		G	1		1					1								
61	1	Генераторы	G	1	1						1								

нимается код 44. Информации о кодах этой линии в памяти машины записываются в порядке 0—44, 34—44 и 43—44, которым соответствуют проводимости $\frac{j}{12810}$; $\frac{1}{1,52+j6,12}$ и $\frac{1}{1,52+j6,12}$, взятые по данным первой строки табл. 2.

Программа расчета и записи матрицы Y-уравнений узловых напряжений. Математической основой формирозания Y-параметров уравнений узловых напряжений является свойство этой матрицы, заключающееся в следующем: полная проводимость узла равна сумме проводимостей ветвей, соединяющих данный узел со всеми другими, включая и базовый, а взаимные проводимости равны с обратным знаком сумме проводимостей ветвей между двумя узлами. За базовый принимается узел с кодом 0. При этом не используются формулы [Л. 1—3] $Y = M Y_B M_t$ или

$$y_{i,j} = \sum_{\beta=1}^n a_{i,\beta} a_{j,\beta} y_{\beta}$$

и, следовательно, не требуется составления и транспонирования матрицы M-соединений элементов системы в узлах. В этих формулах приняты обозначения [Л. 1 и 3]. Алгоритм предусматривает формирование матрицы Y по заданным $z_{\beta} = r_{\beta} + jx_{\beta}$ сопротивлениям отдельных элементов си-

стемы. Для этого с самого начала вычисляются активные g_{β} и реактивные b_{β} проводимости элементов системы:

$$g_{\beta} = \frac{r_{\beta}}{r_{\beta}^2 + x_{\beta}^2}; \quad b_{\beta} = \frac{x_{\beta}}{r_{\beta}^2 + x_{\beta}^2}.$$

Алгоритм предусматривает также учет коэффициентов трансформаций, отличных от единицы, благодаря чему не требуется предварительное приведение параметров сети к однородной базисной ступени. Учет коэффициентов трансформаций осуществляется следующим образом. Предположим, что узлы t и k (рис. 2) соединены через трансформатор с коэффициентом трансформации $n = \frac{w_1}{w_2}$. Проводимость трансформатора y_t может быть определена в соответствии с напряжением узла t или k . В первом случае имеем:

$$I_m = \left(\dot{U}_m - \frac{\dot{U}_k}{n} \right) y_t = y_t \dot{U}_m - \frac{y_t}{n} \dot{U}_k,$$

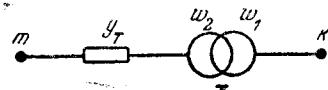


Рис. 2.

Таблица 2

н/п	Сопротивление элементов, ом	Коэффициенты трансформации
1	0—j12810; 1,52+j6,12; 1,52+j6,12	1; 1; 1.
2	0—j12810; 1,52+j6,12; 1,52+j6,12	1; 1; 1.
...
5	0,07308+j0; 0,00779+j1,352; 0,2911+j26,24	1; 3,063 0,501
6	0,07308+j0; 0,00779+j1,352; 0,2911+j26,24	1; 3,063 0,501
...
11	1,34+j14,69	1,913
12	1,94+j14,74	1,906
...
16	1,02+j6,69	
17	1,02+j6,69	
...	...	
40	0	
41	0	
...	...	
58	0; 1,6+j148,6	
61	0; 2,811+j303,1	

$$I_k = (\dot{U}_k - n\dot{U}_m) \frac{y_T}{n^2} = -\frac{y_T}{n} \dot{U}_m + \frac{y_T}{n^2} \dot{U}_k$$

или же в матричной форме:

$$\begin{bmatrix} y_T & -\frac{y_T}{n} \\ -\frac{y_T}{n} & \frac{y_T}{n^2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U}_m \\ \dot{U}_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_m \\ I_k \end{bmatrix}$$

Во втором случае получаются следующие выражения:

$$I_m = \left(\dot{U}_m - \frac{\dot{U}_k}{n} \right) y_T n^2 = n^2 y_T \dot{U}_m - n y_T \dot{U}_k,$$

$$I_k = (\dot{U}_k - n\dot{U}_m) y_T = -n y_T \dot{U}_m + y_T \dot{U}_k$$

или

$$\begin{bmatrix} n^2 y_T & -n y_T \\ -n y_T & y_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{U}_m \\ \dot{U}_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} I_m \\ I_k \end{bmatrix}.$$

Программа составлена для первого случая. Как было отмечено, процесс кодирования заканчивается тем, что в памяти ЭЦВМ фиксируются коды элементов схемы сети и их соответствующие параметры. Обегая коды элементов, начиная с узла (кода) 1 согласно алгоритму машина производит расчет и запись **Y**-параметров уравнений узловых напряжений. На печать выводятся номера строк и столбцов элементов матрицы **Y** и соответствующие значения их проводимостей. Элементы матрицы с нулевым значением проводимостей на печать не выводятся. Алгоритм и построенная на его основе программа учитывают симметричность матрицы **Y**. Основное отличие алгоритма и программы от существующих заключается в его рациональности с точки зре-

ния вычислительных операций, а также в том, что не требуется предварительной подготовки схемы замещения сети и нумерации ее узлов, так как она производится ЭЦВМ. Программа составлена для ЭЦВМ «Урал-3». Внешние устройства машины в программе не используются. Программа предусматривает возможность прерывания счета с запоминанием промежуточных результатов и вывода их на печать. Программа расчета и записи **Y**-параметров уравнений узловых напряжений с выдачей результатов на печать занимает 281 неполную ячейку. Объем решаемой задачи ориентировочно определяется по выражению

$$7N + 4n \leq 3700,$$

где N — число ветвей, а n — число узлов схемы сети.

Описываемая программа является частью комплекса программ оптимизации режимов энергосистем. Однако она представляет и самостоятельный интерес, так как может быть использована в ряде других задач электроэнергетики, как например, в расчетах токов коротких замыканий, установившегося режима электрических сетей, динамической устойчивости энергосистем и т. п.

Проверка программы производилась на ряде примеров схем Закавказской и Волгоградской энергосистем с числом узлов до 45 и ветвей 83, для которых были записаны матрицы **Y** по известным из теории линейных цепей методам построения матричных уравнений схем. Кроме того, по полученным матрицам **Y** (согласно предлагаемой программе) и **Z** одной и той же схемы были найдены параметры **Y** и **Z** эквивалентного многополюсника и произведены обращения матриц **Y** и **Z**, что дало совпадающие результаты.

Результаты расчетов. Ниже приводятся сведения о расчете **Y**-параметров схемы, приведенной на рис. 1. Время счета с учетом времени, потраченного на ввод перфокарт и выдачу результатов на печать, составляет 57 сек. Ее можно довести до 40 сек, если результаты расчетов не выдавать на печать, а поместить в НФ машины. Часть полученных с помощью ЭЦВМ «Урал-3» величин $y_{i,j}$ для этой схемы представляется ниже:

$$\begin{aligned} y_{1,1} &= 0,000030592248 - j0,0032985699 \\ y_{1,7} &= -0,000030592248 + j0,0032985699 \\ \cdot &\cdot &\cdot \\ y_{9,9} &= 27,547088 - j0,28169293 \\ y_{9,10} &= -0,051231467 + j0,058697664 \\ y_{9,11} &= 0,094714961 + j0,13923666 \\ y_{9,13} &= -0,032602072 + j0,077027642 \\ y_{9,25} &= -13,684233 + j0,00000000 \\ y_{9,27} &= -13,684233 + j0,00000000 \\ \cdot &\cdot &\cdot \end{aligned}$$

Для контроля эта же задача была решена методом, основанным на использовании схемы замещения сети. Результаты совпали.

Программу можно получить в Арм. НИИЭ.

Литература

- Адонц Г. Т. и Амирикян Р. А., Алгоритм записи уравнений контурных токов сложных электрических систем, «Электритехника», 1966, № 12.
- Горушкин В. И., Латышева Т. С. и Трусова Л. А., Формирование матриц коэффициентов уравнений пассивных электрических сетей, Изв. АН СССР «Энергетика и транспорт», 1966, № 3.
- Мельников Н. А., Матричный метод анализа электрических цепей, изд-во «Энергия», 1966.

[8.12.1966]



Программа для оценки вариантов развития электрических сетей напряжением 6—110 кв

Инж. В. П. КОНЕЧНЫЙ, доктор техн. наук М. С. ЛЕВИН и доктор техн. наук, проф. Л. Е. ЭБИН
Всесоюзный институт электрификации сельского хозяйства

Затраты, связанные с сооружением и эксплуатацией распределительных сетей среднего напряжения (6—35 кв), в настоящее время составляют 25—30% стоимости электрической энергии, потребляемой в сельском хозяйстве. Это же соотношение сохранится и в ближайшие годы [Л. 1]. Поэтому важной задачей становится выбор наиболее экономичных вариантов распределительных сетей.

Во Всесоюзном научно-исследовательском институте электрификации сельского хозяйства (ВИЭСХ) разработана программа для оценки вариантов развития электрических сетей сельскохозяйственных районов с помощью ЭЦВМ «Минск-22». Программа предназначена для расчетов, необходимых при сооружении новых и реконструкции существующих сетей напряжением от 6 до 110 кв включительно¹.

По программе рассчитываются радиальные электрические сети с одной точкой присоединения к энергосистеме. Максимальный объем задачи — расчет сети с девятью районными трансформаторными подстанциями (РТП) напряжением 35/6, 35/10, 110/10 или 110/20 кв со всеми отходящими от них распределительными линиями (РЛ) напряжением 6, 10 или 20 кв (рис. 1). Число распределительных линий, отходящих от одной РТП, практически не ограничено. К одной РЛ могут присоединяться до 55 потребительских трансформаторных подстанций (ТП). Общая протяженность воздушных линий (ВЛ) напряжением 6, 10, 20, 35 и 110 кв может составлять до 5 000 км с охватом примерно до 2,5 тыс. населенных пунктов.

С помощью программы можно решать следующие задачи.

1. Определение основных показателей системы электроснабжения, включая сечения проводов, мощности трансформаторов, расчетные (приведенные) затраты, вес проводникового металла, потери мощности и энергии, отклонения напряжения у потребителей и т. п., при различных номинальных напряжениях питающей и распределительной сетей. При этом могут быть заданы различные темпы роста нагрузок, а технико-экономические показатели системы могут быть определены для любого года ее эксплуатации.

2. Расчет электрической сети при известных номинальных напряжениях, сечениях проводов и мощностях трансформаторов и проверка уровней напряжения у потребителей.

3. Определение основных показателей вариантов реконструкции сети, необходимой по условиям улучшения качества напряжения у потребителей. При этом рассматриваются следующие способы реконструкции:

а) установка на РТП и ТП трансформаторов с устройствами автоматического регулирования напряжения под нагрузкой (РПН);

б) замена проводов на ВЛ напряжением 10 и 35 кв;

в) перевод сетей на повышенное номинальное напряжение — с 6 на 10 и 20 кв, с 10 на 20 кв и с 35 на 110 кв;

г) разукрупнение РТП и соответственно уменьшение радиусов РЛ.

4. Установление целесообразных режимов и диапазонов встречного регулирования напряжения на РТП, а также оценка затрат на сети при различных нормированных отклонениях напряжения у потребителей.

5. Оценка эффективности применения на питающих и распределительных ВЛ опор из различных материалов — деревянных, железобетонных и комбинированных.

6. Оценка влияния на технико-экономические показатели системы электроснабжения исходных характеристик — расчетных темпов роста нагрузки, ее структуры, коэффициента мощности, нормативного коэффициента эффективности, срока суммирования приведенных затрат и др.

Программа может быть использована при конкретном проектировании питающих и распределительных сетей, а также для уточнения областных схем развития сельских элек-

трических сетей, разработанных несколько лет тому назад ВНИПИсельэлектро и его подразделениями. В последнем случае на основе подробных расчетов сетей выборочных районов можно в короткий срок получить обоснованные нормативы затрат денежных средств и материалов на развитие сельских сетей при различных перспективных темпах роста нагрузок. Эти же расчеты позволяют рекомендовать для различных условий наиболее экономичные способы реконструкции сельских сетей. Наконец, на основе множественного корреляционного и регрессионного анализа полученных результатов можно установить вероятностные зависимости между наиболее важными показателями электрических сетей и использовать эти зависимости при планировании и проектировании.

При расчете сетей по программе начало берется от шин низшего напряжения трансформаторов ТП. Отклонения напряжения у потребителей в режимах максимальных и минимальных нагрузок определяются с учетом заданных теперь напряжения в сетях 0,38/0,22 кв.

Исходную информацию о нагрузках ТП можно задавать двумя способами. Если в существующих сетях нагрузки известны, то в исходные данные по ТП включают значения активной мощности в режиме максимальных нагрузок с соответствующими величинами коэффициента мощности. Если же таких данных нет (например, при проектировании новых сетей), то в качестве исходных принимают расчетные значения установленной мощности, определяемые с учетом перспективного развития сельскохозяйственного производства и роста численности населения. В качестве второй характеристики используется показатель «структурь» — соотношения между установленной мощностью производственной (силовой) нагрузки и общей установленной мощностью потребителей ТП [Л. 2].

Расчетные схемы электрических сетей формируются инженером-проектировщиком «вручную» с учетом заданных опорных пунктов в энергосистеме, конфигурации существующих сетей, их номинальных напряжений и других условий.

Подготовка исходной информации для расчетов заключается в нумерации узлов, наземленной проектировщиком расчетной схемы или существующей сети и в записи исходных данных по этим узлам на бланки и перфоленты. Узлом считается любая трансформаторная подстанция и любое разветвление ВЛ на два, три и четыре направления. Узлы нумеруются десятичными числами натурального ряда таким образом, чтобы порядковый номер узла в конце каждого-либо участка ВЛ (по направлению потока энергии) был больше номера узла в начале этого участка (начального узла). Узлы питающей сети нумеруют числами от 0 до 14, а узлы каждой РЛ в схеме — числами от 15 до 121 [Л. 3].

В качестве исходных данных по узлу существующей РЛ с ТП записывают код мощности трансформатора, код марки и сечения проводов на участке ВЛ, примыкающему к ТП, номер начального узла этого участка и его длину, максимальную потерю напряжения в низковольтной сети ТП, максимальную (установленную) мощность нагрузки и т. д.

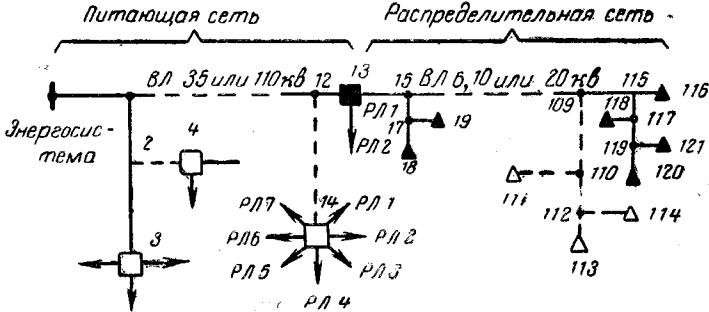


Рис. 1. Нумерация узлов электрических сетей расчетной схемы.
■, ▲ — соответственно существующие РТП и ТП; □, Δ — вновь сооружаемые РТП и ТП; — существующие ВЛ; - - - - вновь сооружаемые ВЛ.

¹ В выполнении отдельных разделов работы участвовали А. Е. Мурадян, И. Б. Гримблит и Л. П. Евстигнеева. Программу составила В. Т. Живаго. В практических расчетах на ЭЦВМ приняла участие Н. А. Бадьина.

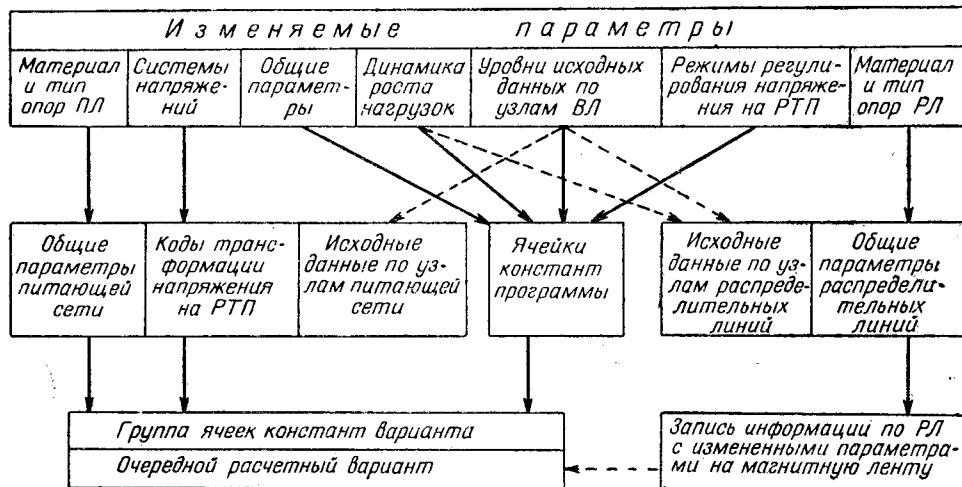


Рис. 2. Схема формирования расчетных вариантов при изменении исходных параметров.

