

ISSN 0013-5860





ЕЖЕМЕСЯЧНЫЙ
НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ ЖУРНАЛ —
КОЛЛЕКТИВНЫЙ ЧЛЕН АКАДЕМИИ
ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИХ НАУК РФ
Издается с января 1930 года

№ 11 НОЯБРЬ 1998

УЧРЕДИТЕЛИ

ДЕПАРТАМЕНТ МАШИНОСТРОЕНИЯ
МИНПРОМА РФ (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОВЫПРЯМИТЕЛЬ»
(г. САРАНСК)
АООТ «ХОЛДИНГОВАЯ КОМПАНИЯ
«ЭЛЕКТРОЗАВОД» (г. МОСКВА)
АО «ЭЛЕКТРОНИКА» (г. ВОРОНЕЖ)
АО «ВЭЛНИИ» (г. НОВОЧЕРКАССК)
АССОЦИАЦИЯ ИНЖЕНЕРОВ СИЛОВОЙ
ЭЛЕКТРОНИКИ (г. МОСКВА)
АССОЦИАЦИЯ «АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ
ЭЛЕКТРОПРИВОД» (г. МОСКВА)
НТА «ПРОГРЕССЭЛЕКТРО»
(г. МОСКВА)
АО «РОСЭЛПРОМ» (г. МОСКВА)
НИИ «ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ»
(г. ЗАПОРОЖЬЕ)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

ИВАНОВ В.Н., ЧИБИРКИН В.В., МАКАРЕВИЧ Л.В., МЕЩЕРЯКОВ В.М., ЩЕРБАКОВ В.Г., КОВАЛЕВ Ф.И. (председатель совета), ЮНЬКОВ М.Г., ПОДАРУЕВ А.И., ГЛОВАЦКИЙ А.В., АНДРИЕНКО П.Д.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор
КОЧЕТКОВ В.Д.

БЕЛКИН Г.С., ДАЦКОВСКИЙ Л.Х.,
ДОЛКАРТ В.М., КОПЫЛОВ И.П.,
ЛУРЬЕ А.И., МАВЛЯНБЕКОВ Ю.У.,
МОСКАЛЕНКО В.В., РОЗАНОВ Ю.К.,
СЛЕЖАНОВСКИЙ О.В. (зам. главного
редактора), ТРУБАЧЕВ С.Г.,
ТУБИС Я.Б., УСОВ Н.Н., ФИНКЕЛЬ Э.Э.,
ФЛОРЕНЦЕВ С.Н., ХОТИН В.А.

Адрес редакции:

123242, Москва,
Зоологическая ул., 11, комн. 213
Факс / телефон: 254-11-52

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Попов В.И. Формирование схем и оптимизация электромагнитных параметров трехфазных дробных ($q=b+c/4$) обмоток электрических машин 1

Смирнов Ю.В. Влияние геометрии поперечного сечения катушек обмоток статора на их тепловой режим 8

Мустафаев Р.И., Гашимова А.Р. Влияние параметров асинхронных машин и характеристик ветродвигателей на динамические свойства ветроэлектрических установок 12

Буторин В.А. Прогнозирование долговечности подшипниковых узлов асинхронных двигателей 18

ТРАНСФОРМАТОРЫ

Алексин В.А. Стержневой трансформатор с плавным регулированием внешних характеристик 19

ЭЛЕКТРОПРИВОД

Петров Г.П., Ройтгарц М.Б. О возможности применения методов теории подобия для предварительной оценки вибрации регулируемых асинхронных электроприводов 27

Касимов Л.Н., Шаньгин Е.С. Повышение коэффициента использования мощности асинхронных электродвигателей станков-качалок нефтяных скважин 33

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ТРАНСПОРТ

Ким К.К. Транспортная система с кондукционным подвесом при движении экипажа с малой скоростью 36

Иванов В.П., Алферов Д.Ф., Будовский А.И., Сидоров В.А., Коробова Н.И., Федоров В.В. Применение вакуумных выключателей для коммутации цепей постоянного и переменного тока на подвижном составе железнодорожного транспорта.. 41

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

Тамазов А.И. Размеры коронирующей поверхности проводов расщепленной фазы ВЛ СВН 47

ИЗОЛЯЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

Митрофанов Г.А. К вопросу определения диэлектрических потерь жидкой изоляции 53

Жубанов Б.А., Кравцова В.Д., Бекмагамбетова К.Х., Ахметтаев Д.А. Полиимиидные лаки для обмоточной эмалевой изоляции 57

БИБЛИОГРАФИЯ

Серезентинов Г.В. Новая книга о надежности электрооборудования угольных шахт 60

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Николай Васильевич Александров 62

Виктор Иванович Попов 63

Николай Александрович Оболенский 64

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Формирование схем и оптимизация электромагнитных параметров трехфазных дробных ($q = b + c/4$) обмоток электрических машин

В.И.ПОПОВ, доктор техн.наук, проф., чл.-кор. РАЕН

Волжский ГИПИ (Н.Новгород)

Приведены алгоритмы формирования схем $m=3$ -фазных $2m=6$ -зонных двухслойных дробных ($q=b+c/4$) петлевых электромашинных обмоток, выполненных с неравновитковыми катушками и характеризуемых пониженным дифференциальным рассеянием. Показана методика исследования и оптимизации электромагнитных параметров.

Трехфазные ($m=3$) $2m=6$ -зонные симметричные двухслойные обмотки электрических машин переменного тока при дробном числе $q=z/2pm$ пазов z на полюс p и фазу характеризуются рядом особых свойств, формируются с учетом некоторых условий и ограничений на числа пазов z и полюсов $2p$, отсутствующих в обмотках с целыми числами q = ц.ч. Число q дробной обмотки представляется в виде

$$q = z/2pm = b+c/d = N/d, \quad (1)$$

где b, c, d, N — целые числа при несократимых дробях $c/d, N/d$; числа $2p/d$ — целые и d/m — нецелые — по условиям симметрии [1,2].

В петлевых обмотках с дробным числом q катушечные группы не могут содержать дробные числа катушек и поэтому дробная обмотка имеет большие и малые катушечные группы, числа их катушек отличаются на единицу и число q является для них в среднем дробным. Такие катушечные группы чередуются с определенной последовательностью (группировкой) и фазная зона в $2m=6$ -зонах дробных обмотках имеет угол $\alpha_\phi = 60^\circ$ (электрических) только в среднем.