По узлам без подстанций записывают три показателя: код марки и сечения провода на участке ВЛ, номер начального узла участка и его длину. По узлам с РТП информацию записывают аналогично узлу без подстанции с добавлением кода мощности трансформатора РТП.

Расчетные показатели всех узлов линии, имеющих один и тот же начальный узел, с помощью специальной подпрограммы сбора информации суммируются и засыпаются в специальные группы накапливающих ячеек [Л. 4]. В числе этих показателей — максимальные и минимальные нагрузки ТП, потери мощности в трансформаторах ТП и на участках ВЛ в режимах максимальных и минимальных нагрузок, максимальные мощности электродвигателей и др.

Исходную информацию целесообразно записывать во внешнюю память ЭЦВМ. В этом случае ее можно многократно использовать для вариантовых расчетов без сколько-нибудь существенных дополнительных затрат ручного труда.

На рис. 2 представлена схема организаций вариантовых расчетов, выполняемых по программе. В ячейки, отведенные для изменяемых при вариантовых расчетах параметров, записаны так называемые константы программы. Программа постоянно настроена на расчет «основного» варианта, соответствующего значениям этих констант. Для расчета других вариантов должны быть изменены все или несколько констант, соответствующих варьируемым параметрам. Таким образом, одна и та же схема может быть рассчитана при различных номинальных напряжениях распределительной и питающей сети, темпах роста нагрузок, допустимых отклонениях напряжения у потребителей, сроках суммирования приведенных затрат, материалов опор ВЛ и др.

Составной частью программы являются таблицы параметров трансформаторных подстанций и ВЛ различных номинальных напряжений, включающие все необходимые для расчетов технические и стоимостные показатели. В случае необходимости эти величины легко изменяются.

С помощью программы уже выполнены несколько сот расчетов сельских сетей ряда районов Орловской области и Башкирской АССР. Расчеты подтвердили высокую эффективность использования программы. Исходная информация по одной распределительной линии для расчета ее на ЭЦВМ может быть подготовлена в течение 6—7 ч работником, не имеющим специального образования. Следует подчеркнуть, что значительная часть этого времени тратится на операции, необходимые и при ручном счете (нумерация узлов, запись нагрузок и т. п.). Затраты машинного времени на один узел составляют в среднем 1,4 сек при выводе только суммарных показателей и 3,5 сек при выводе результатов в полном объеме.

При краткой печати выдаются суммарные приведенные затраты, общая стоимость сети, затраты на ее реконструкцию, капитальные вложения в новые подстанции и участки ВЛ, расход проводов и т. д. Полная печать дополнительно предусматривает выдачу показателей по отдельным узлам сети: мощность трансформатора, марка и сечение провода на участке ВЛ, отклонения напряжения у потребителей ТП

в минимуме и максимуме нагрузок, код выбранного регулировочного ответвления обмотки трансформатора и т. д.

С помощью алфавитно-цифрового печатающего устройства предусмотрен также вывод результатов на широкоформатную бумажную ленту, примерно вдвое сокращающий затраты машинного времени.

В качестве примера в таблице приведены результаты расчетов схемы 0—1 (Орловская область), выполненных с целью выбора рационального способа реконструкции сетей. К эксплуатируемой ВЛ 35 кв длиной 58 км, выполненной проводами марки АС-35 и АС-50, подключены две РТП: одна на расстоянии 39 км от опорной подстанции, другая в конце линии. На обеих РТП установлено по одному трансформатору мощностью 1800 ква. От каждой РТП отходят четыре распределительные линии напряжением 10 кв. Общая длина всех распределительных линий — 545,6 км, общее число ТП — 245 шт.

Расчеты выполнены для трех способов реконструкции: замена проводов в сетях 10 и 35 кв (вариант 0—1—2—10), перевод сетей 10 кв на напряжение 20 кв и сетей 35 кв на напряжение 110 кв (вариант 0—1—2—20), сооружение трех дополнительных РТП напряжением 35/10 кв (вариант 0—1—5—10). В последнем варианте рассчитываются пять РТП с двенадцатью отходящими распределительными линиями. Расчетные условия: срок суммирования приведенных затрат — 10 лет, темпы роста нагрузок — 10,5% в год, встречное регулирование напряжения на РТП в пределах 0—+5%.

Расчетные показатели	Варианты		
	0—1—2—10	0—1—2—20	0—1—5—10
Вес провода, m (приведен к весу алюминия)	89,1	102	115
Капитальные вложения в реконструкцию сетей (включая новое строительство), тыс. руб.	22,3	334	132
Общая стоимость сетей после реконструкции, млн. руб.	0,97	1,28	1,07
Дополнительные капитальные вложения, связанные с улучшением качества напряжения (РПН на ТП, разукрупнение ТП), тыс. руб.	68,0	—	8,5
Суммарные приведенные затраты, млн. руб.	1,49	1,58	1,47
Число разукрупненных ТП и ТП с применением РПН, % от общего количества ТП	22	—	5
Число ТП, не обеспечивающих у потребителей нормированные отклонения напряжения, % от общего числа ТП	14	—	—

Аналогичные данные получены при изменении уровней нагрузки, структуры установленной мощности и других исходных показателей.

Расчеты по программе выполняются в вычислительном центре ВИЭСХ по договорам с Институтом.

Л и т е р а т у р а

1. Эбили Л. Е., Щуров С. В., Левин М. С. и Халфин А. А. Расчетные затраты на производство, передачу и распределение электроэнергии сельским потребителям, «Энергетика», 1966, № 4.
2. Бузеко И. А., Захарин А. Г., Эбили Л. Е. и Левин М. С. Теоретические основы электроснабжения в сельском хозяйстве, изд-во «Колос», 1964.
3. Щербина Ю. В. Расчет оптимального распределения реактивных мощностей в электрических сетях энергосистем с помощью электронных цифровых вычислительных машин, автореферат, КПИ, 1963.
4. Конечный В. П. Подпрограмма ЭЦВМ для накопления и передачи информации по расчетным узлам электрической линии, Научные труды ВИЭСХ, т. 18, М., 1966.

Приближенный расчет токов нулевой последовательности

Канд. техн. наук А. А. ПЯСТОЛОВ и инж. В. А. КОЗЮКОВ

Челябинск

Необходимость анализа несимметричных режимов распределительных трансформаторов диктуется тем, что в практике эксплуатации потребительских систем, выполненных по четырехпроводной схеме, токи в фазах вследствие особенностей работы токоприемников более или менее неодинаковы.

Следствием несимметрии нагрузки по фазам является не только перекос «звезды» вторичных напряжений, но и возникновение в таких режимах работы трансформаторов добавочных потерь, пропорциональных утроенному произведению квадрата тока нулевой последовательности и активной составляющей полного сопротивления нулевой последовательности трансформатора.

С достаточной для практических целей точностью, например для определения добавочных потерь от магнитного поля нулевой последовательности основной частоты, ток нулевой последовательности может быть вычислен по приближенной формуле:



$$I_{a0} = \frac{\sqrt{0.75(I_b - I_c)^2 + (I_a - 0.5I_b - 0.5I_c)^2}}{3},$$

где I_a , I_b , I_c — действующие значения фазных токов.

Приведенная формула выводится из предположения, что коэффициенты мощности фаз A , B и C близки по численным значениям. Действительно согласно статистическим данным $\cos \phi$ нагрузок фаз для наиболее вероятных режимов несимметрии токов в фазах не превышает 5%. Сравнение величин токов нулевой последовательности, полученных классическим методом (векторным) и с помощью приближенной формулы показывает, что расхождения результатов при худшем сочетании токов в фазах не превышают 5,0%. Учитывая это обстоятельство, а также простоту определения тока нулевой последовательности по сравнению с векторным способом, приближенные вычисления по приведенной формуле могут представить известный интерес для специалистов, занимающихся расчетами несимметричных режимов трансформаторов.

УДК 669.14.018.583+621.3.017.3

О виде формулы для выражения зависимости удельных потерь в электротехнической стали от амплитуды магнитной индукции и частоты тока

Инж. И. Д. ЗАЙДМАН

Завод «Запорожсталь»

Для аналитического выражения потерь от гистерезиса в функции амплитуды магнитной индукции B_{max} используется предложенная Штейнметцом и уточненная Марениным [Л. 1] приближенная формула:

$$p_g = \eta B_{max}^\alpha, \quad (1)$$

где η и α — коэффициенты, зависящие от марки материала.

Позднее формулами типа (1) стали выражать зависимость от B_{max} , а также частоты переменного тока f не только потерь от гистерезиса, но и полных удельных потерь и других их составляющих.

В. В. Дружинин, считая, что уравнение (1) недостаточно точно отражает зависимость удельных потерь от B_{max} и f , предложил [Л. 2—4] видоизменить это уравнение и вычислять значение η для какой-либо фиксированной точки кривой p/B_{max} или $p(f)$, принимая произвольно, что в этой точке показатель степени α равен 2, т. е.:

$$\eta = \frac{p_a}{B_a^2} \quad (2)$$

или

$$\eta = \frac{p_a}{f_a^2}, \quad (2a)$$

где B_a или f_a — некоторые фиксированные значения амплитуды магнитной индукции или частоты тока;

p_a — соответствующее значение удельных потерь.

Затем, принимая полученное значение η постоянным для всей кривой $p(B_{max})$ или $p(f)$, предлагается вычислять значение показателя α для остальных точек кривой, т. е.:

$$p = \frac{p_a}{B_a^2} B_{max}^\alpha, \quad (3)$$

$$p' = \frac{p_a}{f_a^2} f^\alpha. \quad (3a)$$

Заметим, что применимость уравнений (3) и (3a) для анализа зависимости $p(B_{max})$ или $p(f)$ представляется весьма сомнительной уже хотя бы потому, что размерности левой и правой частей каждого уравнения не совпадают. Рассмотрим, однако, применимость уравнений (1) и (3)—(3a) на конкретных примерах.

В табл. 1 приведены значения удельных потерь при B_{max} от 0,25 до 1,7 тл для трансформаторной стали толщиной 0,35 мм марки Э310. Измерения производились абсолютным ваттметровым методом на 1 кг образцах при сборке пакетов встык. Приведенные результаты являются средними из четырех измерений. Погрешность измерения потерь указанным методом составляет около 5%.

Таблица 1

B_{max} , тл	Удельные потери, вт/кг		$\delta' p = \frac{p_{расч} - p_{изм}}{p_{изм}} \cdot 100\%$
	Измеренные $p_{изм}$	Рассчитанные по уравнению (8) $p_{расч}$	
0,25	0,064	0,063	-1,56
0,5	0,228	0,225	-1,32
0,75	0,460	0,474	+3,00
1,0	0,767	0,804	+4,82
1,25	1,170	1,213	+3,68
1,5	1,70	1,696	-0,24
1,7	2,30	2,134	-7,26

Среднеквадратичное отклонение $\pm 3,83$

Аппроксимируя с помощью метода наименьших квадратов [Л. 5] эмпирическую зависимость $p(B_{\max})$ к формуле вида (1), получим следующие уравнения для определения α и η и их погрешностей:

$$\alpha = \frac{N \sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \lg p_{ti} - \sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \sum_{i=1}^N \lg p_{ti}}{N \sum_{i=1}^N (\lg B_{ti})^2 - \left(\sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \right)^2}, \quad (4)$$

$$\Delta \alpha = \pm \frac{0,434 \delta_p \sum_{i=1}^N \left(N \lg B_{ti} - \sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \right)}{N \sum_{i=1}^N (\lg B_{ti})^2 - \left(\sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \right)^2}, \quad (5)$$

$$\lg \eta = \frac{\sum_{i=1}^N \lg p_{ti} - \alpha \sum_{i=1}^N \lg B_{ti}}{N}, \quad (6)$$

$$\Delta \lg \eta = \pm \frac{0,434 \delta_p \sum_{i=1}^N \left| \lg B_{ti} \sum_{i=1}^N \lg B_{ti} - \sum_{i=1}^N (\lg B_{ti})^2 \right|}{\left(\sum_{i=1}^N \lg B_{ti} \right)^2 - N \sum_{i=1}^N (\lg B_{ti})^2}, \quad (7)$$

где B_{ti} и p_{ti} — текущие значения соответственно амплитуды магнитной индукции и удельных потерь;

δ_p — относительная погрешность измерения удельных потерь;

N — число точек на аппроксимируемом участке кривой $p(B_{\max})$, в которых измерялись удельные потери.

Решая уравнения (4)–(7) для нашего случая, получим $\alpha = 1,84 \pm 0,07$; $\eta = 0,804 \pm 0,040$. В табл. 1 наряду с измеренными приводятся значения удельных потерь, рассчитанные по уравнению

$$p = 0,804 B_{\max}^{1,84} \quad (8)$$

а также отклонение рассчитанных значений потерь от измеренных. Максимальное отклонение составляет 7,3%, а среднеквадратичное — 3,8%, что находится в пределах точности измерения потерь.

Таблица 2

Удельные потери, $\text{вт}/\text{кг}$	Единицы измерений магнитной индукции					
	ес		кес		тл	
	B_{\max}	α	B_{\max}	α	B_{\max}	α
0,064	2 500	2,00	2,5	2,00	0,25	2,00
0,228	5 000	1,99	5,0	1,92	0,50	2,17
0,460	7 500	1,98	7,5	1,89	0,75	2,78
0,635*	9 000	1,97	9,0	1,88	0,90	4,52
0,75*	9 900	1,97	9,9	1,87	0,99	30,8
0,767	10 000	1,97	10,0	1,87	1,00	∞
0,78*	10 100	1,97	10,1	1,87	1,01	-26,0
0,92*	11 000	1,97	11,0	1,87	1,10	-1,12
1,17	12 500	1,97	12,5	1,87	1,25	0,60
1,70	15 000	1,97	15,0	1,89	1,50	1,25
2,30	17 000	1,97	17,0	1,91	1,70	1,52

* Значения удельных потерь в этих точках, введенные в таблицу для наглядности, не измерялись, а вычислены по уравнению (8).

В табл. 2 приведены значения α для того же образца, рассчитанные по уравнению (3) при различном выборе единиц измерения магнитной индукции; фиксированное значение B_{\max} во всех случаях оставалось неизменным: $B_a = -2500 \text{ ес} = 2,5 \text{ кес} = 0,25 \text{ тл}$. При измерении магнитной индукции в гауссах зависимость $p(B_{\max})$ выглядит как весьма близкая к квадратичной. Из этого был сделан вывод (см. например [Л. 4]) о том, что изменение удельных потерь и их составляющих с магнитной индукцией имеет почти квадра-

тичный характер. Однако, как видно из табл. 2, уже при измерении индукции в килогауссах «характер зависимости» $p(B_{\max})$ существенно отступает от квадратичного, а если измерять индукцию в теслах, значения α получаются самые произвольные. Можно показать, что не менее причудливым образом (от минус до плюс бесконечности) изменяются значения α , если, оставляя неизменными единицы измерения индукции (тесла), производить расчет при различных фиксированных значениях амплитуды индукций, т. е. изменять B_a .

На основании анализа с помощью уравнения (3а) характера зависимости дополнительных потерь от частоты тока в двух марках трансформаторной стали в [Л. 4] получены значения показателя степени α , приведенные в табл. 3. При этом частота тока измерялась в герцах, а в качестве фиксированного значения частоты α было принято $f_a = 15 \text{ Гц}$. Из того, что полученные значения оказались близкими к 2, было сделано заключение, что зависимость $p_d(f)$ близка к квадратичной; из этого, в свою очередь, был сделан важный и далеко идущий вывод о том, что дополнительные потери представляют собой потери от вихревых токов, не учтываемые при классических методах расчета.

Таблица 3

Марка стали	Показатель степени α при частоте тока, Гц			
	15	25	40	50
Э43	2	1,96	1,93	1,91
Э330	2	1,95	1,92	1,91

Насколько опасно делать такие выводы на основании полученных из уравнения (3а) значений α , лучше всего показать на следующем примере. В табл. 4 приведены значения потерь от гистерезиса p_g при частоте 70—160 Гц для стали марки Э43 толщиной 0,5 мм*. Как известно, эта зависимость является строго линейной.