Основная задача при формировании дробной обмотки — определение периодичности чередования больших и малых катушечных групп, т.е. разбивка пазового слоя сердечника на фазные зоны, что можно выполнять в общем случае по звезде пазовых ЭДС для основной гармонической. Покажем некоторые общие свойства, характеризующие особенности формирования трехфазных дробных симметричных обмоток [3—7]:

— если в двухслойной петлевой обмотке с целым значением q все катушечные групп-

ы одинаковы и каждая из них содержит q соседних катушек, то в дробной обмотке из каждых N соседних катушек по (1) формируются d катушечных групп, т.е. один период формирования дробной обмотки содержит N катушек с d катушечными группами; поэтому в дробной обмотке общее число катушек кратно $N=bd+c$, а общее число катушечных групп кратно d ;

— если фаза обмотки с целым числом q имеет $2p$ одинаковых повторяющихся катушечных групп, то число повторяющихся частей дробной обмотки равно $2p/d$, поэтому величина $2p/d$ — целое число, при этом значение d не кратно числу фаз m и максимально возможное число параллельных ветвей фазы $a_{\max} = 2p/d$;

— в каждом периоде повторения дробной обмотки, содержащем d катушечных групп и образованном из N соседних катушек, $d-c$ группы должны иметь по b катушек, а c групп — по $b+1$ катушек и тогда эти d групп содержат в сумме $(d-c)b + c(b+1) = bd + c = N$ катушек, что соответствует выражению (1);

— группировка катушек симметричной дробной обмотки определяется по дробной части c/d числа q в виде числовых рядов, приводимых в [1], и соответствует максимальному коэффициенту распределения для основной гармонической ЭДС (МДС). Например, симметричные дробные $m=3$ -фазные обмотки при $d=4$ имеют для $c=1$ и $c=3$ по (1) группировки

$$\begin{aligned} &1000 \text{ — для } c/d = 1/4; \\ &1110 \text{ — для } c/d = 3/4, \end{aligned} \quad (2)$$

повторяемые для всей обмотки $6p/d$ раз, а к их числам прибавляется целая часть b числа q по (1).

После определения группировки дробной трехфазной двухслойной симметричной обмотки ее формирование, например при $d=4$, производится подобно обмотке с целым числом q : обмотка содержит 6р катушечных групп с номерами $1\Gamma+(3k)\Gamma$, $5\Gamma+(3k)\Gamma$, $9\Gamma+(3k)\Gamma$ соответственно в I, II, III фазах при встречном включении их групп с четными номерами относительно нечетных, где $k = 0, 1, 2, \dots, (2p-1)$. Начала фаз трехфазных дробных симметричных обмоток должны смещаться на N пазов при четных значениях d по (1) и на $2N$ пазов при нечетных d , поэтому начальные группы фаз обмотки при $d=4$ имеют номера 1Γ , $1\Gamma+(d)=5\Gamma$ и $1\Gamma+(2d)=9\Gamma$.

Симметричные $m=3$ -фазные, $2m=6$ -зонные дробные обмотки характеризуются гармоническим составом кривой МДС по ряду [2]

$$v = 2mk/d \pm 1 = 6k/d \pm 1, \quad (3)$$

где знаки «+» и «-» соответствуют прямо и обратно вращающимся МДС при любых целых значениях k , дающих $v > 0$ (в том числе $k=0$ для основной гармонической $v = +1$).

При значениях знаменателя дробности $d>2$ ряд (3) содержит гармонические дробных (низших и высших), а также четных порядков, которые отсутствуют в МДС обмоток с целыми значениями q . Поэтому известные дробные обмотки имеют повышенное дифференциальное рассеяние, что увеличивает магнитные шумы, ухудшает энергетические показатели электрических (асинхронных) машин и ограничивает применение дробных обмоток.

Исследуемые новые схемы трехфазных симметричных дробных двухслойных петлевых обмоток при значении $d=4$ характеризуются уменьшенным содержанием гармонических в МДС. Они формируются по группировкам (2) из концентрических катушек с увеличенными числами витков $(1+x)w_k$ для одних, уменьшенными $(1-x)w_k$ для других при сохранении одинакового числа $2w_k$ витков в каждом пазу. Показатель неравновитковости x катушек может устанавливаться из условия устранения из МДС (ЭДС) низшей дробной гармонической по (3) $v = 6k/d-1 = -1/2$ и его оптимальное значение x_{opt} определяется минимизацией коэффициента дифференциального рассеяния по многоугольникам МДС [4—7].

Таким обмоткам для значений по (1)

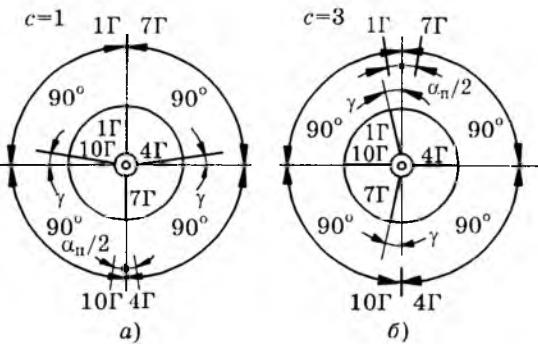


Рис.1. Диаграммы сдвигов осей катушечных групп фазы $m=3$ -фазных, $2m=6$ -зонных двухслойных дробных обмоток при $p=2$ и $q=b+c/4$ для $c=1$ (а) и $c=3$ (б) при разметках: наружной для полюсности $p=2$ основной гармонической ($v=1$) и внутренней для полюсности $p_v = 1$ дробной низшей гармонической ($v=1/2$)

$c/d=1/4$ и $c/d=3/4$ при минимально возможных числах полюсов $2p'=d=4$, пазов $z'=3N$, $6p'=12$ группах (с номерами от 1Γ до 12Γ) и группировках по (2), повторяемых три раза, соответствуют диаграммы сдвига осей катушечных групп фазы (группы 1Γ , 4Γ , 7Γ , 10Γ) по рис.1,а,б, где наружная разметка соответствует полюсности $p'=2$ основной гармонической $v=1$ при угле $\alpha_{\pi} = 2\pi/z'$, а внутренняя разметка — полюсности $p_v = 1$ низшей гармонической $v=1/2$ по (3) при угле $\gamma = \alpha_{\pi}/4$. По диаграммам рис.1 определяются обмоточные коэффициенты для гармонических основной $K_{ob} = f(x)$ и низшей дробной $K_{obv} = f'(x)$ путем вычислений проекций векторов ЭДС катушечных групп фазы на ось их симметрии:

по рис.1,а для $c/d=1/4$ при ЭДС $E_{4\Gamma}=E_{10\Gamma}$ и оси симметрии по оси группы 1Γ

$$K_{ob} = [E_{1\Gamma} + E_{7\Gamma} + 2E_{4\Gamma}\cos(\alpha_{\pi}/2)]/N; \quad (4)$$

$$K_{obv} = [E'_{1\Gamma} - E'_{7\Gamma} - 2E'_{4\Gamma}\cos(\pi/2-\gamma)]/N; \quad (5)$$

по рис.1,б для $c/d=3/4$ при ЭДС $E_{1\Gamma}=E_{7\Gamma}$ и оси симметрии по оси группы 4Γ

$$K_{ob} = [2E_{1\Gamma}\cos(\alpha_{\pi}/2) + E_{4\Gamma} + E_{10\Gamma}]/N; \quad (6)$$

$$K_{obv} = [2E'_{1\Gamma}\cos(\pi/2-\gamma) + E'_{4\Gamma} - E'_{10\Gamma}]/N, \quad (7)$$

а из условия $K_{obv} = 0$ по (5) и (7) определяется значение параметра x' неравновитковости катушек, при котором из ЭДС (МДС) обмотки полностью устраняется низшая дробная ($v=1/2$) гармоническая.