Таблица 4

$f, \text{ Гц}$	70	80	90	100	120	140	160
$p_g, \text{ вт}/\text{кг}$	0,7	0,8	0,9	1,0	1,2	1,4	1,6
α	2,08	2,05	2,02	2	1,96	1,92	1,91

Попытаемся, однако, проанализировать зависимость $p_g(f)$ с помощью уравнения (3а). Полученные значения α приведены в табл. 4. Нетрудно видеть, что зависимость потерь от гистерезиса от частоты тока оказывается не менее «близкой к квадратичной», чем в случае дополнительных потерь. Таким образом, с помощью уравнения (3а) можно даже заведомо линейную зависимость представить, как близкую к квадратичной. Исходя из данных табл. 4 и следуя логике работ [Л. 2–4], необходимо было бы признать, что потери от гистерезиса, как и дополнительные потери, близки по своей природе к потерям от вихревых токов.

Аппроксимация к формуле вида (1) с помощью метода наименьших квадратов, т. е. по уравнениям вида (4) и (6)** дает следующую зависимость дополнительных потерь от частоты для стали марок Э43 и Э330 соответственно:

$$p_d = 5,035 \cdot 10^{-4} f^{1,71}, \quad (9)$$

$$p_d = 6,053 \cdot 10^{-4} f^{1,70}. \quad (9a)$$

В табл. 5 сопоставлены экспериментальные [Л. 4] и вычисленные по уравнениям (9) и (9а) значения дополнительных потерь. Совпадение является более, чем удовлетворительным. Анализ данных Стюарта [Л. 6] для «трансформаторной» стали с низкими удельными потерями ($p_{10/50} = 0,6 \text{ вт}/\text{кг}$) дает следующую зависимость дополнительных потерь от частоты (в пределах от 5 до 125 Гц):

$$p_d = 6,5 \cdot 10^{-4} f^{1,47}; \quad (9b)$$

при этом среднеквадратичное отклонение вычисленных значений p_d от экспериментальных составляет $\pm 1,6\%$.

* Значения удельных потерь в этих точках, введенные в таблицу для наглядности, не измерялись, а вычислены по уравнению (8).

** При этом, разумеется, B_{\max} в уравнениях (1), (4) и (6) заменяется на f .

Таблица 5

$f, \text{ Гц}$	Марка стали					
	Э43		Э330			
	Удельные потери $p_d, \text{ вт/кв}$	$\delta_p, \%$	Удельные потери $p_d, \text{ вт/кв}$	$\delta'_p, \%$		
измененные	рассчитанные по уравнению (9)		измененные	рассчитанные по уравнению (9a)		
15	0,051	0,0516	+1,18	0,06	0,0604	+0,67
25	0,125	0,124	-0,80	0,145	0,1442	-0,55
40	0,28	0,276	-1,43	0,32	0,32	±0,00
50	0,49	0,404	+1,00	0,47	0,468	-0,43
Среднеквадратичное отклонение		±1,13	Среднеквадратичное отклонение		±0,48	

Из приведенных данных видно, что зависимость $p_d(f)$ в действительности весьма далека от квадратичной. Соответственно и вывод о том, что «... дополнительные потери в листовой электротехнической стали представляют собой потери на вихревые токи, не учитываемые при обычных расчетах» [Л. 3, стр. 128], представляется сомнительным. К аналогичному заключению пришел и Сьюарт [Л. 6].

Таким образом, предложенное Дружининым видоизменение формулы Штейнметца — Маренина является нецелесообразным и может лишь привести к произвольным и неверным выводам. Что же касается формулы Штейнметца — Маренина в ее «классическом» виде, то необходимо было

бы проанализировать пределы ее применимости для различных марок стали и для разных характеристик. Особый интерес представляет более широкий анализ зависимостей $p_d(B_{\max})$ и $p_d(f)$, так как это, возможно, позволило бы проанализировать некоторый свет на природу дополнительных потерь. К сожалению, рамки настоящей статьи не позволяют сделать такой анализ. Однако из приведенных данных ясно, что формулы вида $p = (p_a/B_a^2) B_{\max}^2$ или $p = (p_a/f_a^2) f^2$, предложенные Дружининым, в принципе непригодны для такого анализа, и что формулы Штейнметца — Маренина в ее «классическом» виде ($p = \eta B_{\max}^2$ или $p = \eta f^2$) более пригодна для этой цели¹.

¹ Когда настоящая статья была уже написана, была опубликована работа Поповой [Л. 7], в которой, в частности, показано, что уравнением Штейнметца — Маренина с весьма хорошим приближением описывается зависимость полных удельных потерь от частоты (до 10^4 Гц), а также зависимости полных потерь и их составляющих от B_{\max} (до 1,0 тл).

Литература

1. Маренин Н. А., Вестник инженеров, 1916, № 10.
2. Дружинин В. В. и Бурдаков Ю. П., О соотношении потерь на гистерезис и вихревые токи в электротехнической стали, «Электричество», 1956, № 8.
3. Дружинин В. В., Магнитные свойства электротехнической стали, Госэнергоиздат, 1962.
4. Дружинин В. В., Бурдакова Ю. П. и Королова В. А., «Физика металлов и металловедение», 1955, № 1.
5. Длинин А. М., Математическая статистика в технике, Советская наука, 1951.
6. Stewart K. H., Proc. JEE, 1950, vol. 97, part 11, № 56.
7. Попова В. П., Исследование частотных характеристик электротехнической стали, «Электричество», 1967, № 5.

[20.11.1967]

УДК 538.245

О наилучшем расположении ограниченного числа витков с током на намагничиваемом цилиндрическом образце

Доктор техн. наук, проф. С. И. КУРЕНЕВ и инж. Р. С. КАРЯКИНА

Ленинградский электротехнический институт
им. В. И. Ульянова (Ленина)

При намагничивании ферромагнитных образцов медленно меняющимся во времени полем ток намагничивающей катушки следует за изменением формы э. д. с. В случае быстропеременных полей или при импульсном намагничивании индуктивность влияет на форму тока в импульсе. Для уменьшения влияния индуктивности уменьшают число витков намагничивающей катушки до нескольких. Однако в этом случае поле катушки в объеме намагничиваемого образца становится неоднородным. Неоднородность поля в значительной степени зависит от координат расположения витков на намагничиваемом образце.

В данной работе рассматривается задача определения координат расположения нескольких круговых витков, обтекаемых одним и тем же током. Координаты выбираются из условия, чтобы структура магнитного поля в объеме намагничиваемого образца менее всего отличалась от однородной. Задача решается методом, несколько сходным с методом расчета поля колец Гельмгольца [Л. 1].

Рассмотрим поставленную задачу, когда намагничивающий образец имеет цилиндрическую форму. Так как определяется внутреннее поле по отношению к некоторой воображаемой поверхности, проходящей через оси проводников витков, то для практических расчетов удобно рассматривать поверхность вытянутого эллипсоида вращения, считая, что на этой поверхности расположены витки, ток в которых создает намагничивающее поле. На рис. 1 показан цилиндрический образец, заменяющий его эллипсоид и три витка с током. Параметры эллипсоида вращения определяются размерами цилиндра и выбранным отношением большой к малой оси. В сфероидальной системе координат ξ , η , ζ координата $\xi = \xi_0$ разделяет общее магнитное поле на поля двух областей. Для области $\xi > \xi_0$ потенциал магнитного поля кругового тока, расположенного на поверхности эллипсоида в сечении $\eta = \eta_0$, представляется выражением вида [Л. 2]:

6*

$$V = \frac{I (\xi_0^2 - 1)^{\frac{1}{2}} (1 - \eta_0^2)^{\frac{1}{2}}}{2} \times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n+1}{n(n+1)} P_{n1}(\xi_0) P_{n1}(\eta_0) Q_n(\xi) P_n(\eta),$$

где $P_{n1}(\xi_0)$ и $P_{n1}(\eta_0)$ — присоединенные функции Лежандра первого рода степени n , первого порядка от фиксированных координат, определяемые через полиномы известным выражением

$$P_{n1}(\xi_0) = (\xi_0^2 - 1)^{\frac{1}{2}} \frac{d}{d\xi} P_n(\xi) |_{\xi=\xi_0} = (\xi_0^2 - 1)^{\frac{1}{2}} P'_n(\xi_0); \quad (1)$$

$Q_n(\xi)$ и $P_n(\eta)$ — соответственно функции Лежандра второго и первого рода от координат точек наблюдения поля.

Пользуясь методом наложения потенциалов, можно определить потенциал поля нескольких витков, расположенных в координатах $\xi_0, \eta_s (s=1, 2, 3 \dots)$:

$$V_1 = \frac{(\xi_0^2 - 1)^{\frac{1}{2}}}{2} \sum_s I_s (1 - \eta_s^2)^{\frac{1}{2}} \times$$

$$\times \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2n+1}{n(n+1)} P_{n1}(\xi_0) P_{n1}(\eta_s) Q_n(\xi) P_n(\eta). \quad (2)$$

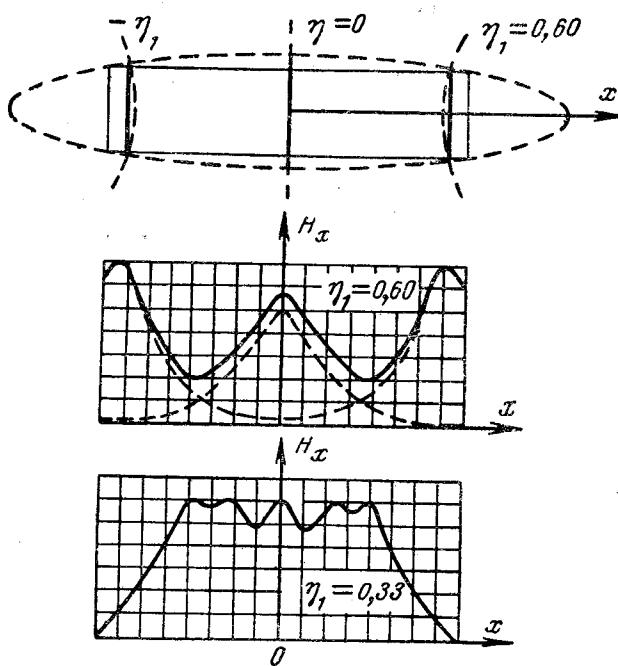


Рис. 1. Эпюры изменения составляющей H_x магнитного поля вдоль оси x при трех витках с током.
— эпюры полей от каждого витка; — эпюра суммарного поля.

Как известно из [Л. 3], для описания скалярного потенциала магнитного поля во внутренней области $\xi < \xi_0$ используются сфероидальные функции первого рода. В этом случае для внутренней области потенциал поля равен:

$$V_2 = \sum_n A_n P_n(\xi) P_n(\eta). \quad (3)$$

Постоянные A_n , входящие в выражение (3), могут быть определены из граничных условий. Пользуясь эквивалентностью контура с током и двойного магнитного слоя, можно заменить витки двойным магнитным слоем и воспользоваться условием непрерывности нормальной составляющей вектора напряженности магнитного поля при переходе через двойной слой. В рассматриваемой задаче в качестве такой поверхности выбирается поверхность $\xi_0 = \text{const}$.

Условия непрерывности имеют вид

$$\frac{\partial V_1}{\partial n} = \frac{\partial V_2}{\partial n} \Big|_{\xi=\xi_0}$$

или

$$\frac{1}{h_1} \frac{\partial V_1}{\partial \xi} = \frac{1}{h_1} \frac{\partial V_2}{\partial \xi} \Big|_{\xi=\xi_0},$$

где h_1 — масштабный коэффициент.

Взяв производные от потенциалов V_1 и V_2 по координате ξ и подставив эти производные в граничные условия, получим:

$$A_n P'_n(\xi_0) P_n(\eta) = \frac{(\xi_0^2 - 1)^{\frac{1}{2}}}{2} \sum_s (1 - \eta_s^2)^{\frac{1}{2}} \frac{2n+1}{n(n+1)} \times \\ \times P_{n1}(\eta_s) P_{n1}(\xi_0) Q'_n(\xi_0) P_n(\eta). \quad (4)$$

Выражение (4) является тождеством относительно функций $P_n(\eta)$. Приравнивая коэффициенты перед этими функциями и учитывая (1), после незначительных преобразований определим постоянные A_n :

$$A_n = \frac{(\xi_0^2 - 1)}{2} \frac{2n+1}{n(n+1)} Q'_n(\xi_0) \sum_s I_s (1 - \eta_s^2)^{\frac{1}{2}} P_{n1}(\eta_s). \quad (5)$$

Очевидно, что цилиндр будет намагнчен тем более однородно, чем менее отличается от однородного поля в об-

ласти $\xi < \xi_0$, направленное вдоль оси цилиндра. Потенциал однородного поля

$$V_0 = -Hx, \quad (6)$$

где H — напряженность магнитного поля в сфероидальных координатах имеет вид

$$V_0 = -cH\xi\eta$$

или

$$V_0 = cHP_1(\xi)P_1(\eta).$$

Здесь c — фокусное расстояние.

При определении координат произведение cH может быть заменено некоторой постоянной величиной A_1 , т. е.

$$V_0 = A_1 P_1(\xi) P_1(\eta). \quad (8)$$

Сопоставляя (5) и (8) приходим к выводу: магнитное поле витков в области $\xi < \xi_0$ будет тем ближе к однородному, чем ближе к нулю все коэффициенты для $n > 1$, определяемые выражением (5). При малом числе витков, например при пяти, они располагаются симметрично относительно плоскости $\eta = 0$. Так как функции $P_{n1}(\eta_s)$ при четном n — нечетные, то, располагая витки симметрично, мы тем самым добиваемся выпадания из выражения (5) всех A_n , у которых n — четные. Таким образом, выражение (3) принимает вид:

$$V_2 = A_1 P_1(\xi) P_1(\eta) + A_3 P_3(\xi) P_3(\eta) + \\ + A_5 P_5(\xi) P_5(\eta). \quad (9)$$

Координаты $\pm\eta_1$ и $\pm\eta_2$ расположения витков могут быть найдены из системы уравнений

$$\left. \begin{array}{l} A_3(\eta_1^2; \eta_2^2) = 0, \\ A_5(\eta_1^2; \eta_2^2) = 0. \end{array} \right\} \quad (10)$$

Из выражения (5) видно, что при постоянной координате ξ_0 и при постоянном токе I_s коэффициенты A_n подчиняются условию

$$A_1 > A_3 > A_5 > \dots$$

Дальнейший анализ целесообразно провести на конкретном примере.

Определим координаты расположения витков на поверхности эллипсоида вращения, охватывающего цилиндр. Введем обозначения: l — длина цилиндра, R — его радиус, a и b — соответственно большая и малая полуоси эллипса. Пусть $R=1$, $l=8R$; $b=1,2R$.

Подставляя в уравнение эллипса

$$\frac{l^2}{a^2} + \frac{R^2}{b^2} = 1,$$

выбранные значения l и b получим $a=7,24$.

Параметр эллипсоида вращения ξ_0 определяется по формуле

$$\xi_0 = \frac{a}{\sqrt{a^2 - b^2}} = \frac{7,24}{\sqrt{52,42 - 1,44}} = 1,02.$$

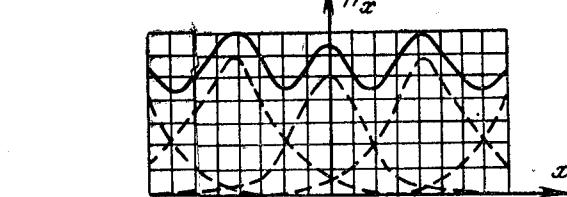
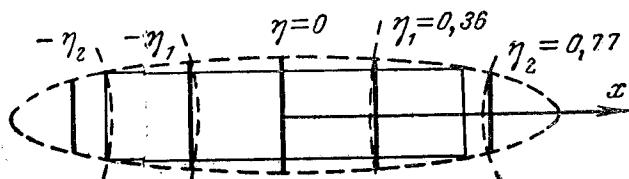


Рис. 2. Эпюры изменения составляющей H_x магнитного поля вдоль оси x при пяти витках с током.
— эпюры полей от каждого витка; — эпюра суммарного поля.

Для случая расположения на поверхности эллипсоида трех витков. Из (5) получим уравнение

$$P_{51}(0) + 2(1-\eta_1^2)^{\frac{1}{2}} P_{51}(\eta_1) = 0$$

или в развернутой форме

$$2(1-\eta_1^2)(5\eta_1^2-1)-1=0.$$

Решая это уравнение, получим два значения координат: $\eta_{11}=\pm 0,60$ и $\eta_{12}=\pm 0,92$, т. е. два возможных расположения витков, позволяющих компенсировать третью гармонику. Сравнение этих решений показывает, что при $\eta_{12}=\pm 0,92$ коэффициент A первой гармоники меньше, чем при $\eta_{11}=\pm 0,60$, в 1,74 раза, а коэффициент A_5 пятой гармоники больше в 3,24 раза. Поэтому целесообразно выбрать координаты $\eta_{11}=0,60$. В декартовых координатах это соответствует значению

$$x_1=C_5\eta_{11}=a\cdot\eta=4,3 R.$$

Эпюра H_x построена на рис. 1. Для сравнительной оценки влияния координат расположения витков на распределение H_x там же приведена эпюра H_x при $\eta_{12}=\pm 0,33$.

Если имеется пять витков, то их координаты определяются из системы двух уравнений (11).

Полагая в (5) $A_3=0$ при $n=3$ и $A_5=0$ при $n=5$, получим:

$$P_{51}(0) + 2(1-\eta_1^2)^{\frac{1}{2}} P_{51}(\eta_1) + 2(1-\eta_2^2)^{\frac{1}{2}} P_{51}(\eta_2) = 0;$$

$$P_{51}(0) + 2(1-\eta_1^2) P_{51}(\eta_1) + 2(1-\eta_2^2)^{\frac{1}{2}} P_{51}(\eta_2) = 0$$

или

$$(1-\eta_1^2)(5\eta_1^2-1)+(1-\eta_2^2)(5\eta_2^2-1)-0,5=0;$$

$$(1-\eta_1^2)(21\eta_1^4-14\eta_1^2+1)(1-\eta_2^2)(21\eta_2^4-14\eta_2^2+1)+0,5=0.$$

Выражая из первого уравнения (14) η_2^2 через η_1^2 , получим:

$$\eta_2^2 = 0,6 \pm \sqrt{1,2\eta_1^2 - \eta_1^4 - 0,14}.$$

Так как r_2 не может быть больше единицы, а подкоренное выражение не может быть меньше нуля, то координата η_1 должна находиться в пределах $0,3 < \eta_1 < 0,92$. Решая систему (14) и учитывая это условие, определим координаты расположения витков: $\eta_1=\pm 0,36$ и $\eta_2=\pm 0,77$.

Эпюры напряженности магнитного поля H_x и ее составляющие показаны на рис. 2.

Литература

1. Яновский Б. М., Земной магнетизм.
2. Куренев С. И., Представление магнитного поля круговых токов сфероидальными функциями, «Электричество», 1956, № 6.
3. Гобсон Е. В., Теория сфероидальных и эллипсоидальных функций, Изд-во иностранной литературы, 1952.

[16.3.1966]



УДК 62—83:621.926.3

Об электроприводе конусных дробилок вторичного дробления

Инж. М. В. ГРЕЙСУХ

Москва

Конусные дробилки вторичного дробления широко применяются на горно-обогатительных комбинатах, щебеночных заводах и в строительстве. Мощность привода их в значительной степени зависит от крепости и вязкости дробимого материала, степени загрузки, смазки, температуры и т. д. Во время работы нагрузка дробилки имеет пиковую характеристику. Количество пиков соответствует числу качаний дробящего конуса. Испытание дробилки типа КСД-2220 с приводом от асинхронного двигателя с короткозамкнутым ротором, проведенное в наиболее тяжелых условиях работы, показывает, что повторяющиеся пики нагрузки достигают 300—400 квт, редкие пики — 580 квт, а средняя нагрузка за 8 ч работы составляет 190 квт [Л. 1].

Как правило, дробилки пускаются вхолостую, начальный момент сопротивления не превышает 30—40% номинального и с возрастанием скорости также увеличивается (рис. 1). Продолжительность выбега равна примерно 75 сек, а механическая постоянная времени — около 30 сек (рис. 2).

Для привода конусных дробилок вторичного дробления применяют асинхронные двигатели с короткозамкнутым ротором. Однако наиболее подходящим для них приводом являются синхронные двигатели по следующим соображениям:

увеличенный зазор синхронных двигателей обеспечивает надежность работы при пиковой нагрузке и сокращает число повреждений от износа подшипников;

занесенная номинальная мощность приводного двигателя, выбираемая для наиболее тяжелых условий работы, позволяет улучшить низкий коэффициент мощности узла дробильных цехов, в то время как соф асинхронных двигателей при 500 об/мин и значительной недогрузке не превышает 0,65—0,7;

выбор синхронного двигателя дает возможность конструктивно пересмотреть сочленение дробилки с приводом и

уменьшить передаточное число редуктора, а также облегчает возможность создания привода одного типа для дробилок разной производительности;

верхний предел мощности, до которого выгодно выбирать напряжение 380 и 660 в, для синхронных двигателей значительно выше, чем для асинхронных, что позволяет отказаться от установки двигателей высокого напряжения в дробильных цехах и повысить надежность эксплуатации.

Отказ от применения для дробилок синхронных двигателей прежде всего мотивируется тем, что при пиковом характере нагрузки синхронные двигатели будут часто выпадать из синхронизма и отключаться, так как дробилки могут пускаться незагруженными.

Рассмотрим наиболее распространенные конусные дробилки типов КСД и КМД-2220, комплектуемые асинхронными двигателями с короткозамкнутым ротором АЗ-13-52-12, 6 000 в, 250 квт, 490 об/мин. Наиболее подходящим для этих дробилок является синхронный двигатель СДЗ-42-12, 380 в, 250 квт, 500 об/мин. Проверим последний по нагреву в наихудшем случае, когда полностью используется его реактив-

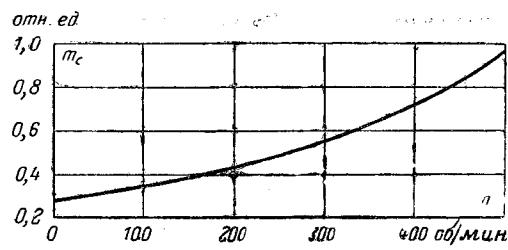


Рис. 1.

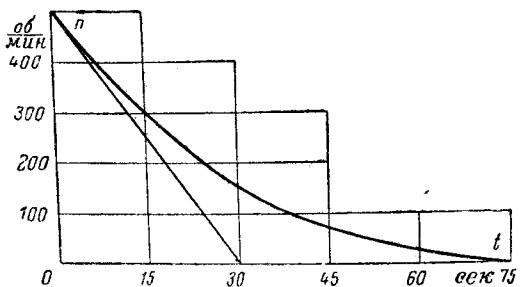


Рис. 2.

ная мощность при неполной активной нагрузке за весь период [Л. 2].

Средне-квадратичные потери в обмотке статора за один цикл:

$$\Delta P_{1\text{ср.кв}} \approx \Delta P_{1n} \cos^2 \varphi_n \frac{(p_n^2 + q_n^2) t_n + (p_p^2 + q_p^2) t_p}{T}, \quad (1)$$

где ΔP_{1n} — номинальные потери в обмотке статора; p_n, p_p — потребляемые двигателем активные мощности во время паузы и работы, отнесенные к номинальной мощности;

q_n, q_p — отдаваемые двигателем реактивные мощности во время паузы и работы, отнесенные к номинальной мощности;

$T = t_n + t_p$ — длительность периода;

$\cos \varphi_n$ — номинальный коэффициент мощности.

Относительная активная мощность синхронного двигателя во время паузы не выше 0,45, а отдаваемая относительная реактивная мощность за весь цикл равна 0,7. При $q_n \approx q_p \approx 1,5 p_n$, $t_n = t_p$ и $\Delta P_{1\text{ср.кв}} \approx \Delta P_{1n}$ из выражения (1) при $\cos \varphi = 0,9$ находим:

$$p_p \leq \sqrt{2,46 - 5,5 p_n^2}. \quad (2)$$

В самом неблагоприятном случае, когда $p_n = 0,45$, получим, что относительная активная нагрузка во время работы должна быть ниже 1,27. Фактически при непрерывном следовании пиков 300 и 400 квт $p_p = 1,25 < 1,27$. Таким образом, при полном использовании реактивной мощности нагрев статора синхронного двигателя будет в допустимых пределах.

Статический электромагнитный момент рассматриваемого синхронного двигателя равен 1,8, в то время как часто повторяющиеся пики нагрузки не превышают 400 квт, т. е. не выше 1,5. Что касается редко повторяющихся пиков нагрузки, достигающих 580 квт, то для них необходимо проверить только динамическую устойчивость синхронного двигателя.

Известно, что при внезапном возрастании нагрузки синхронного двигателя угол между напряжением на выводах и осью полюсов начинает увеличиваться, в результате чего возрастают ток статора и реакция якоря. Из условия сохранения неизменного значения магнитного потока в обмотке возбуждения и демпферных контурах возникают переходные токи, затухающие с постоянной времени T_d .

Максимальная электромагнитная мощность за время переходного процесса

$$P'_{\max} = \frac{E'_d U}{x'_d},$$

где E'_d — э. д. с. за переходным реактивным сопротивлением; x'_d — переходное реактивное сопротивление по продольной оси;

U — напряжение сети.

Так как

$$\frac{E'_d}{x'_d} = \sqrt{3} I_n k_i,$$

то в относительных единицах

$$b' = \frac{P'_{\max}}{P_n} \approx \frac{k_u k_i}{\eta_n \cos \varphi_n},$$

где I_n — номинальный ток;

P_n — номинальная мощность;

k_u, k_i — кратности напряжения и пускового тока.

Вnomинальном режиме $k_u = 1$, так что

$$b' = \frac{P_{1\max}}{P_n} \approx \frac{k_i}{\eta_n \cos \varphi_n}.$$

В рассматриваемом случае $k_i = 4,1$; $\eta_n = 0,925$; $\cos \varphi_n = 0,9$ (on); $x'_d = \frac{1}{4,1} = 0,244$, поэтому

$$P_{1\max} = \frac{250}{0,925 \cdot 0,244 \cdot 0,9} \approx 1230 \text{ квт}.$$

При максимальном пике нагрузки 580 квт угол между напряжением и осью полюсов определяется из выражения:

$$\sin \varphi_p \approx \frac{580}{1230} \approx 0,47.$$

Откуда $\varphi_p = 28^\circ$, а запас по устойчивости во время переходного процесса $\frac{1}{\sin \varphi_p} \approx 2,12$, что вполне достаточно, чтобы синхронный двигатель не выпал из синхронизма при максимальных пиках нагрузки.

Конусные дробилки обычно работают с неполной загрузкой, а средняя мощность ниже номинальной. Поэтому в случае необходимости статический электромагнитный момент рассматриваемого двигателя может быть повышен только за счет незначительного изменения обмоточных данных при сохранении прежних габаритов.

Таким образом, электрические характеристики синхронного двигателя вполне удовлетворяют условиям работы конусных дробилок вторичного дробления и обеспечивают более устойчивую работу по сравнению с асинхронным двигателем, момент которого зависит от квадрата напряжения на его выводах.

Выбор напряжения 380 или 660 в вместо 6000 в диктуется не только увеличением надежности эксплуатации, но и уменьшением стоимости двигателя на 30—50%, увеличением к. п. д. на 1,5—2,5%; стоимость пусковой аппаратуры уменьшается в 3—4 раза. Чем ниже номинальная мощность двигателя, тем выше разница в стоимости и к. п. д. двигателей напряжением до и выше 1000 в и удельной стоимости аппаратуры.

В рассматриваемом случае к. п. д. синхронного двигателя 380 и 660 в на 1,5% выше к. п. д. асинхронного двигателя 6000 в, а стоимость примерно одинакова, так как стоимость синхронных двигателей средней мощности, как правило, на 30—40% выше стоимости аналогичных асинхронных двигателей.

Основной недостаток трехфазных двигателей напряжением до 1000 в состоит в том, что при напряжении питающей сети 6,3 кв может потребоваться дополнительная трансформаторная мощность. Однако за счет вырабатываемой синхронными двигателями 380 и 660 в опережающей реактивной мощности $\cos \varphi$ трансформаторов, установленных для питания прочих электроприводников, может быть повышен до единицы, так что дополнительная трансформаторная мощность будет значительно ниже активной нагрузки синхронных двигателей [Л. 4].

На горнообогатительных комбинатах для привода барабанных мельниц применяют тихоходные синхронные двигатели. Реактивная мощность, создаваемая этими двигателями, как правило, вполне достаточна для повышения коэффициента мощности на шинах внешнего питания до величины, предписываемой энергоснабжающей организацией. Это обстоятельство часто является одним из доводов при отказе применять синхронные двигатели для привода дробилок. Между тем удельный расход активной мощности на создание реактивной мощности у тихоходных синхронных двигателей выше, чем у синхронных двигателей, которые могут быть применены для привода дробилок [Л. 3]. Можно принять, что в среднем разница в потерях составляет 0,01 квт/квар, поэтому уменьшение потерь на создание реактивной мощности составляет около 1,5 квт/квар в расчете на одну дробилку.

Что касается капитальных вложений, то при одинаковой стоимости асинхронных двигателей 6000 в и синхронных двигателей 380 и 660 в и дополнительной стоимости трансформаторной мощности 200 руб. на один синхронный двигатель капитальные затраты в случае применения синхронных двигателей

Одесский электрический маяк

30 ноября 1967 г. исполнилось 100 лет с того момента, когда Одесский маяк впервые бросил яркий сноп электрического света на поверхность Черного моря. В этот день заработала первая в России электромашинная осветительная установка практического значения.

Расположенный на возвышенности Большевиканского мыса Одесский электрический маяк был четвертым в мире маяком, переведенным на новый вид освещения.

Оборудование установки состояло из двух магнитоэлектрических генераторов переменного тока, приводившихся в движение паровой машиной одного из двух установленных на фундаменты локомобилей, и электродуговых ламп Фуко и Соррена.

Каждый из генераторов имел 56 постоянных магнитов, расположенных семью рядами по окружности статора, внутри которого вращались со скоростью 380 об/мин шесть нараженных на вал дисков с 96 укрепленными на них индуктивными катушками. Вес генератора превышал 4 т, из которых 3 т приходилось на магниты.

В диоптрическом маячном аппарате находилась электродуговая лампа, питаемая током одного или двух генераторов, что зависело от состояния атмосферы.

При питании лампы Соррена одним генератором сила ее света достигала 1920 св., а двумя генераторами — 3840 св. В последнем случае сила света лампы, сжигавшей

сурепное масло до перевода маяка на электрическое освещение, превышала в 18 раз.

Оборудование маяка обслуживали шесть человек: два кочегара и четыре электрика. Экономический к. п. д. электростанции в целом при работе одновременно двух генераторов был всего лишь 1%, а соответствующий ему удельный расход условного топлива — 12 кг/квт·ч.

Использование электричества на маяках даже в начале XX в. было явлением редким. В 1883 г. из 5 000 маяков земного шара электрических было только 14, из которых 2 (Одесский и нижний Бердянский) находились в России. К 1915 г. цифра электрифицированных в мире маяков поднялась до 357, однако и она составляла менее 7% от общего их числа.

Такое положение являлось следствием, с одной стороны, сложности автономных электроосветительных установок, а с другой — невозможности организовать в большинстве случаев централизованное электроснабжение маяков по географическим или другим условиям.

Спустя 100 лет электричество продолжает успешно служить на Одесском маяке. Ночью на его огонь по-прежнему выходят морские суда, но уже не парусники и первые пароходы, везущие из России хлеб, шерсть, сало и спирт, а мощные теплоходы, в трюмах которых совершеннейшие машины, станки и приборы, предназначенные десяткам стран мира.

Г. Д. ПОЛИЗО

лей уменьшаются в среднем на 1200 руб. в расчете на одну дробилку.

Таким образом, помимо технических преимуществ применения для привода конусных дробилок вторичного дробления синхронных двигателей напряжением до 1 000 в дает также экономию в расчетных затратах, которая для средних условий может быть оценена в 400—500 руб/год в расчете на одну дробилку.