Коэффициент дифференциального рассеяния $\sigma_{d\%}$, характеризующий процентное содержание гармонических в МДС обмотки, определяется по многоугольникам МДС (не-

зависимо от геометрии пазов и размеров сердечника) как [3]

$$\sigma_{\text{д} \%} = [(R_{\text{д}}/R)^2 - 1]100, \quad (8)$$

где средний квадрат радиусов $R_{\text{д}}^2 = \phi(x)$ для $N=qd$ пазовых точек повторяющейся части многоугольника МДС и радиус R окружности, соответствующей основной гармонической МДС, равны [3,8]

$$R_{\text{д}}^2 = \left(\sum_1^N R_i^2 \right) / N; \quad R = (zK_{\text{об}} / p\pi). \quad (9)$$

Исследование на минимум функции (8) $\sigma_{\text{д}} = f(x)$ по уравнению [6]

$$d(\sigma_{\text{д}})/dx = d[R_{\text{д}}/K_{\text{об}}]^2/dx = 0 \quad (10)$$

позволяет определять оптимальное значение $x = x_{\text{опт}}$, соответствующее минимальному коэффициенту дифференциального рассеяния $\sigma_{\text{дmin}}$. По многоугольникам МДС определяются также коэффициенты [4–7]

$$K'_{\beta} = \left(\sum_1^N N_{ci}^2 \right) / 4N; \quad K_{\beta} = (1 + 3K'_{\beta}) / 4, \quad (11)$$

учитывающие укорочение шага неравновитковых катушек на пазовое рассеяние, а по K'_{β} (11) вычисляется относительное значение β электрического шага $y_{\text{п.эл}}$, характеризующего $K_{\text{об}}$,

$$\beta = (4K'_{\beta} - 1)/3; \quad y_{\text{п.эл}} = \beta 3q, \quad (12)$$

где N_{ci}^2 — квадрат i -й стороны многоугольника с единичной МДС одного слоя паза.

Средний геометрический шаг по пазам $y_{\text{п.ср}}$ концентрических неравновитковых катушек, характеризующий размеры обмотки и расход ее медного обмоточного провода, при относительном числе $w_{ki*} = w_{ki}/w_{\text{k}}$ витков i -й катушки шага $y_{\text{п.}}$ определяется как

$$y_{\text{п.ср}} = \left[\sum_1^N (y_{\text{п.}} w_{ki*}) \right] / N. \quad (13)$$

Если для обычных двухслойных обмоток с равновитковыми катушками средние электрический $y_{\text{п.эл}}$ по (12) и геометрический $y_{\text{п.ср}}$ по (13) шаги всегда равны друг другу, т.е. $y_{\text{п.ср}} = y_{\text{п.эл}} = y_{\text{k.ср}}$, то для неравновитковых обмоток их значения не одинаковы и чем больше электрический шаг $y_{\text{п.эл}}$ относительно геометрического $y_{\text{п.ср}}$, тем эффективнее неравновитковая обмотка, где $y_{\text{k.ср}} = \Sigma(y_{\text{п.}})/N$ — средний шаг концентрических равновитковых катушек.

В исследуемых по (4)–(13) $m=3$ -фазных, $2m=6$ -зонных дробных обмотках при знаменателе дробности $d=4$ числа q по (1) порядок чередования неравновитковых катушек групп первой группировки ($1G-4G$) повторяется в последующих группировках, поэтому алгоритмы их формирования **A1** и **A2** приводятся для первой группировки из $d=4$ групп.

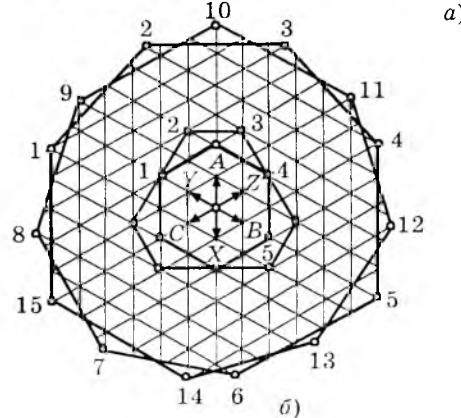
A1. Трехфазные $2p=4t$ -полюсные неравновитковые обмотки с числом $q=b+1/4$ ($c=1$) пазов на полюс и фазу формируются в $z=12qt$ пазах при группировке $b+1 \ b \ b \ b$, повторяемой $3t$ раза, содержат $6r$ катушечных групп при среднем шаге концентрических катушек $y_{\text{k.ср}} = 3b-l \approx 2,4q$; внутренняя катушка в группе $1G$ имеет $(1-x)w_{\text{k}}$ витков, группа $3G$ содержит катушку с $(1+x)w_{\text{k}}$ витками и остальные катушки групп $1G-4G$ имеют по w_{k} витков, где t и b — целые числа $1,2,3,\dots$; число l может принимать значения от 0 до $b/2$, а значение x выбирается в пределах от 0,40 до 0,45.

A2. Трехфазные $2p=4t$ -полюсные неравновитковые обмотки с числом $q=b+3/4$ ($c=3$) пазов на полюс и фазу формируются при группировке $b+1 \ b+1 \ b+1 \ b$ и среднем шаге концентрических катушек $y_{\text{k.ср}} = 3b \pm l \approx 2,4q$; внутренняя катушка группы $2G$ имеет $(1-x)w_{\text{k}}$ витков, группа $4G$ содержит катушку с $(1+x)w_{\text{k}}$ витками и остальные катушки групп $1G-3G$ имеют по w_{k} витков, где число l может иметь значения от 0 до $b/2-1$, а значение x выбирается в пределах от 0,35 до 0,40.

Примеры формирования обмоток по алгоритмам **A1** и **A2** показаны на рис.2–5, где на развертках пазовых слоев фазные зоны обозначены как $A-X, B-Y, C-Z$ для фаз I, II, III и зоны A, B, C соответствуют начальным сторонам групп, а X, Y, Z — их конечным сторонам. Фазные зоны чередуются в последовательности $A-Z-B-X-C-Y$ и их единичные токи изображаются симметричной системой векторов (с углом сдвига $\alpha_{\phi} = 60^\circ$) в центре многоугольников МДС рис.2–5, построенных с использованием вспомогательной треугольной сетки.

Обмотка рис.2,*a* при $2p=4$ полюсах, $z=15$ пазах, $6p=12$ группах и $q=15/12=5/4=1+1/4=1,25$ ($b=1, c=1, N=5$) формируется по алгоритму **A1** (при $t=1$) с группировкой $2 \ 1 \ 1 \ 1$, повторяемой $6p/d=3$ раза; ее катушки имеют шаги по пазам $y_{\text{п.}} = 4, 2$ для двухкатушечных групп и $y_{\text{п.}} = 3$ — для однокатушечных ($y_{\text{k.ср}} = 3b = 3$ при полюсном делении $\tau_{\text{п.}} = 3q = 3,75$).

1Г	4Г	7Г	10Г
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y



1Г	4Г	7Г	10Г
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y

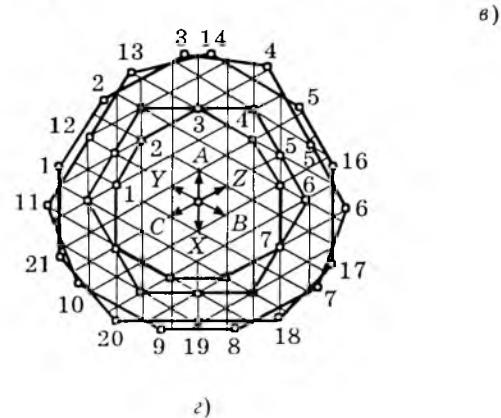


Рис.2. Развёртки пазовых слоев с чередованием фазных зон по пазам и многоугольники МДС $m=3$ -фазных, $2m=6$ -зонных, $2p=4$ -полюсных дробных неравновитковых обмоток при $q=1+1/4$ (а, б) и $q=1+3/4$ (в, г)

1Г	4Г	7Г	10Г
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y

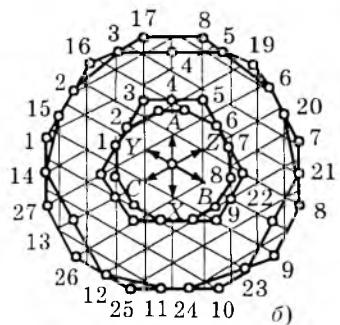


Рис.3. То же, что и на рис.2, а, б, но при $q=2+1/4=2,25$

1Г	2Г	3Г	4Г	5Г	6Г	7Г	8Г	9Г	10Г	11Г	12Г
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y

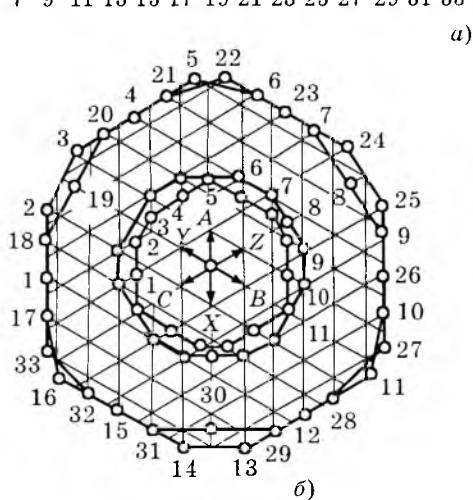


Рис.4. То же, что и на рис.2, а, б, но при $q=2+3/4=2,75$

1Г	2Г	3Г	4Г	5Г	6Г	7Г	8Г	9Г	10Г	11Г	12Г
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y
A Z	B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y	A Z B X C Y

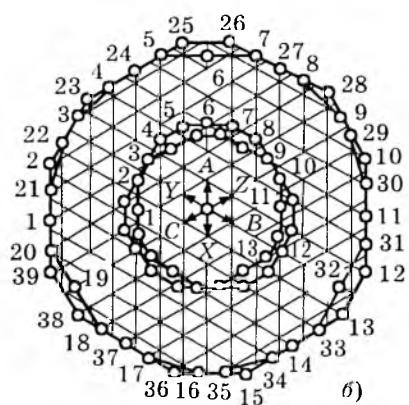


Рис.5. То же, что и на рис.2, а, б, но при $q=3+1/4=3,25$

По выражениям (4), (5), коэффициентам $K_{y_{iv}} = \sin(v\pi y_{ii}/6q)$ укорочения катушек при $2w_{k^*} = 2$ витках паза определяются обмоточные коэффициенты обмотки рис.2, а:

для основной гармонической ($v=1$) при ЭДС катушечных групп $E_{1\Gamma} = 1,737667 - x0,743145$, $E_{4\Gamma} = E_{10\Gamma} = 0,951056$, $E_{7\Gamma} = (1+x)0,951056$ и угол $\alpha_{ii} = 2\pi/15$

$$K_{ob} = 0,90985 + x0,04158; \quad (14)$$

для дробной гармонической ($v = 1/2$) при ЭДС катушечных групп $E'_{1\Gamma} = 1,149882 - x0,40674$, $E'_{4\Gamma} = E'_{10\Gamma} = 0,587785$, $E'_{7\Gamma} = (1+x)0,587785$ и угол $\gamma = \alpha_{ii}/4 = \pi/30$

$$K_{obv} = 0,08784 - x0,1989, \quad (15)$$

а по (15) из условия $K_{\text{об}} = 0$ определяется значение $x' = 0,44$, при котором из ЭДС (МДС) неравновитковой обмотки рис.2,*a* полностью устраняется дробная гармоническая порядка $v = 1/2$.

Многоугольники МДС рис.2,*b* построены для обмотки рис.2,*a* при катушках: равновитковых ($x=0$) — внутренний при стороне сетки в единицу длины; неравновитковых при $x=0,4$ — наружный, где $(1-x)w_k$, w_k , $(1+x)w_k$ виткам катушек соответствуют 1,5; 2,5; 3,5 единиц сторон сетки. Из многоугольников рис.2,*b* вычисляются квадраты R_i^2 радиусов пазовых точек, N_{ci}^2 длин сторон при $i = 1 \dots (N=5)$, после чего по (9)–(12) определяются:

$$R_d^2 = (26 - 2x + 5x^2)/5; \quad (16)$$

$$\beta = (12 + 2x^2)/15; K_\beta' = (17 + 2x^2)/20;$$

$$K_\beta = (71 + 6x^2)/80; y_{\text{п.эл}} = 3 + x^2/2. \quad (17)$$

По значениям $K_{\text{об}}$ (14) и R_d^2 (16) из уравнения (10) определяется оптимальное значение $x_{\text{опт}} = 0,43$ обмотки рис.2,*a* а по (13)

$$y_{\text{п.ср}} = 3 + x/5. \quad (18)$$

Параметры обмотки рис.2,*a* по (14), (16)–(18) равны:

при $x = 0$ $K_{\text{об}} = 0,90985$; $R_d^2 = 26/5 = 5,2$; $R = 15 \cdot 0,90985/2\pi$; $y_{\text{п.ср}} = 3,0$ и $\sigma_{\text{д.}} = 10,215$; $\beta = 3/3,75 = 4/5 = 0,80$, $K_\beta' = (1+3\beta)/4 = 0,850$, $K_\beta = (1+3K_\beta')/4 = 0,8875$ — для равновитковых катушек;

при $x = x_{\text{опт}} = 0,43$ $K_{\text{об}} = 0,92774$; $R_d^2 = 26,0645/5$; $R = 15 \cdot 0,92774/2\pi$; $y_{\text{п.ср}} = 3,086$ и $\sigma_{\text{д.}} = 6,268$; $\beta = 0,8247$, $K_\beta' = 0,8685$, $K_\beta = 0,9014$ и $y_{\text{п.эл}} = 3,092$, т.е. в неравновитковой обмотке возрастает обмоточный коэффициент при незначительном увеличении среднего шага катушек, а дифференциальное рассеяние снижается в $10,215/6,268 = 1,63$ раза, что показывает высокую степень эффективности такой неравновитковой обмотки.