Автором рассматривался самый неблагоприятный случай, когда распределение электроэнергии по предприятию производится при напряжении 6,3 кв. Однако имеется немало предприятий,итающихся непосредственно от заводских ТЭЦ с генераторным напряжением 10,5 кв или от районных подстанций с вторичным напряжением трансформаторов 10,5 кв. В этом случае для питания двигателей высокого напряжения требуется установка промежуточных трансформаторов 10,5/6,3 кв, поэтому при выборе для синхронных двигателей напряжения 380 и 660 в трансформаторная мощность не увеличивается, а в ряде случаев уменьшается. При напряжении сети 35 кв в случае применения синхронных двигателей 380 или 660 в можно полностью или частично отказаться от установки промежуточных трансформаторов 35/6 кв и питать значительную часть электроприемников непосредственно от трансформаторов 35/0,4/0,69 кв, что значительно уменьшает установленную мощность трансформаторов и потери в них. В обоих случаях расчетные затраты при

установке синхронных двигателей для дробилок значительно снижаются по сравнению с асинхронными двигателями высокого напряжения.

Выходы. Для привода конусных дробилок вторичного дробления, как правило, должны применяться синхронные двигатели напряжением 380 или 660 в, так как выпускаемые промышленностью синхронные двигатели по техническим показателям удовлетворяют характеру работы этих дробилок.

Желательно комплектование синхронных двигателей возбудителями в закрытом исполнении, выполненными с применением полупроводниковых.

Литература

1. Муземек Ю. Я. и Ольховик Б. В., Режимы работы электроприводов конусных дробилок 2 200 среднего и мелкого дробления, «Электричество», 1964, № 3.

2. Сыромятников И. А., Сравнение эффективности применения асинхронных и синхронных электродвигателей для механизмов с ударной нагрузкой, «Электричество», 1964, № 3.

3. Грейсух М. В., Компенсация реактивной мощности в электроустановках с синхронными двигателями, «Электричество», 1967, № 3.

4. Грейсух М. В., Выбор напряжения синхронных электродвигателей, сб. Московского дома научно-технической пропаганды им. Ф. Э. Дзержинского, 1966.

Опыт внедрения и эксплуатации релейной защиты и противоаварийной автоматики электропередач напряжением 330—500 кв

(С научно-технического совещания в Челябинске)

В обеспечении надежной работы электростанций, электропередач и объединенных энергосистем решающее значение имеет совершенство и высокая надежность релейной защиты и противоаварийной автоматики. За последние годы энергосистемами, объединенными диспетчерскими управлениями (ОДУ), проектными и научно-исследовательскими организациями и заводами была проведена большая работа по решению сложных теоретических проблем и созданию новых схем и конструкций устройств релейной защиты и противоаварийной автоматики. Опыту внедрения и эксплуатации этих устройств для электропередачи 330—500 кв было посвящено проходившее с 13 по 17 сентября с. г. в Челябинске научно-техническое совещание, в котором приняло участие большое количество специалистов, работающих в области релейной защиты и автоматики.

Совещание открылось вступительным словом главного инженера Челябэнерго **Н. А. Шишкина**.

С докладом «Итоги эксплуатации защиты электропередач 500 кв ЕЭС Европейской части СССР» выступил **М. А. Беркович** (ОДУ ЕЭС). Он отметил, что за прошедшие 10 лет протяженность линий электропередач 500 кв достигла 5 600 км и в настоящее время накоплен значительный опыт эксплуатации релейной защиты этих линий. Учитывая, однако, что первый период, охватывающий 1956—1960 гг., был периодом освоения и организации эксплуатации, в докладе М. А. Берковича были представлены итоги эксплуатации релейной защиты и АПВ за последующие шесть лет (1961—1966 гг.). За это время было 139 случаев неправильных действий релейной защиты в сети 500 кв. Из них 67% случаев произошли за счет недостатков эксплуатации, а 22% — из-за конструктивных и органических дефектов аппаратуры и устройств в целом.

Аналогичные доклады по итогам эксплуатации устройств релейной защиты и автоматики в различных энергосистемах сделали **Г. Э. Виксыныш** (ОДУ Северо-Запада), **Е. С. Габа** (ОДУ Юга), **Н. В. Виноградов** (Мосэнерго), **В. И. Дорофеев** (ДнепроЗнерго), **А. М. Ракович** (Львовэнерго), **М. И. Кобытов** (ОДУ Сибирь).

К сожалению, не состоялся предусмотренный программой совещания доклад главного специалиста Министерства энергетики и электрификации СССР Е. Д. Зейлидзона на тему «Мероприятия и средства для предотвращения и ликвидации тяжелых аварий». Доклад этот был бы как нельзя более своевременен, поскольку, как отмечали перечисленные выше докладчики, за последнее время процент аварий по вине релейной защиты в отдельных энергосистемах повысился.

Некоторые докладчики объясняли это целым рядом объективных причин: ошибками конструкторов и проектировщиков, нехваткой квалифицированных кадров и т. д. Однако в докладе М. А. Берковича прозвучала и такая мысль: в ряде энергосистем не выполняются директивные указания Технического управления Министерства энергетики и электрификации СССР (в частности, эксплуатационный циркуляр № 9/65 об автоматической частотной разгрузке), что явилось причиной нескольких аварий. Таким образом, повышение уровня эксплуатации устройств защиты и автоматики признано на совещании самой главной и неотложной задачей, стоящей перед релейщиками страны. Однако совещание уделило внимание не только вопросам эксплуатации. Большое количество докладов и выступлений было посвящено новым разработкам устройств релейной защиты и усовершенствованию старых.

Так, доклад **Е. Д. Сапира** и **Г. Г. Якубсона** (ВНИИЭ) назывался «Усовершенствование дифференциально-фазной высокочастотной защиты ДФЗ-401 и новые модификации дифференциально-фазных защит». В настоящее время взамен защиты

типа ДФЗ-401 выпускается ДФЗ-501. В схему последней внесены изменения, повышающие надежность ее работы.

Опыту эксплуатации этой защиты в ЕЭС Европейской части СССР был посвящен доклад **В. Е. Коковина** и **В. А. Семенова** (ОДУ ЕЭС).

Выполнение чувствительной и быстродействующей защиты линий с ответвлениями связано со значительными трудностями, обусловленными тем, что токи короткого замыкания от некоторых концов линии могут быть недостаточны для надежной ее работы. В связи с этим во ВНИИЭ разработана высокочастотная направленная фильтровая защита линий 110—330 кв с ответвлениями, о которой говорилось в докладе **Я. С. Гельфанд**, **В. С. Скитальцева** и **Л. С. Зисмана**. Отличительной особенностью этой защиты является то, что сигналы высокочастотной блокировки (при внешних коротких замыканиях) и телеразмыкания (при повреждениях в защищаемой зоне) передаются в одной общей полосе частот и прием сигнала телеразмыкания вызывает отключение выключателя на данном конце линии независимо от работы измерительных органов защиты, установленных на этом конце. При передаче сигнала телеразмыкания необходимо обеспечить: 1) высокую помехоустойчивость канала; 2) достаточно малое время передачи сигнала и 3) возможность передачи сигнала через место повреждения. Первое требование выполняется за счет введения узкополосных фильтров в приемник отключающего сигнала и блокировок от селективной помехи; второе — за счет оптимального выбора ширины полос частот канала, а третье требование определяется мощностью передатчика и чувствительностью приемника.

В. С. Скитальцев сделал сообщение о новом устройстве телеразмыкания ВЧТО-М-Т, выполненном на полупроводниках.

В. А. Семенов (ОДУ ЕЭС) и **Г. Э. Виксыныш** (ОДУ Северо-Запада) рассказали об опыте эксплуатации устройств автоматического повторного включения (АПВ) в сетях 500 и 330 кв.

Для ликвидации коротких замыканий, сопровождающихся отказами в действиях защиты, можно применять два способа: дальнее резервирование и ближнее резервирование. Дальнему резервированию в сетях высокого напряжения был посвящен доклад **С. Г. Толстова** (Энергосетьпроект), а также доклад **В. А. Семенова** и **В. Н. Кудрявцева** (Мосэнерго), в котором рассматривалось далее резервирование на линиях 500 кв. При дальнем резервировании, как известно, короткое замыкание ликвидируется защищенной неповрежденного элемента сети. Однако в современных системах в ряде случаев этот способ перестал удовлетворять требованиям ликвидации аварий с минимальными потерями для системы. В этих случаях применяется ближнее резервирование, при котором короткое замыкание ликвидируется с помощью защищенной поврежденного элемента. Для резервирования отказа выключателей по этому способу предусматриваются устройства резервирования при отказе выключателей (УРОВ). С докладом об этом устройстве выступили **М. М. Богина** и **Э. П. Смирнов** (Энергосетьпроект). Они наметили целый ряд мер, направленных на повышение эффективности и надежности УРОВ.

Выступивший в прениях **К. Г. Бакалинский** (Челябэнерго) подверг резкой критике УРОВ за сложность схемы. Действительно это устройство одно из самых сложных в современной релейной защите. Тем не менее следует согласиться с **В. Е. Коковиным**, **В. В. Овчинниковым** (ОДУ ЕЭС), **Н. В. Виноградовым** и **В. Н. Кудрявцевым** (доклад об опыте эксплуатации УРОВ на подстанциях 500 кв ЕЭС Европейской части СССР), а также с выступившими в прениях **В. А. Семеновым** и **В. М. Ермоленко**, которые дали положительную оценку этому устройству.

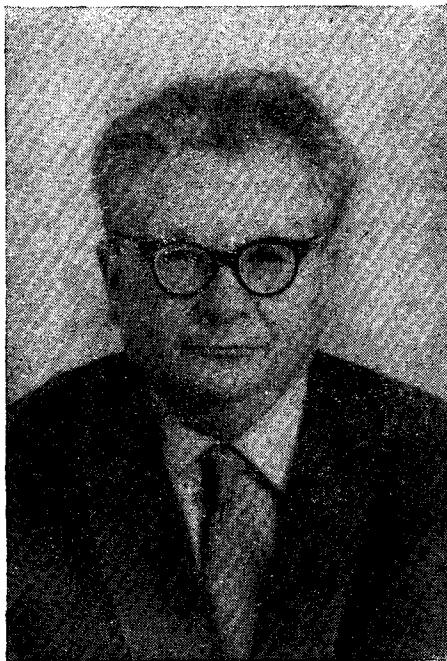
Профессор Николай Иванович СОКОЛОВ

(К 60-летию со дня рождения)

В декабре 1967 г. исполнилось 60 лет доктору технических наук, профессору Николаю Ивановичу Соколову.

За плечами Н. И. Соколова большая трудовая жизнь. В 1927 г. после окончания Орловского индустриального техникума он работал сначала электромонтером, затем техником. Свыше десяти лет (1931—1943 гг.) Н. И. Соколов работал на ТЭЦ № 6 Мосэнерго, занимая должности техника, начальника технического отдела и начальника электролаборатории, совмещая работу с учебой во Всесоюзном заочном индустриальном институте, который окончил в 1937 г. В период 1943—1946 гг. он был старшим инженером ЦСРЗ Мосэнерго. С 1953 г. Николай Иванович работает во ВНИИЭ, где в настоящее время занимает должность начальника сектора лаборатории устойчивости электрических систем.

В 1939 г. Н. И. Соколов был принят в аспирантуру при кафедре «Электрические станции» МЭИ и одновременно на той же кафедре начал педагогическую работу. В 1946 г., после защиты кандидатской диссертации Н. И. Соколову была присуждена учченая степень кандидата технических наук и через год присвоено ученое звание доцента. Совокупность научных работ Н. И. Соколова за ряд лет составила содержание его докторской диссертации, после успешной защиты которой ему в 1963 г. была



присуждена учченая степень доктора технических наук, а через год он был утвержден в ученом звании профессора.

Специальной областью научной деятельности Н. И. Соколова является исследование и анализ работы электрических машин и систем в нормальных и аварийных условиях. Следует особо подчеркнуть ведущую роль Николая Ивановича в деле применения аналоговой вычислительной техники для таких исследований, что не только расширило их эффективность, но и открыло новые возможности.

Многочисленные (более 90) научные статьи Н. И. Соколова, опубликованные в журналах и сборниках, посвящены интересным и актуальным вопросам. При авторском участии и общем редактировании Н. И. Соколова вышла в 1964 г. книга «Применение аналоговых вычислительных машин в энергетических системах», второе издание которой подготавливается в настоящее время.

Н. И. Соколовым создан для специальности «Электрические станции» курс «Режимы основного электрооборудования станций», который он читает в МЭИ с 1950 г. Николай Иванович подготовил много аспирантов, которые, защитив диссертации, продолжают успешно работать в науке.

Свое шестидесятилетие Н. И. Соколов встречает в расцвете творческих сил и планов. Отдавая должное тому, что он уже сделал, пожелаем ему дальнейших успехов в работе и жизни.

Группа товарищей

Доклад А. Н. Шеметова (ТЭП) и сообщение В. И. Павлова (Мосэнерго) касались схем управления воздушными выключателями. В частности, А. Н. Шеметов рассказал о новых схемах управления воздушными выключателями и их особенностях в части привязки к устройствам релейной защиты и автоматики при «полуторной» схеме первичной коммутации и схеме «многоугольник» для напряжений 330—500 кв. При этом он призвал не внедрять поспешно новых первичных схем, так как это приводит к большим затруднениям в выполнении релейной защиты и схем вторичной коммутации. Ряд сообщений на совещании был посвящен опыту эксплуатации различных фиксирующих приборов, предназначенных для отыскания места повреждения на линиях. По этому вопросу выступили В. Д. Панин (Челябинэнерго), А. Н. Висячев (Иркутскэнерго), А. И. Айзенфельд (ОРГРЭС) и др.

Последняя группа докладов, на которой хотелось бы остановиться, касалась вопросов системной и противоаварийной автоматики. М. А. Беркович (ОДУ ЕЭС), Е. С. Габа и И. Н. Петрушевский (ОДУ Юга), В. С. Шевченко и М. И. Кобытов (ОДУ Сибири) сделали сообщения об опыте эксплуатации устройств противоаварийной автоматики в энергосистемах страны.

С докладом «Быстро действующее регулирование паровых турбин» выступила Л. Н. Чекаловец (Энергосетьпроект). Аналогичной теме был посвящен доклад Г. А. Дорошенко и Я. Н. Лугинского (ВНИИЭ).

Два доклада сделаны на совещании Б. И. Иофьев (Энергосетьпроект). Первый — «Пусковые органы для фиксации асинхронного хода» (совместно с И. А. Филипповой) был посвящен проблеме ликвидации несинхронного режима в слож-

ной энергосистеме. Во втором докладе были проанализированы недостатки объединения энергосистем и выявлены некоторые пути их нейтрализации. Один из таких путей — разделение энергообъединения на несинхронно работающие части в тех условиях, когда связанная работа становится нежелательной. Это разделение выполняется с помощью устройств противоаварийной автоматики и является важным средством повышения надежности и устойчивости работы энергосистем.

После докладов и сообщений развернулись прения.

С большим вниманием выслушали участники совещания выступление проф. И. И. Соловьева (МЭИ), который говорил, в частности, о воспитании и подготовке специалистов-релейщиков. Надо отметить, что на этом совещании вопрос о кадрах стоял особенно остро в связи, как уже было сказано выше, с возросшей аварийностью. Многие участники совещания отмечали, что неблагополучие с кадрами вызвано в основном двумя причинами: большой текучестью персонала и нарушением принципа материальной заинтересованности работников служб релейной защиты энергосистем.

Ю. А. Гаевенко (Киев) обратил внимание на существующий разрыв между разработкой и внедрением новой техники. Он призвал ускорить внедрение бесконтактных устройств для защиты сетей 500—750 кв.

Его поддержали М. И. Царев (ВНИИЭ), В. М. Ермоленко (Энергосетьпроект), Г. А. Комиссаров (Челябинский политехнический институт), В. И. Пунтус (Волжская ГЭС им. В. И. Ленина) и др. Всего в прениях выступило более 20 человек. Совещание приняло развернутое решение.

Инж. А. З. СТАВИЦКИЙ

Лев Вениаминович ЦУКЕРНИК

(К 60-летию со дня рождения)

27 декабря 1967 г. исполнилось 60 лет лауреату Государственной премии, доктору технических наук, профессору Льву Вениаминовичу Цукернику, одному из крупнейших специалистов в области режимов и автоматизации энергосистем.

Свою трудовую деятельность Лев Вениаминович начал в 1924 г. электромонтером в Харькове. В 1927 г. он поступил в Харьковский технологический институт, который закончил в 1932 г. После окончания института Л. В. Цукерник был оставлен в нем на педагогической и научно-исследовательской работе и в 1936 г. защитил кандидатскую диссертацию.