Обмотка рис.2,*b* при $2p=4$ полюсах, $z=21$ пазах, $6p = 12$ группах и $q = 21/12 = 7/4 = 1+3/4 = 1,75$ ($b=1$, $c=3$, $N=7$) формируется по алгоритму А2 (при $t=1$) и имеет группировку 2 2 2 1, повторяемую три раза. Шаги ее катушек равны $y_{\text{п.и}} = 5,3$ для групп двухкатушечных и $y_{\text{п.}} = 4$ однокатушечных ($y_{\text{к.ср}} = 3b+1=4$ при $\tau_{\text{п.}} = 3q = 5,25$).

По выражениям (6), (7) и коэффициентам укорочения катушек K_{yiv} при $2w_k = 2$

витках паза определяются обмоточные коэффициенты обмотки рис.2,*b*:

для основной гармонической ($v=1$) при ЭДС катушечных групп $E_{1\Gamma}=E_{7\Gamma}=1,779035$, $E_{4\Gamma}=(1+x)0,930874$, $E_{10\Gamma}=1,779035-x0,781831$ и угол $\alpha_{\text{п.}} = 2\pi/21$

$$K_{\text{об}} = 0,88975 + x0,02129; \quad (19)$$

для дробной гармонической ($v=1/2$) при ЭДС катушечных групп $E_{1\Gamma}'=E_{7\Gamma}'=1,114057$, $E_{4\Gamma}'=(1+x)0,563320$, $E_{10\Gamma}'=1,114057-x0,433884$ и угол $\gamma=\alpha_{\text{п.}}/4=\pi/42$

$$K_{\text{об.в}} = -0,05495+x0,14246, \quad (20)$$

а по (20) из условия $K_{\text{об.в}} = 0$ устранения гармонической $v=1/2$ определяется значение $x'=0,39$ обмотки рис.2,*b*.

Многоугольники МДС рис.2,*г* построены для обмотки рис.2,*b* при катушках: равновитковых ($x=0$) — внутренний при стороне сетки в единицу длины; неравновитковых при $x=1/3$ — наружный, где $(1-x)w_k$, w_k , $(1+x)w_k$ виткам соответствуют 1,0; 1,5; 2,0 единиц сторон сетки. Из многоугольников МДС рис.2,*г* по соотношениям (9)–(12) определяются:

$$R_d^2 = (65-2x+7x^2)/7; \quad (21)$$

$$\beta = (16+2x^2)/21; K_\beta' = (23+2x^2)/28;$$

$$K_\beta = (97+6x^2)/112; y_{\text{п.эл}} = 4+x^2/2. \quad (22)$$

По (19), (21) из (10) определяется оптимальное значение $x_{\text{опт}} = 0,36$, а по (13) — средний шаг $y_{\text{п.ср}}$ обмотки рис.2,*b*

$$y_{\text{п.ср}} = 4+x/7. \quad (23)$$

По соотношениям (19), (21)–(23) параметры обмотки рис.2,*b* получаются равными:

при $x=0$ $K_{\text{об}} = 0,88975$; $R_d^2 = 65/7$; $R = 21 \cdot 0,88975/2\pi$; $y_{\text{п.ср}} = 4,0$ и $\sigma_{\text{д.}} = 5,00$; $\beta = 4/5,25 = 16/21 = 0,7619$, $K_\beta' = 0,8214$, $K_\beta = 0,8661$ — для равновитковых катушек;

при $x = x_{\text{опт}} = 0,36$ $K_{\text{об}} = 0,8974$; $R_d^2 = 65,1827/7$; $R = 21 \cdot 0,8974/2\pi$; $y_{\text{п.ср}} = 4,05$ и $\sigma_{\text{д.}} = 3,52$; $\beta = 0,7742$, $K_\beta' = 0,8307$, $K_\beta = 0,8730$ и $y_{\text{п.эл}} = 4,065$, т.е. в неравновитковой обмотке рис.2,*b* возрастает обмоточный коэффициент при незначительном увеличении среднего шага катушек, а коэффициент $\sigma_{\text{д.}}$ снижается в $5,0/3,52 = 1,42$ раза, что показывает высокую степень эффективности такой неравновитковой обмотки.

Обмотка рис.3,*a* при $z = 27$, $2p = 4$, $q =$

$= 9/4 = 2+1/4 = 2,25$ ($b = 2$, $c = 1$ и $N = 9$) формируется по алгоритму **A1** (при $t=1$) с группировкой 3 2 2 2, имеет шаги катушек $y_{\text{пп}} = 7, 5, 3$ для трехкатушечных групп, $y'_{\text{пп}} = 6, 4$ двухкатушечных ($y_{\text{к.ср}} = 3b-1 = 5$ при $\tau_{\text{пп}} = 3q = 6,75$); ее обмоточные коэффициенты по (4), (5) и параметры из многоугольников МДС рис.3,б по (8)–(12) равны:

$$\begin{aligned} K_{\text{об}} &= 0,87733 + x0,0380; \\ K_{\text{обв}} &= 0,04449 - x0,1269; \end{aligned} \quad (24)$$

$$R_{\Delta}^2 = (132 + 4x + 9x^2)/9; x_{\text{опт}} = 0,42; \quad (25)$$

$$\beta = (20 + 2x^2)/27; K'_{\beta} = (29 + 2x^2)/36;$$

$$K_{\beta} = (41 + 2x^2)/48; y_{\text{пп.эл}} = 5 + x^2/2, \quad (26)$$

а из (24) по условию $K_{\text{обв}} = 0$ определяется значение $x' = 0,41$.