В 1939 г. Л. В. Цукерник начал работать в Институте энергетики АН УССР, из которого в 1947 г. выделился Институт электротехники АН УССР. В 1944 г. он возглавил организованную им лабораторию электростанций и энергосистем, а с 1947 до 1951 г. являлся заместителем директора института по научной работе, одновременно продолжая заведовать лабораторией.

В 1962 г. Лев Вениаминович защитил докторскую диссертацию.

После реорганизации института электротехники АН УССР (в 1964 г.) в институт электродинамики АН УССР Л. В. Цукерник заведует отделом моделирования электрических систем.

Научные интересы Льва Вениаминовича отличаются широтой и целеустремленностью, и характерной чертой его как ученого является то, что он доводит свои разработки до внедрения в народное хозяйство.

Л. В. Цукерником было выполнено большой комплекс исследований, включающий разработки компаундирования



возбуждения синхронных машин и методов анализа устойчивости, а также способов повышения устойчивости сложных энергетических систем.

Устройства, основанные на принципе компаундирования, получили широкое внедрение в энергосистемах СССР и в 1950 г. Л. В. Цукернику совместно с академиком С. А. Лебедевым за работу «Разработка и внедрение устройств компаундирования генераторов электро-

станций для повышения устойчивости энергосистем и улучшения условий работы электроустановок» была присуждена Государственная премия СССР.

Лев Вениаминович — один из инициаторов развития в СССР научно-исследовательских работ по применению электронных цифровых вычислительных машин (ЭЦВМ) для анализа режимов сложных энергетических систем. Под его руководством созданы методы расчетов на ЭЦВМ динамической устойчивости, нормальных и аварийных режимов энергосистем. Программы этих расчетов на ЭЦВМ в настоящее время широко используются в СССР.

Лев Вениаминович всегда с большой охотой передает свои знания многочисленным ученикам. Он неизменно проявляет исключительное внимание и заботу по отношению к окружающим, за что пользуется заслуженным уважением и любовью.

Л. В. Цукернику принадлежит свыше 110 опубликованных научных работ, в числе которых 15 изобретений (многие из них широко внедрены).

Л. В. Цукерник на протяжении ряда лет — ответственный редактор сборников научных трудов Института электродинамики (электротехники) и член редколлегии журнала «Энергетика и электрификация», принимает деятельное участие в работе научно-технических обществ энергопромышленности и «Знание».

Л. В. Цукерник награжден орденом Трудового Красного Знамени и медалями.

Поздравляя Льва Вениаминовича с днем рождения, желаем ему хорошего здоровья и дальнейших творческих успехов.

Группа товарищей



ДИССЕРТАЦИИ НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

Ю. М. Гусев защитил 18 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование условий работы защитных устройств от внутренних перенапряжений в электропередачах высших классов напряжения». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. В. Костенко и к. т. н. С. С. Шур.

Предлагается методика определения надежности защитных устройств, анализируются условия их работы, определяется эффективность и область применения тех или иных защитных устройств в электропередачах различных классов напряжения. Основными защитными устройствами, подлежащими исследованию, являются следующие: коммутационные разрядники РВМК с магнитной системой гашения дуги; шунтирующие реакторы с искровым присоединением и выключателями с активными линейными сопротивлениями.

¹ С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке имени Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

Условия работы защитных устройств от внутренних перенапряжений исследовались вероятностными методами с использованием статистических данных и применением для расчетов специализированной аналоговой вычислительной машины «Урал-2» и анализатора грозозащиты подстанций.

Азербайджанский институт нефти и химии им. М. Азизбекова

Б. И. Моцохейн защитил 17 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Исследование и выбор оптимальных параметров электроприводов подъемных систем буровых установок». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. С. Тулин и д. т. н., проф. Г. М. Шахмалиев.

В работе исследованы оптимальные параметры буровой подъемной системы с учетом особенностей электрического привода, получены аналитические выражения для выбора этих параметров и усовершенствована методика расчета режимов работы электропривода. Предложенная методика расчета п-

раметров системы может быть использована при решении подобных задач, возникающих и в других отраслях промышленности, в первую очередь, в горнодобывающей.

Установлено, что для буровых установок с электрическим приводом условие постоянства мощности на крюке не является «идеальным» рабочим режимом и не может быть использовано для получения оптимального закона регулирования скорости и оценки степени использования установленной мощности. С целью обеспечения высокой производительности и полного использования установленной мощности коэффициенты максимальной статической перегрузки электропривода при подъеме на каждой скорости должны выбираться дифференцированно, на основе анализа теплового режима электродвигателя по предложенной методике. Для расчетов теплового режима большинства электрических машин, работающих в приводе подъемной системы, рекомендована методика определения среднеквадратичного момента нагрузки привода с учетом непропорциональности долевых значений тока и момента машины в переходных режимах.

Казахский научно-исследовательский институт энергетики

В. Н. Ивашев защитил 7 января 1966 г. диссертацию на тему «Субгармонические колебания в электрических системах, содержащих один нелинейный ферромагнитный элемент». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. К. Щербаков и к. т. н. Р. Г. Карымов.

Проанализированы следующие вопросы: субгармонические колебания третьего порядка в одноконтурной цепи; субгармонические колебания третьего порядка в двухконтурных цепях; устойчивость субгармонических колебаний третьего порядка; субгармонические колебания второго порядка.

Метод расчета устойчивости колебаний, предложенный В. А. Тафтом, распространен на случай субгармонических колебаний. Показано, что при расчете динамической индуктивности ферромагнитного элемента необходимо представлять поток двумя составляющими — основной и субгармонической. Это позволяет учесть возможность возбуждения в системе четных субгармонических колебаний, приводящих к срыву нечетных субгармоник. Определены критические параметры и зона мягкого возбуждения параметрона для случаев, когда его нагрузкой является активное сопротивление, включенное последовательно с элементами резонансного контура, а также когда нагрузкой является RLC -контура, включенный параллельно емкости резонансного контура.

Таллинский политехнический институт

Т. А. Веске защитил 24 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Электромагнитные процессы в немагнитном зазоре линейных плоских индукционных насосов и желобов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. И. Вольдек и Я. Я. Лиелпетер.

В работе рассматриваются электромагнитные процессы в немагнитном зазоре плоских линейных индукционных насосов и желобов с учетом толщины немагнитного зазора, ширины индуктора и ширины приводящей полосы, которые считаются равными. Выведены формулы составляющих комплексных векторов первичного электромагнитного поля в немагнитном зазоре плоских линейных индукционных насосов. На основе выражений первичного электромагнитного поля выведены формулы составляющих комплексных векторов вторичного электромагнитного поля.

Для плоских линейных индукционных насосов и индукционного желоба были выведены и экспериментально проверены следующие формулы: электромагнитной силы, действующей на приводящую полосу в немагнитном зазоре; комплексной мощности немагнитного зазора; коэффициента ослабления k_{oc} , реактивного коэффициента k_r и вносимых активных и реактивных сопротивлений Δr и Δx .

Отделение физических и технических наук АН Латвийской ССР

З. К. Сика защитил 9 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Магнитное поле в пространстве между якорем и индуктором синхронных машин с когтеобразными полюсами». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Е. Коник и к. т. н. М. Л. Фрязинский.

Установлено, что радиальная высота и угол наклона боковой поверхности полюса мало влияют на распределение индукции на поверхности расточки якоря. Получены выражения для относительных магнитных проводимостей воздушного зазора и коэффициентов их разложения в двойные ряды Фурье

при полюсах переменной ширины. На базе аналитических исследований получены выражения и кривые для определения всех коэффициентов полей возбуждения и якоря синхронной машины с полюсами переменной ширины. Эти коэффициенты могут быть использованы также для расчета обычных явнополюсных машин. На вращающейся электромашинной модели экспериментально исследовано распределение индукции по длине активной поверхности полюсов синусоидальной формы.

Создана методика для расчета всех потоков рассеяния индукторов с когтеобразными полюсами. Получены аналитические выражения для расчета магнитных проводимостей внешнего поля когтеобразных полюсов. Разработанные в диссертации методики расчета коэффициентов полей и проводимостей рассеяния индукторов при проектировании синхронных машин с когтеобразными полюсами значительно облегчают и уточняют расчет машин.

Томский политехнический институт им. С. М. Кирова

А. Л. Кислицын защитил 3 ноября 1965 г. диссертацию на тему «Исследование самораскачивания синхронных реактивных двигателей». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. Д. Кутявин и к. т. н., доц. В. А. Фалеев.

Разработан наиболее рациональный метод исследования явления самораскачивания СРД, дающий требуемую для практики точность и позволяющий сравнительно просто при проектировании выбрать основные параметры двигателя, исключающие возникновение самораскачивания. Определено влияние различных параметров СРД и питающей сети на область устойчивой работы, дана качественная и количественная оценка этого влияния для ряда случаев. Проведено экспериментальное исследование явления самораскачивания и определение области устойчивой работы СРД. Опытным путем определены параметры СРД, необходимые для анализа самораскачивания и определения области устойчивой работы.

Омский институт инженеров железнодорожного транспорта

Н. Я. Богатырев защитил 9 февраля 1966 г. диссертацию на тему «Исследование механики скользящего электрического контакта коллекторных машин малой мощности». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Р. А. Воронов и к. т. н., доц. И. С. Елохин.

Исследовано влияние некоторых механических факторов на стабильность электрощеточного контакта: геометрические дефекты и отклонения формы контактных поверхностей от идеальных; физико-механические характеристики (упругость, пластичность электрощеточного материала); воздействие перепадов давления воздуха в подщеточных пространствах между контактирующими поверхностями; влияние конструктивных форм щеток и типов щеткодержателей; возмущающие воздействия вращающегося ротора машины.

Дан анализ влияния факторов механического характера на коммутационный процесс. Один из разделов диссертации посвящен износу и износостойчивости электрощеточного материала.

Горьковский политехнический институт им. А. А. Жданова

В. Ф. Сидякин защитил 1 марта 1966 г. диссертацию на тему «Моделирование нелинейных ферромагнитных аппаратов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. П. П. Стадоруд бровский и к. т. н. В. П. Глухов.

Изготовлен расчетный стол, на котором можно реализовать схему замещения большинства известных типов ферромагнитных аппаратов. Показано, что с помощью данного метода моделирования можно создавать модели с учетом потоков рассеяния и потерян в стали, а в ряде случаев проанализировать конструкцию аппарата. Выяснено, что аналогия между кривыми намагничивания $B=f(H)$ и зависимостями $q=f(i)$ для конденсаторов с сегнетодиэлектриками, во-первых, дает возможность из нелинейных конденсаторов набирать модели ферромагнитных аппаратов, во-вторых, по известным ферромагнитным аппаратам проектировать соответствующие на нелинейных емкостях и наоборот.

Подробно разработана теория дуального преобразования объемных цепей, которая необходима при составлении схем замещения ферромагнитных аппаратов. Предложены интегрирующие схемы сочетания реального ферромагнитного образца с электронной моделью. Предложена методика гармонического анализа на аналоговой электронной математической машине.

Львовский политехнический институт

Р. В. Рожанковский защитил 2 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Электрическое поле датчика Холла и его свойства как элемента электрической цепи». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН УССР Г. Е. Петухов и проф. Н. Г. Максимович.

Разработана методика расчета поля нормального датчика. Предложен простой способ моделирования электрического поля датчика на проводящей бумаге. Установлено, что в определенных условиях датчик Холла произвольной формы подчиняется принципу взаимности. Доказано, что в случае неизменного магнитного поля датчик с одной осью симметрии, проходящей через его электроды, — антивзаимен. Доказано также, что сопротивление датчика произвольной формы не изменяется при перемене направления магнитного поля. Выполнено строгое доказательство пассивности датчика как элемента электрической цепи.

Предложен способ определения параметров нормального датчика путем моделирования поля на проводящей бумаге и построены универсальные графики для определения этих параметров при заданных геометрических размерах датчика и известных свойствах материала пластины. Установлены простые взаимозависимости между параметрами нормальных датчиков с различными отношениями размеров. Определены условия, при которых нормальный датчик является антисимметричным проходным четырехполюсником. Предложен способ определения параметров четырехэлектродного датчика произвольной формы, обладающей двухосевой симметрией, и приведены результаты исследования датчика с выступами. Рассмотрены простые способы определения электрических свойств полупроводникового материала в магнитном поле на основе измерений в пластиинке произвольной формы с четырьмя узкими контактами или в симметричном датчике. Исследовано в общем виде влияние относительных геометрических размеров нормального датчика на различные характеристики преобразователя Холла. Получены новые результаты по оптимальному выбору формы датчика.

Институт электромеханики при Госплане СССР

Г. В. Карпов защитил 2 декабря 1965 г. диссертацию на тему «Применение метода математического преобразования от осей фаз к вращающимся осям в экспериментальном исследовании синхронных машин». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. И. Алябьев и д. т. н., проф. Т. П. Губенко.

Разработана и теоретически обоснована идея измерения проекций фазовых величин на вращающиеся координатные оси, совмещенные с продольной и поперечной осями ротора. Выведены уравнения для мгновенных, средних за период и действующих значений проекций фазовых величин на оси d и q для статических, асинхронных и переходных режимов. Получены выражения для измеряемых значений проекций с помощью метода двух вспомогательных трехфазных систем э. д. с., векторы которых совмещены с осями d и q . Дано математическое описание зависимостей мгновенных и средних за период значений проекций от наличия в составе фазных величин высших гармонических составляющих. Показано, что в результате измерения описанными способами получаются значения проекций, соответствующие основной гармонической фазной величине. Разработаны практические схемы и устрой-

ства для измерения мгновенных и средних значений проекций фазных величин на координатные оси d и q . Приведены различные схемы для разных случаев измерения.

В работе приводятся результаты практического применения разработанного метода при исследовании статических режимов нагрузки, асинхронных установившихся режимов, асинхронного режима и ресинхронизации при работе генератора под нагрузкой, динамических переходов от одного установившегося режима к другому и при внезапном трехфазном коротком замыкании.

Институт электродинамики АН УССР

В. С. Яковлев защитил 4 января 1966 г. диссертацию на тему «Элементы теории электромагнитных индукционных насосов магнитодинамического типа». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН УССР И. Л. Повха и к. т. н. Н. И. Польский.

Составлены одномерные уравнения для активной зоны магнитодинамического насоса (МДН) с учетом изменения расхода по длине активной зоны, позволяющие получить гидравлическую сеть замещения и электрическую схему замещения насоса и исследовать его характеристики.

На основании решений системы полученных уравнений составлена схема замещения МДН, показывающая, что несимметричная конструкция магнитодинамических насосов МДН-2 и МДН-3 сводится к трансформатору с двойным магнитопроводом. Найдено влияние электромагнитных нагрузок на характеристики насоса. Показано, что при постоянном электромагнитном давлении эти нагрузки влияют не только на электрические, но и на гидравлические потери в активной зоне из-за изменения объема боковых потоков.

Проверка работоспособности магнитодинамического насоса типа МДН-5 на жидком алюминии и магнии показала, что, несмотря на ухудшение магнитных свойств горячекатаной стали вблизи точки Кюри, погружная конструкция пригодна для транспорта металлов с температурой заливки до 700° С. Проверка качества магния, отлитого насосом МДН-5, показала, что характеристики металла не ухудшаются по сравнению с ковшевой заливкой, и погружной насос можно использовать в действующих технологических циклах.

Е. Н. Мотора защитил 9 марта 1966 г. диссертацию на тему «Исследование электроизмерительных схем с раздельным уравновешиванием». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Н. Кияница и к. т. н. В. Д. Жогот.

В работе излагаются основные результаты теоретических и экспериментальных исследований нулевых схем с раздельным уравновешиванием и квазиуравновешенных схем.

Работа посвящена анализу точности схем с раздельным уравновешиванием, вопросам повышения точности этих схем, упрощению измерительного процесса в нулевых схемах с раздельным уравновешиванием при использовании вспомогательной ветви, определению зависимости между погрешностью, обусловленной емкостными токами утечек, и параметрами эмиттерного или катодного повторителей, применяемых для защиты схем от влияния токов утечек.

Одним из результатов выполненной работы является создание схем для одновременного и независимого измерения индуктивности и добротности комплексных сопротивлений.

Доцент А. С. СЕРГЕЕВ

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, 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 почтamt, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Сдано в набор 15/1 1968 г.

Формат бумаги 60×90 $\frac{1}{2}$ с

T-00081

Подписано к печати 28/II 1968 г.

Уч.-изд. л. 14,39

Зак. 1037

Усл. печ. л. 12

Тираж 11 149 экз.

Цена 80 коп.

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР. Шлюзовая наб., 10.