Обмотка по рис.4,а при $z = 33$, $2p = 4$, $q = 11/4 = 2+3/4 = 2,75$ ($b=2$, $c=3$ и $N=11$), формируемая по алгоритму **A2** (при $t=1$) при группировке 3 3 3 2 с шагами катушек $y_{\text{пп}} = 9, 7, 5$ и $y'_{\text{пп}} = 8, 6$ ($y_{\text{к.ср}} = 3b+1=7$) при $\tau_{\text{пп}} = 8,25$), имеет параметры:

$$\begin{aligned} K_{\text{об}} &= 0,92836 + x0,00864; \\ K_{\text{обв}} &= -0,0388 + x0,0908; x' = 0,43; \end{aligned} \quad (27)$$

$$R_{\Delta}^2 = (267 - 4x + 11x^2)/11 \text{ и } x_{\text{опт}} = 0,41; \quad (28)$$

$$\begin{aligned} \beta &= (28 + 2x^2)/33; K'_{\beta} = (39 + 2x^2)/44; \\ y_{\text{пп.эл}} &= 7 + x^2/2. \end{aligned} \quad (29)$$

Обмотка по рис.5,а при $z = 39$, $2p = 4$, $q = 13/4 = 3+1/4 = 3,25$ ($b = 3$, $c = 1$ и $N = 13$), формируемая по алгоритму **A1** с группировкой 4 3 3 3 и шагами катушек $y_{\text{пп}} = 11, 9, 7, 5$, $y'_{\text{пп}} = 10, 8, 6$ ($y_{\text{к.ср}} = 3b-1=8$ при $\tau_{\text{пп}} = 9,75$), имеет параметры:

$$\begin{aligned} K_{\text{об}} &= 0,91748 + x0,01841; \\ K_{\text{обв}} &= 0,0334 + x0,0764; x' = 0,44; \quad (30) \\ R_{\Delta}^2 &= (428 + 6x + 13x^2)/13; x_{\text{опт}} = 0,43; \quad (31) \\ \beta &= (32 + 2x^2)/39; K'_{\beta} = (45 + 2x^2)/52; \\ y_{\text{пп.эл}} &= 8 + x^2/2. \end{aligned} \quad (32)$$

Подобным образом формируются схемы и исследуются их параметры для трехфазных дробных симметричных обмоток при $d=4$, $c/d=1/4$, $c/d=3/4$ и значениях $b=3\div 6$ и результаты сводятся в табл.1.

Расчеты основных параметров трехфазных двухслойных симметричных дробных (при $d=4$) обмоток по табл.1 для катушек равно- ($x=0$) и неравновитковых (при $x=x_{\text{опт}}$) сведены в табл.2, где коэффициент эффективности равен $K_{\text{эф}} = \sigma_{\Delta\%}/\sigma_{\Delta\% \text{ min}}$, откуда видны значительное снижение (на 42–63%) коэффициента $\sigma_{\Delta\%}$ дифференциального рассеяния предложенных и исследованных неравновитковых обмоток для оптимального значения $x=x_{\text{опт}}$ по сравнению с известными дробными равновитковыми обмотками, а также изменения их параметров рассеяния по соотношениям (11), (12).

Например, трехфазная симметричная дробная неравновитковая обмотка при $q=3,25$, $2p=4$ полюсах и $z=39$ пазах (рис.5) по табл.1 и 2 весьма эффективна для применения в синхронных генераторах с системой самовозбуждения от третьей гармонической магнитного поля серии ОС пятого габарита [5]. При замене ею основной трехфазной статорной $2p=4$ -полюсной обмотки (с шагом катушек по пазам $y_{\text{пп}} = 8$) значительно (на 59%) снижается ее дифференциальное рассеяние, улучшается синусоидальность кривой выходного напряжения и уменьшается индуктивное сопротивление рассеяния обмотки; при этом параметры возбуждения явнополюсного ротора машины, ее дополнительной $2p=12$ -полюсной трехфазной обмотки статора и системы самовозбуждения остаются без изменений.

Применение таких обмоток в новых и модернизируемых трехфазных асинхронных и синхронных машинах позволяет повышать их энергетические показатели и улучшать вибраакустические характеристики.

Выводы

1. Приведенные алгоритмы позволяют формировать высокоэффективные схемы двухслойных симметричных $m=3$ -фазных, $2m=6$ -зонных дробных ($q=b+c/4$) обмоток с неравновитковыми концентрическими катушками электрических машин переменного тока при $c=1$, $c=3$ и группировках для максимального коэффициента распределения.

2. Показатель неравновитковости катушек $0 < x < 1$ при числах их витков $(1-x)w_k$, w_k , $(1+x)w_k$ и $2w_k$ витках каждого паза определяется по разработанной методике из условия $K_{\text{обв}} = f(x) = 0$ устранения из ЭДС (МДС) обмотки низшей дробной гармонической по-

Таблица 1

Обмотка	K_{ob} ; $K_{obv=1/2}$	R_x^2	β	$y_{n,cr}$	$y_{n,el}$	x_{opt}
Рис.2, a $q=1,25$	$0,9099+x0,0416$ $0,0878-x0,1989$	$\frac{26-2x+5x^2}{5}$	$\frac{12+2x^2}{15}$	$3+x/5$	$3+x^2/2$	0,43
Рис.2, σ $q=1,75$	$0,8898+x0,0213$ $0,0549-x0,1425$	$\frac{65-2x+7x^2}{7}$	$\frac{16+2x^2}{21}$	$4+x/7$	$4+x^2/2$	0,36
Рис.3, a $q=2,25$	$0,8773+x0,0380$ $0,0445-x0,1093$	$\frac{132+4x+9x^2}{9}$	$\frac{20+2x^2}{27}$	$5+x/3$	$5+x^2/2$	0,42
Рис.4, a $q=2,75$	$0,9284+x0,0086$ $0,0388-x0,0908$	$\frac{267-4x+11x^2}{11}$	$\frac{28+2x^2}{33}$	$7+x/11$	$7+x^2/2$	0,41
Рис.5, a $q=3,25$	$0,9175+x0,0184$ $0,0334-x0,0764$	$\frac{428+6x+13x^2}{13}$	$\frac{32+2x^2}{39}$	$8+3x/13$	$8+x^2/2$	0,43
$q=3,75$	$0,9084+x0,0139$ $0,0272-x0,0663$	$\frac{642+8x+15x^2}{15}$	$\frac{36+2x^2}{45}$	$9+x/5$	$9+x^2/2$	0,39
$q=4,25$	$0,9008+x0,0178$ $0,0244-x0,0581$	$\frac{917+22x+17x^2}{17}$	$\frac{40+2x^2}{51}$	$10+5x/17$	$10+x^2/2$	0,43
$q=4,75$	$0,8944+x0,0143$ $0,0209-x0,0521$	$\frac{1260+26x+19x^2}{19}$	$\frac{44+2x^2}{57}$	$11+5x/19$	$11+x^2/2$	0,38
$q=5,25$	$0,9193+x0,0118$ $0,0206-x0,0473$	$\frac{1795+28x+21x^2}{21}$	$\frac{52+2x^2}{63}$	$13+5x/21$	$13+x^2/2$	0,44
$q=5,75$	$0,9135+x0,0098$ $0,0184-x0,0432$	$\frac{2326+32x+23x^2}{23}$	$\frac{56+2x^2}{69}$	$14+5x/23$	$14+x^2/2$	0,39
$q=6,25$	$0,9083+x0,0116$ $0,0168-x0,0396$	$\frac{2951+54x+25x^2}{25}$	$\frac{60+2x^2}{75}$	$15+7x/25$	$15+x^2/2$	0,43
$q=6,75$	$0,9036+x0,0099$ $0,0151-x0,0370$	$\frac{3677+60x+27x^2}{27}$	$\frac{64+2x^2}{81}$	$16+7x/27$	$16+x^2/2$	0,39