СОДЕРЖАНИЕ

Г. С. Борчанинов и А. Я. Вирковский — Электрические характеристики трехфазных токопроводов с проводниками круглого кольцевого сечения
А. А. Глазунов, Нгуен Хиен и В. А. Строев. — Об экономически целесообразной емкостной компенсации в сетях промышленных предприятий
Ю. С. Коновалов и И. Б. Кугельвичус — О возможности определения статических характеристик нагрузки методами математической статистики
Э. Г. Куренный — Расчет пиков нагрузки заводских электрических сетей
Р. З. Кунин — Методика определения нагрузок с учетом нагрузочной способности трансформаторов
Д. А. Аветисян, А. И. Бертинов и В. С. Соколов — Приведение расчетных схем электрических машин к виду, удобному для моделирования
В. Б. Коваленко — Новый способ определения скорости вращения синхронных машин при самоторможении
Д. Н. Морозов — Расчет местных нагревов стержня трансформатора от добавочных потерь
Л. И. Мильман и С. И. Лурье — Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания
Б. Воронецкий, В. А. Святославский, Г. И. Лызлов и О. П. Соколовский — Система управления главным приводом современного обжимного стана
О. В. Волкова, А. С. Рейнгольд и В. И. Чернышев — Влияние абсолютной влажности воздуха на разрядные напряжения длинных воздушных промежутков
Р. Н. Калякин, С. П. Власов и И. А. Шевейко — Распределение потенциала на поверхности земли территории тяговой подстанции переменного тока
Л. С. Бондаренко — Об измерении удельного поверхностного сопротивления диэлектриков
Л. С. Кротман — Сопротивление проводящей полосы при нарушении сплошности ее поперечного сечения
Е. И. Книжник и К. С. Педченко — Об одной особенности пробоя диэлектриков в полях мощного ионизирующего излучения

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

1 Р. Ж. Арайс — Принципы построения выходных органов для сложных защит	68
6 А. И. Максимов — Сравнительные характеристики обмоточных проводов для электромагнитов постоянного тока	71
11 А. К. Черновец — Добавочные потери в корпусе статора трехфазных электрических машин	73

СООБЩЕНИЯ

18 Г. Т. Адонц и Р. А. Амирикян — Алгоритм записи управлений узловых напряжений сложных электрических систем	76
23 В. П. Конечный, М. С. Левин и Л. Е. Эбин — Программа для оценки вариантов развития электрических сетей напряжением 6—110 кв	79
28 А. А. Пястолов и В. А. Козюков — Приближенный расчет токов нулевой последовательности	81
32 И. Д. Зайдман — О виде формулы для выражения зависимости удельных потерь в электротехнической стали от амплитуды магнитной индукции и частоты тока	81
38 С. И. Куренев и Р. С. Калякина — О наилучшем расположении ограниченного числа витков с током на намагничиваемом цилиндрическом образце	83
45 М. В. Грейсух — Об электроприводе конусных дробилок вторичного дробления	85

ИЗ ИСТОРИИ ЭЛЕКТРОТЕХНИКИ

54 Г. Д. Полизо — Одесский электрический маяк	87
---	----

ХРОНИКА

59 Опыт внедрения и эксплуатации релейной защиты и противоаварийной автоматики электропередач напряжением 330—500 кв. Профессор Николай Иванович Соколов. Лев Бениаминович Цукерник. Диссертации	88
--	----



CONTENTS

Electrical Characteristics of Round Ring-shaped Three-phase Conductors — Г. С. Борчанинов, А. Я. Вирковски
Economically Justified Capacitance Compensation in Industrial Networks — А. А. Глазунов, Нгуен Хиен, В. А. Строев
On Using Statistical Methods for Determining Steady-state Load Characteristics — Ю. С. Коновалов, И. Б. Кугельвичус
Determining Load Peaks for Industrial Networks — Е. Г. Куренный
A Method for Determining Loads with Account Taken of the Throughput Capacity of Transformers — Р. З. Кунин
Transformation of Electrical Machine Equivalent Circuits to an Extent Suitable for Simulation — Д. А. Аветисян, А. И. Бертинов, В. С. Соколов
A New Way of Determining the Speed of Synchronous Machines During Self-Retardation — В. Б. Коваленко
Calculating Hot Spots in Transformer Cores Due to Added Losses — Д. Н. Морозов
Withstand Strength Calculations for Inner Transformer Windings Under the Action of Radial Short Circuit Forces — Л. И. Мильман, С. И. Лурье
The Control System for the Main Drive of a Modern Roughing Mill — В. В. Воронецкий, В. А. Святославский, Г. И. Лызов, О. П. Соколовский

How Absolute Humidity Influences the Breakdown Voltages for Long Air Gaps — О. В. Волкова, А. С. Рейнгольд, В. И. Чернышев

1 Potential Distribution at the Earth's Surface at an A. C. Traction Substation — Р. Н. Калякин, С. П. Власов, И. А. Шевейко	49
6 Measuring the Surface Resistivity of Dielectrics — Л. С. Бондаренко	54
11 The Resistance of a Conduction Strip with Cracks in its Section — Л. С. Кротман	59
13 A Specific Feature of Dielectric Breakdown in Fields with Intensive Ionizing Radiation — Е. И. Книжник, К. С. Педченко	61

FROM OPERATING EXPERIENCE

23 Design Principles for Output Elements in Complex Relay Protections — Р. Ж. Арайс	68
28 Comparative Characteristics for Coil Conductors in D. C. Electromagnets — А. И. Максимов	71
32 Added Losses in the Stator Body of Three-phase Electrical Machines — А. К. Черновец	73

REPORTS

38 FROM THE HISTORY OF ELECTRICAL ENGINEERING	76
45 CHRONICLE	87

РЕФЕРАТЫ О ПУБЛИКОВАННЫХ В НОМЕРЕ СТАТЕЙ

УДК 621.315.5 : 012.7

**Электрические характеристики трехфазных токопроводов.
с проводниками круглого кольцевого сечения.**

Борчанинов Г. С., Вирковский А. Я.
«Электричество», 1968, № 3

Излагаются результаты экспериментальных исследований методом математического моделирования трехфазных токопроводов различных конструкций с проводниками и экранами круглого кольцевого сечения. Исследованы трехфазный симметричный токопровод с проводниками в общем алюминиевом кожухе без внутренних перегородок; то же, но с перегородками, различным образом соединенными между собою и с кожухом; пофазно экранированный токопровод; три однофазных коаксиальных токопровода; трехфазный токопровод, выполненный из трех пар проводников, включенных по схеме «спаренные фазы».

В качестве критерия для сравнительной оценки вариантов выбрано комплексное значение эквивалентного сопротивления токопровода. Действительная часть этого сопротивления пропорциональна потерям активной мощности в токопроводе в симметричном по току режиме, а мнимая часть характеризует величину внешнего магнитного потока токопровода. Изложен способ определения по результатам опыта эквивалентного сопротивления токопровода.

Наилучшими электрическими характеристиками обладают токопроводы со спаренными фазами, однако для их осуществления должна быть применена сплошная изоляция проводников. Токопровод, состоящий из трех коаксиальных однофазных токопроводов, имеет худшие электрические характеристики. Табл. 4. Илл. 4. Библ. 3.

УДК 621.3.016.25:338.4

Об экономически целесообразной емкостной компенсации в сетях промышленных предприятий.

Глазунов А. А., Нгуен Хиен, Строев В. А.
«Электричество», 1968, № 3

В статье рассматриваются вопросы выбора схемы расстановки нерегулируемых конденсаторов поперечной компенсации и их суммарной мощности (если она не задана) в сети промышленного предприятия по условию минимума расчетных затрат.

Рассмотрение проводится для разомкнутой схемы электроснабжения, состоящей из ряда магистралей, к каждой из которых подсоединяются трансформаторные подстанции.

В качестве исходных упрощающих допущений принимается, что: 1) реактивную мощность, генерируемую конденсаторами, а также потери мощности в сети допустимо рассчитывать по номинальному напряжению; 2) изменение потерь реактивной мощности в сети при введении компенсации не оказывается на величине потерь активной мощности в сети; 3) реактивная нагрузка потребителей задается в виде среднего суточного графика за рассматриваемый период аппроксимированного ступенчатой функцией.

По составленной программе расчеты экономически целесообразной компенсации могут проводиться для сетей, содержащих до 10 магистралей и 60 трансформаторных подстанций. Табл. 1. Илл. 3. Библ. 8.

УДК 621.311.153.3:519.25

О возможности определения статических характеристик нагрузки методами математической статистики.

Коновалов Ю. С., Кугелевичус И. Б.
«Электричество», 1968, № 3.

Излагается статистический метод определения статических характеристик нагрузок, питаемых по радиальным сетям. Указывается на объективные трудности, встречающиеся при определении статических характеристик расчетным или экспериментальным путем. Приводится формула для определения возможного количества статических характеристик при различных комбинациях состава нагрузки в узлах и указывается, что возможное количество статических характеристик составляет приблизительно 50 - 10³.

Предлагаемый авторами метод основан на применении регрессионного и дисперсионного анализа. В поставленной задаче определения статических характеристик решаются две основные задачи математической статистики: определение формы и тесноты связи между учитываемыми признаками (P и Q) и напряжением (U) в предположении, что неучитываемые признаки, например изменения технологического режима нагрузки, изменения метеорологических условий и т. д., сочетаются с влиянием напряжения аддитивно и независимо. Излагается также алгоритм программы определения статических характеристик. Илл. 1. Библ. 4.

УДК 621.311.4:621.316.1

Расчет пиков нагрузки заводских электрических сетей.

Куренин Э. Г. «Электричество», 1968, № 3

В статье описывается общий метод расчета пиков электрической нагрузки от группы электроприемников, график нагрузки каждого из которых можно представить в виде последовательности прямоугольных пиков и пауз (контактная и дуговая электросварка, прессы, электрические печи и др.). Это позволило решить две практически важные задачи: 1) определить величину, длительность и частоту пиков и 2) определить длительность и частоту выбросов и провалов нагрузки за заданный уровень.

Для решения указанных задач применен с необходимыми существенными дополнениями метод А. Я. Хинчина, относящийся к математической теории массового обслуживания. Эти дополнения вызваны тем обстоятельством, что в рассмотренных задачах, в отличие от теории массового обслуживания, понятие отказа или очереди теряет смысл.

Полученные данные достаточны для расчета сетей по нагреву, потере и колебаниям напряжения. Илл. 3. Библ. 8.

УДК 621.314.21.016.3

Методика определения нагрузок с учетом нагрузочной способности трансформаторов.

Кунин Р. З. «Электричество», 1968, № 3

Ставится задача выбора трансформатора не по максимуму, а по расчетной нагрузке, при которой полностью используется нагрузочная способность трансформатора. Для решения этой задачи диаграмма нагрузочной способности Л. М. Шницера преобразовывается в виду, позволяющему выбирать мощность трансформаторов по расчетной нагрузке в параметрах преобразованной диаграммы.

Приводится пример выбора трансформатора по графику в относительных и именованных единицах с применением преобразованных диаграмм. Предлагается методика определения нагрузок сельских потребителей, построенная в параметрах преобразованной диаграммы: среднесуточной нагрузки $S_{ср.сут}$, коэффициента заполнения $k_n = \frac{S_{ср.сут}}{S_{max}}$ и продолжительности средневзвешенного максимума $S_{max} \geq S_{ном}$ за n часов перегрузки.

Ставится вопрос о применении преобразованной диаграммы при выборе мощности трансформаторов для промышленных и других потребителей. Табл. 1. Илл. 4. Библ. 8.

УДК 621.313.001.24:681.142

Приведение расчетных схем электрических машин к виду, удобному для моделирования.

Австисян Д. А., Бертинов А. И., Соколов В. С.

«Электричество», 1968, № 3

Применение ЦВМ для проектирования электрических машин обусловлено высокой точностью вычислений и большим объемом памяти цифровых машин. Однако в инженерной практике проектирования часто бывает достаточно точности аналогового моделирования, применение которого в основном ограничивается большим объемом и сложностью методик расчета электрических машин. Прогресс в этом направлении может быть достигнут резким упрощением расчетных формул с сохранением необходимой точности расчетов. Результатом упрощения должны быть конечные уравнения, легко поддающиеся набору на АВМ. Для такой аппроксимации расчетных функций многих переменных весьма эффективным является аппарат факторного анализа, приложение которого показано в статье на примере электромагнитного расчета синхронного генератора. Разработка схемы моделирования требует наглядного представления процесса обработки исходной информации во время расчета, что легко достигается построением графа расчетной схемы. Правила построения графа расчетной схемы и его подграфов учитывают особенности расчета электрических машин. Табл. 1. Илл. 2. Библ. 4.

УДК 621.317.39:531.767:621.313.32

Новый способ определения скорости вращения синхронных машин при самоторможении.

Коваленко В. Б. «Электричество», 1968, № 3

Предлагаемый способ основан на сравнении частоты напряжения сети, неизменной в процессе опыта, и частоты напряжения испытуемой машины, вращающейся на свободном выбеге при скорости несколько выше синхронной. При этом предполагается, что на протяжении опыта вращение происходит равнозамедленно.

В качестве средства для выделения некоторого интервала времени, применяемого для вычисления результата опыта, применяется осциллографическая запись биения этих двух напряжений, для которой вибраторы осциллографа должны быть определенным образом настроены.

Простота техники эксперимента и высокая точность метода позволяют рекомендовать его для внедрения в практику. Илл. 4. Библ. 4.

УДК 621.314.21.017.39.017.4.042.143.001.24

Расчет местных нагревов стержня трансформатора от добавочных потерь.

Морозов Д. Н. «Электричество», 1968, № 3

Решены задачи расчета максимального нагрева крайнего пакета стержня и стяжной пластины трансформатора от поперечной составляющей потока рассеяния, нормальной к плоскости пластины и пакета. Рассматриваются случаи, когда открытой поверхностью стержня является поверхность крайнего пакета или стяжной пластины. На основе решения трехмерного уравнения теплопроводности для шихтованного пакета с неравномерно распределенными потерями построена простая методика расчета максимального нагрева с помощью графиков коэффициентов M , вычисленных на ЭЦВМ для практических возможных случаев.

Аналогично рассчитан максимальный нагрев немагнитной стяжной пластины, условия нагрева и охлаждения которой отличаются от пакета тем, что ее теплопроводность изотропна, потери по толщине не затухают, а вторая поверхность от пакета теплоизолирована картоном. Рассмотрен вопрос о нагреве пакета и пластины при нагрузке. Графики значений M построены так, что дают зависимость M одновременно от трех параметров. Теоретические выводы подтверждены измерениями на модели и при испытаниях нескольких трансформаторов. Табл. 1. Илл. 6. Библ. 6.

УДК 621.314.21.014.32.045.5.001.24

Расчет прочности внутренних обмоток трансформаторов при действии радиальных усилий короткого замыкания.

Мильман Л. И., Лурье С. И. «Электричество», 1968, № 3

Изложен статический расчет распределения напряжений сжатия (растяжения) и изгиба по виткам обмоток трансформаторов, опирающихся на конечное число упругих опор (реек). Выведено общее дифференциально-разностное уравнение изгиба и дано его решение при упрощающих предположениях. В результате анализа теоретических результатов установлено, что величина напряжений изгиба существенным образом зависит от радиального размера провода, числа витков по ширине катушек, упругости опор и их количества. Увеличение числа реек не всегда приводит к росту прочности обмоток. Показано, что по радиальной ширине обмотки напряжение изгиба распределены неравномерно, увеличиваясь по мере приближения к опорам. В многовитковых внутренних обмотках (число витков больше 5) напряжения изгиба в наружном витке, как правило, можно пренебречь. Предложенная расчетная схема внутренних обмоток подтверждается результатами экспериментов. Илл. 10. Библ. 14.

УДК 62—523.2

Система управления главным приводом современного обжимного стана.

Воронецкий Б. Б., Святославский В. А., Лызлов Г. И.,

Соколовский О. П.

«Электричество», 1968, № 3

В статье рассмотрены вопросы построения системы управления главным приводом с управляемой вычислительной машиной. Предложены методики выбора параметров скоростного графика при оптимальном управлении, дана структурная схема системы управления главным приводом с УВМ, освещены методы учета влияния различных возмущающих факторов на процесс прокатки, приведены описания основных датчиков. Илл. 6. Библ. 3.

УДК 621.3.015.5

Влияние абсолютной влажности воздуха на разрядные напряжения длинных воздушных промежутков.

Волкова О. В., Рейнгольд А. С.,

Чернышев В. И.