Таблица 2

q	$x=0$				$x=x_{opt}$					
	K_{ob}	β	$y_{n,cr}$	$\sigma_{\Delta\%}$	x_{opt}	K_{ob}	β	$y_{n,cr}$	$\sigma_{\Delta\%min}$	K_{ob}
1,25	0,9099	4/5	3,0	10,21	0,43	0,9277	0,8247	3,09	6,27	1,63
1,75	0,8898	0,7619	4,0	5,00	0,36	0,8974	0,7742	4,05	3,52	1,42
2,25	0,8773	0,7407	5,0	3,20	0,42	0,8933	0,7538	5,14	2,00	1,60
2,75	0,9284	0,8485	7,0	2,09	0,41	0,9319	0,8587	7,04	1,40	1,49
3,25	0,9175	0,8205	8,0	1,51	0,43	0,9254	0,8300	8,10	0,95	1,59
3,75	0,9084	4/5	9,0	1,12	0,39	0,9138	0,8068	9,08	0,77	1,46
4,25	0,9008	0,7843	10,0	0,90	0,43	0,9085	0,7916	10,13	0,56	1,61
4,75	0,8944	0,7719	11,0	0,73	0,38	0,9000	0,7770	11,10	0,48	1,52
5,25	0,9193	0,8254	13,0	0,60	0,44	0,9245	0,8315	13,10	0,38	1,58
5,75	0,9135	0,8116	14,0	0,49	0,39	0,9173	0,8160	14,08	0,34	1,44
6,25	0,9083	4/5	15,0	0,42	0,43	0,9132	0,8049	15,12	0,28	1,50
6,75	0,9036	0,7901	16,0	0,37	0,39	0,9074	0,7939	16,10	0,26	1,42

рядка $v=1/2$, при этом его оптимальное значение x_{opt} соответствует условию $d\sigma_{\Delta}/dx=0$ получения минимального коэффициента дифференциального рассеяния $\sigma_{\Delta\%}$, определяемого по многоугольникам МДС обмоток независимо от геометрии пазов и размеров магнитопровода.

3. Получены зависимости электромагнитных параметров рассеяния обмоток от показателя неравновитковости катушек x и

приведены значения основных параметров неравновитковых обмоток для чисел $b=1-6$ при $x=x_{opt}$, показывающие высокую их эффективность по сравнению с равновитковыми ($x=0$) обмотками из-за значительного снижения (на 42—63%) дифференциального рассеяния.

4. Исследованные новые схемы обмоток позволяют заметно улучшать энергетические показатели и виброакустические характеристи-

тики трехфазных электрических машин. Они использованы в новой серии RA асинхронных машин мощностью до 100 кВт (производства «ЯЭМЗ»—ELDIN) и могут эффективно применяться в новых и модернизируемых российских сериях трехфазных асинхронных и синхронных машин до 400 кВт.

Список литературы

1. Лившиц-Гарик М. Обмотки машин переменного тока М.—Л.: ГЭИ, 1959.
2. Вольдек А.И. Электрические машины: Учеб. для вузов. Л.: Энергия, 1978.
3. Попов В.И. Электромашинные трехфазные дробные обмотки с пониженным дифференциальным расщеплением//Электричество. 1995. № 7.
4. Попов В.И., Петров Ю.Н. Трехфазные, специальные и совмещенные обмотки электрических машин переменного тока. Н.Новгород: ВИПИ, 1995.
5. Попов В.И. Оптимизация электромагнитных параметров трехфазных дробных электромашинных обмоток//Электричество. 1996. № 10.

6. Попов В.И., Ахунов Т.А., Макаров Л.Н. Современные асинхронные электрические машины: Новая российская серия RA. М.: Знак, 1997.

7. Попов В.И. Новые схемы трехфазных обмоток электрических машин с улучшенными электромагнитными свойствами. Н.Новгород: ВГИПИ, 1998.

8. Попов В.И. Определение дифференциального рассеяния многофазных совмещенных обмоток//Электричество. 1987. № 6.



Попов Виктор Иванович — главный научный сотрудник и руководитель НИЛ электромеханики Волжского государственного инженерно-педагогического института (ВГИПИ, Н.Новгород), научный консультант ОАО «Ярославский электромашиностроительный завод». Окончил электротехнический факультет Ереванского политехнического института в 1962 г. Докторскую диссертацию защитил в 1986 г. в МЭИ по электромашинным совмещенным преобразователям энергии. Профессор, член-кор. РАЕН.

Влияние геометрии поперечного сечения катушек обмоток статора на их тепловой режим

Ю.В.СМИРНОВ, канд.техн.наук

Московский ГИУ

Выявлено влияние геометрии паза пакета статора на максимальное превышение температуры обмотки статора. Обосновано, что оптимизация геометрии зубцово-пазовой зоны статора является сложной многофакторной задачей, требующей в каждом частном случае нахождения компромиссного оптимума при варьировании магнитных и теплофизических параметров.

При проектировании электрических машин переменного тока наибольшее внимание обращается на зубцово-пазовую зону статора, которая в значительной мере определяет электромагнитные и тепловые нагрузки машины. Оптимизация пазовой геометрии статора является сложной вариационной задачей, до сих пор не получившей окончательного решения. Изменение геометрии паза статора приводит к изменению геометрии поперечного сечения катушек обмоток статора, причем изменяется характер температурного поля в поперечных сечениях катушек и, в конечном счете, максимальное превышение температуры обмоток статора. Целью предлагаемой работы является анализ влияния геометрии поперечного сечения катушек на тепловой режим обмоток статора и соответствующие рекомендации по оптимизации зубцово-пазовой зоны статора.

В известных работах по оптимизации пазовой геометрии статора не учитывается изменение температурного поля в поперечных сечениях катушек. Так, в [1] проводится оптимизация геометрии паза из условия максимального его заполнения медью при возможности варьирования внутреннего и наружного диаметров пакета статора и предлагаются отношение высоты к ширине паза, равное отношению соответствующих значений суммарной толщины изоляции по высоте и ширине паза. В [2] при заданных значениях внешнего и внутреннего диаметров пакета статора проводится оптимизация пазовой геометрии из условия получения минимальной намагничивающей силы, необходимой для создания заданного магнитного потока в воздушном зазоре. Эта нелинейная задача решается путем кусочно-линейной аппроксимации зависимостей МДС участ-

стков магнитной цепи от их геометрических размеров при предварительно заданном магнитном напряжении воздушного зазора. Такой подход к оптимизации пазовой геометрии достаточно сложен и может быть осуществлен только путем последовательных приближений.