«Электричество», 1968, № 3

Приводятся результаты испытаний по влиянию влажности на разрядные напряжения длинных воздушных промежутков при плавном подъеме напряжения промышленной частоты и при коммутационной волне с фронтом 2 700 мкsec.

Испытания проводились на вертикальных промежутках стержень—стержень длиной 1,0—3,0 м (длина нижнего стержня 10 м) и стержень—плоскость длиной 1,0—5,5 м.

Установлено, что с ростом длины промежутка влияние влажности воздуха на разрядное напряжение как при плавном подъеме напряжения промышленной частоты, так и при коммутационной волне уменьшается. Зависимость от влажности воздуха при коммутационных воздействиях сильнее и несколько медленнее падает с ростом промежутка стержень—стержень и стержень—плоскость.

При определении разрядных напряжений для любых воздушных промежутков размером 1—2 м как при плавном подъеме напряжения промышленной частоты, так и при коммутационных волнах достаточной длительности ($t_f = 1000—5000 \text{ мкsec}$) рекомендуется пользоваться поправками на влажность воздуха ГОСТ 1516-60; для воздушных конструкций размером 5 м и более поправку на абсолютную влажность вводить не следует. Табл. 2. Илл. 4. Библ. 4.

УДК 053 : 621.33

Распределение потенциала на поверхности земли территории тяговой подстанции переменного тока.

Карякин Р. Н., Власов С. П., Шевейко И. А.

«Электричество», 1968, № 3

Излагается методика расчета напряжений шага и прикосновения на территориях тяговых подстанций переменного тока, учитывающая вертикальную неоднородность земли. Установлено влияние сопротивления тела человека, а также удельного сопротивления верхнего слоя земли на напряжения, приложенные к телу человека. Экспериментальные исследования, выполненные на тяговых подстанциях переменного тока, подтвердили справедливость предложенной методики. Табл. 2. Илл. 8. Библ. 7.

УДК 621.317.333.6

Об измерении удельного поверхностного сопротивления диэлектрика

Вондаренко Л. С.

«Электричество», 1968, № 3

Знание точной величины удельного поверхностного сопротивления представляет большой интерес. Разработан способ измерения этого сопротивления, в котором исключена погрешность, вызываемая током объемной утечки. Этот способ основан на том, что при пропорциональном изменении всех размеров образца исследуемого материала и электродов поверхностный и объемный токи меняются по разным, но вполне определенным законам. Поэтому измерение полного тока утечки (суммы поверхностного и объемного токов) у двух образцов с разными размерами дает два уравнения с двумя неизвестными удельными сопротивлениями: поверхностным и объемным.

На границах образца, подвергшихся механической обработке, удельное поверхностное сопротивление может изменить свою величину. Измерение полного тока трех образцов с разными размерами позволяет определить удельное сопротивление как у обработанной, так и у непроработанной поверхности.

Сообщается о методе измерения удельного и поверхностного сопротивления, который был проверен на образцах нескольких классов электроизоляционных материалов. Результаты измерений сопоставлены с данными, полученными методами ГОСТ. Табл. 1. Илл. 3. Библ. 2.

УДК 537.311.3

Сопротивление проводящей полосы при нарушении сплошности ее поперечного сечения.

Кротман Л. С. «Электричество», 1968, № 3

Если стыковой контакт между двумя шинами осуществляется лишь по части их поперечного сечения, то это приводит к повышению сопротивления проводника и перегреву контакта. Такие дефекты имеют место в паяных контактах обмоток статоров крупных электрических машин и являются иногда причинами их аварий при эксплуатации.

В статье теоретически анализируется зависимость сопротивления, вносимого нарушениями сплошности поперечного сечения, от размеров дефектов для того случая, когда они доходят до краев шины, а их число не превышает двух. Величина дополнительного сопротивления за счет несплошности поперечного сечения находится как отнесенное к току повышение потенциала достаточно удаленной от контакта точки шины.

Электрическое поле тока вшине с несовершенным контактом найдено методом конформных отображений, получены уравнения силовых линий и уравнения потенциалов вдоль краев шины. Выведенная аналитически зависимость дополнительного сопротивления от размеров дефектов контакта сопоставлена с данными эксперимента, приведенными в одном из зарубежных изданий. Хорошее совпадение результатов подтверждает правильность теоретических выводов. Илл. 5. Библ. 4.

УДК 537.226.8

Об одной особенности пробоя диэлектриков в полях мощного ионизирующего излучения.

Книжник Е. И., Педченко К. С. «Электричество», 1968, № 3

Аналитически показано, что в условиях повышенной радиации вследствие дополнительного тепловыделения существует оптимальная толщина ботта диэлектрика, превышение которой ведет к снижению его пробивного напряжения, обусловленного тепловым пробоем. Проведены расчеты ботта для ряда технически важных диэлектриков (фарфор, кварц, полистирол, стекло). Даются некоторые рекомендации по выбору диэлектриков для работы под высоким напряжением в мощных радиационных полях. Табл. 1. Илл. 3. Библ. 9.

УДК 621.316.925

Принципы построения выходных органов для сложных защит.

Арайс Р. Ж. «Электричество», 1968, № 3

Рассматривается бесконтактный способ воздействия на отключающие катушки выключателей. При этом для рассмотрения выделена лишь часть устройств защиты, относящаяся к распределительным сетям 6—35 кВ и предназначенная в основном для встраивания в приводы выключателей. Описываются две разновидности выходных органов — на тиристорах и транзисторах. Приводятся подробные расчеты и обоснования, а также результаты экспериментальных исследований. Илл. 3. Библ. 8.

УДК 621.318.3:621.3.017.71

Сравнительные характеристики обмоточных проводов для электромагнитов постоянного тока.

Максимов А. И. «Электричество», 1968, № 3

Статья посвящена обоснованию выбора марки обмоточного провода в зависимости от предъявляемых к обмотке требований: минимальные габариты, стоимость и потери.

Получена формула, позволяющая определить: какая марка провода при заданной намагничивающей силе даст возможность получить минимальные габариты катушки. Эта же формула позволяет обосновывать требования к новой марке провода как по величине длительно допустимой температуры, так и по толщине изоляции.

При срока службы электромагнита 10—15 лет стоимость потерь в обмотке может оказаться больше стоимости электромагнита. Предлагается формула, связывающая потребляемую катушкой мощность с маркой провода и температурой окружающей среды. Полученные формулы хорошо согласуются с экспериментом. Табл. 2. Илл. 4.

УДК 621.313.3:621.3.017

Добавочные потери в корпусе статора трехфазных электрических машин.

Черновец А. К. «Электричество», 1968, № 3

В турбогенераторах не рекомендуют иметь в спинке статора величину магнитной индукции, превышающую $1,4 \pm 1,5$ Гц. В противном случае в пространстве между спинкой статора и корпусом может возникнуть значительное магнитное поле рассеяния.

В листах обшивки при этом возникают вихревые токи, являющиеся источником потерь.

Для учета этих факторов создана методика, протестированная экспериментальными данными испытания моделей, по которой можно найти поток, ответвляющийся в корпус статора проектируемой машины и определить добавочные потери в кожухе.

Предложены способы уменьшения этих потерь. Результаты исследования иллюстрируются на примере расчета добавочных потерь в элементах корпуса турбогенератора мощностью 12 000 кВт. Табл. 2. Илл. 2. Библ. 2.

УДК 621.311.015:681.142

Алгоритм записи уравнений узловых напряжений сложных электрических систем.

Адонц Г. Т., Амиркян Р. А., «Электричество», 1968, № 3

Рассматривается задача автоматизации записи уравнений узловых напряжений сложных электрических систем по заданной информации о системе в виде таблицы перечня ее присоединений (генераторов, трансформаторов, линий электропередач, нагрузок и т. п.) и их параметров. При этом не требуется построения схемы замещения или графа исследуемой системы. При формировании матрицы Y -уравнений узловых напряжений учитываются коэффициенты трансформаций элементов схемы, отличных от единицы. Программа реализована на ряде примеров схем действующих энергосистем. Программа формирования матрицы Y -уравнений узловых напряжений проверена путем сравнения результатов расчета с результатами записи матрицы Y по известным из теории линейных цепей построения матричных уравнений схем. Кроме того, по полученным матрицам Y (согласно предлагаемой программе) и Z одной и той же схемы были найдены параметры Y и Z эквивалентного многополюсника и произведены обращения матриц Y и Z .

Даются сведения о времени счета и ориентировочная формула для определения объема решаемой задачи. Рассматривается пример сети с числом узлов 45 и ветвей 83, для которой на ЭЦВМ был реализован предлагаемый алгоритм и составленная на его основе программа. Табл. 2. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 621.311.1:681.142

Программа для оценки вариантов развития электрических сетей напряжением 6–110 кВ.

Конечный В. П., Левин М. С., Эбиг Л. Е.

«Электричество», 1968, № 3

Рассматривается программа для оценки вариантов развития электрических сетей сельскохозяйственных районов с помощью ЭЦВМ «Минск-22». Программа предназначена для расчетов, необходимых при сооружении новых и реконструкции существующих сетей напряжением 6–110 кВ. Табл. 1. Илл. 2. Библ. 4.

УДК 669.14.018.583+621.3.017.3

О виде формулы для выражения зависимости удельных потерь в электротехнической стали от амплитуды магнитной индукции и частоты тока.

Зайдман И. Д. «Электричество», 1968, № 3

Анализируются различные формы параболических аппроксимаций зависимости потерь в стали от индукции и частоты. Доказано, что одна из них весьма неудобна и даже может служить основанием для неверных выводов. Содержание статьи представляет определенный интерес, так как степенные зависимости используются для анализа характеристик стали, а также для предварительной разработки и анализа электрических машин и трансформаторов. Табл. 5. Библ. 7.

УДК 538.245

О наилучшем расположении ограниченного числа витков с током на намагничиваемом цилиндрическом образце.

Куренев С. И., Каракина Р. С. «Электричество», 1968, № 3

Рассматривается расчет оптимальных расположений круговых токов для создания поля в ограниченном объеме максимально приближающегося к однородному. Расчет ведется на примере образца цилиндрической формы, отнесенного к сфероидальной системе координат. Задача решается с помощью сфероидальных функций. Анализируются два возможных расположения витков. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 62—83:621.926.3

Об электроприводе конусных дробилок вторичного дробления.

Грейсух М. В. «Электричество», 1968, № 3

В статье предлагается использовать для привода конусных дробилок вторичного дробления синхронные двигатели 380 или 660 в вместо применяемых в настоящее время асинхронных двигателей высокого напряжения. Желательно, чтобы возбудители синхронных двигателей имели закрытое исполнение с применением полупроводников. Приведенные в статье выкладки и доводы свидетельствуют об экономической эффективности предложения автора. Илл. 2. Библ. 4.



В/О «ЭНЕРГОМАШЭКСПОРТ» ПОСТАВЛЯЕТ

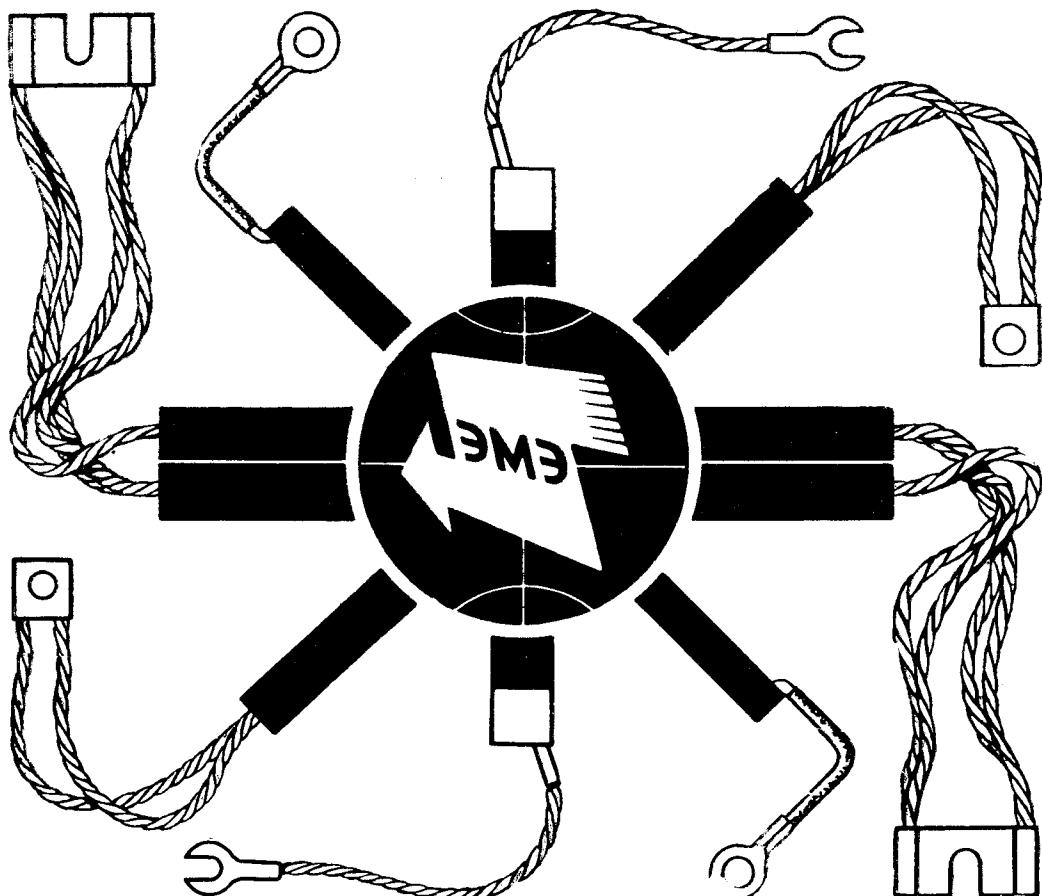
РАЗЛИЧНЫЕ ЭЛЕКТРОЩЕТКИ

для:

- автотракторного электрооборудования
- электровозов
- электродвигателей и генераторов постоянного и переменного тока
- коллекторных двигателей переменного тока.

Электрощетки, изготовленные в СССР, не уступают лучшим мировым образцам и надежно работают в самых трудных условиях эксплуатации.

Электрощетки изготавливаются из высококачественных материалов (как по стандартам СССР, так и по чертежам заказчика).



Экспортер — В/О «Энергомашэкспорт»
Адрес: СССР, Москва, В-330, Мосфильмовская, 35
Телекс: 243

Адрес местного агентства:

ENERGOMACHEXPORT

Цена 80 коп.

Индекс
71106

ПРОДОЛЖАЕТСЯ ПОДПИСКА

на ЖУРНАЛЫ издательства «ЭНЕРГИЯ» на 1968 г.

«ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

Научно-технический журнал
Орган Академии наук СССР,
Государственного комитета
Совета Министров СССР
по науке и технике
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 88-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

«ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА»

Научно-технический журнал
Орган Академии наук СССР,
Государственного комитета
Совета Министров СССР
по науке и технике
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 15-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

«СВЕТОТЕХНИКА»

Научно-технический
и производственный журнал
Орган Министерства
электротехнической промышленности
СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 14-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 3 р. 60 к.,
на 6 мес. — 1 р. 80 к.
Цена одного номера 30 коп.

«ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ»

Производственно-технический журнал
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 39-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

«ЭНЕРГЕТИК»

Производственно-массовый журнал
Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального комитета профсоюза
рабочих электростанций
и электротехнической промышленности
Год издания 16-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 20 коп.

«ЭЛЕКТРОТЕХНИКА»

Научно-технический журнал
Министерства электротехнической
промышленности СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 39-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 8 р. 40 к.,
на 6 мес. — 4 р. 20 к.
Цена одного номера 70 коп.

«ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВО ЗА РУБЕЖОМ»

(Приложение к журналу
«Электрические станции»)
Производственно-технический журнал
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 13-й 6 номеров в год
Подписная цена:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 40 коп.

«ПРОМЫШЛЕННАЯ ЭНЕРГЕТИКА»

Производственно-технический журнал
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 23-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 4 р. 80 к.,
на 6 мес. — 2 р. 40 к.
Цена одного номера 40 коп.

«ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО»

Научно-технический
и производственный журнал
Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности
Год издания 38-й 12 номеров в год
Подписная цена:
на год — 7 р. 20 к.,
на 6 мес. — 3 р. 60 к.
Цена одного номера 60 коп.

Проехвести подписку на журналы можно у общественных распространителей печати в пунктах подписки «Союзпечать» по месту работы и учебы, в агентствах «Союзпечати», а также в любом почтамте и отделении связи.