Можно утверждать, что оптимизация пазовой геометрии статора является компромиссной задачей, включающей аспекты магнитного и теплового расчетов. При оптимизации в качестве исходных данных принимаются число пазов статора, размер воздушного зазора, допустимые значения магнитной индукции в зубцах и ярме пакета статора, фазный ток, класс и толщина изоляции обмоточного провода. Для упрощения анализа температурного поля в поперечном сечении катушки принимаем следующие допущения: реальное трапецидальное поперечное сечение катушки заменяем эквивалентным по площади прямоугольным, интенсивность внутренних источников тепла считаем независящей от температуры и равномерной по поперечному сечению катушки: теплопроводность катушки характеризуем эквивалентными коэффициентами теплопроводности по осям температурного поля.

Для грубой оценки влияния геометрии поперечного сечения катушки на ее нагрев можно использовать показатель Π/\sqrt{Q} , где $\Pi = 2(c+h)$ — периметр катушки; $Q = ch$ — площадь поперечного сечения катушки; c и h — ширина и высота катушки. Минимальное значение этого показателя при $h/c = 1$ $\Pi_{\min}/\sqrt{Q} = 4$ в соответствии с чем для относительного значения периметра, а следовательно, и теплоотдающей площади катушки:

$$\frac{\Pi}{\Pi_{\min}} = \frac{S}{S_{\min}} = \frac{1}{2} \frac{1 + \frac{h}{c}}{\sqrt{\frac{h}{c}}} . \quad (1)$$

На рис.1 приведена рассчитанная по выражению (1) зависимость $S/S_{\min}\left(\frac{h}{c}\right)$, которая показывает, что с увеличением отношения h/c теплоотдача от катушки увеличивается и, следовательно, при прочих равных условиях снижается нагрев катушки.

Более детальную оценку влияния геометрии поперечного сечения катушек обмоток

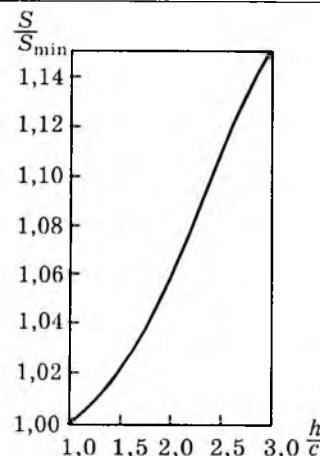


Рис.1.

статора на их тепловой режим можем получить при анализе температурного поля в пазе пакета статора, заменив реальное трапецидальное поперечное сечение паза эквивалентным по площади прямоугольным. На рис.2 представлены кривые распределения температуры в обмоточном пространстве паза по главным осям температурного поля x/c_n и y/h_n , где c_n — среднее значение ширины паза; h_n — высота обмоточного пространства паза. Благодаря одинаковым условиям теплообмена обмотки поперечной оси x/c_n с зубцами пакета статора указанное температурное поле симметрично относительно радиальной оси y/h_n . В общем случае условия теплообмена на граничных поверхностях 1, 2 и 3 обмоточного пространства паза различны.

В [3] приведен расчет температурного поля в поперечном сечении катушки статора, основанный на принципе элементарной суперпозиции, и доказана высокая точность предложенной методики. Распространяя эту

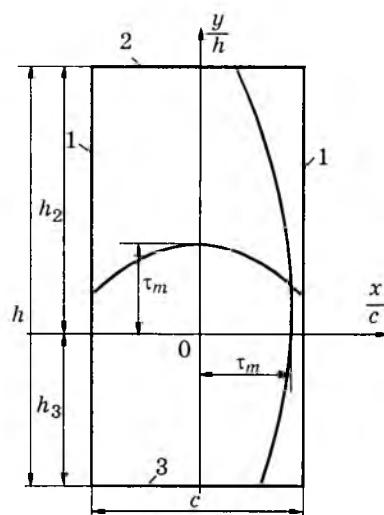


Рис.2.

методику на температурное поле обмоточного пространства паза пакета статора, для максимального превышения температуры в поперечном сечении паза имеем:

$$\tau_m = \frac{qQ_n}{8\lambda_x} \frac{1}{\frac{h_n}{c_n} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_1}} + \frac{1}{4} \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{c_n}{h_n} \left(\frac{h_n}{h_{n2,3}} \right)^2 \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{2,3}}}}, \quad (2)$$

где q — интенсивность внутренних источников тепла в обмоточном пространстве; $Q_n = c_n h_n$ — площадь поперечного сечения обмоточного пространства паза; λ_x и λ_y — эквивалентные коэффициенты теплопроводности обмоточного пространства вдоль осей температурного поля; $h_{n2,3}$ — расстояние между осью x/c_n и граничными поверхностями 2, 3;

$$\frac{h_n}{h_{n2}} = 1 + \sqrt{\frac{1 + \frac{2}{Bi_2}}{1 + \frac{2}{Bi_3}}}; \quad \frac{h_n}{h_{n3}} = 1 + \sqrt{\frac{1 + \frac{2}{Bi_3}}{1 + \frac{2}{Bi_2}}};$$

$$Bi_1 = \frac{\alpha_1 c_n}{2\lambda_x}; \quad Bi_2 = \frac{\alpha_2 h_{n2}}{\lambda_y}; \quad Bi_3 = \frac{\alpha_3 h_{n3}}{\lambda_y}$$

— значения критерия Био на граничных поверхностях 1, 2 и 3; α_1 , α_2 и α_3 — значения коэффициентов теплоотдачи на поверхностях 1, 2 и 3.

Точность теплового расчета зависит не только от совершенства методики, но и от достоверности значений коэффициентов теплопроводности и теплоотдачи. В [4] предложены достаточно точные формулы для определения коэффициентов теплопроводности обмоточного пространства мягких высыпных катушек из провода круглого сечения, причем доказано, что для таких катушек $\lambda_x \approx \lambda_y$. В случае жестких катушек из провода прямоугольного сечения $\lambda_x > \lambda_y$, поскольку в обмотках статора проводники в пазах всегда расположены плашмя, причем в небольших пазах по ширине паза располагается только один проводник, в более широких — два проводника и лишь в отдельных случаях — три проводника [5]. Изолированные проводники прямоугольного сечения поставляются с узкой стороной сечения $a = 0,9 \div 5,5$ мм и с широкой стороной сечения $b = 2,1 \div 14,5$ мм, причем при меньших поперечных сечени-

ях провода $b/a < 8,5$, а при средних соответственно $b/a < 6,5$. Используя методику определения эквивалентных коэффициентов теплопроводности обмотки из прямоугольного провода, предложенную в [6], найдем:

$$\lambda_x = \lambda_u \frac{a(b+\delta) + \delta^2}{\delta(a+\delta)}; \quad (3)$$

$$\lambda_y = \lambda_u \frac{b(a+\delta) + \delta^2}{\delta(b+\delta)}, \quad (4)$$

где λ_u — коэффициент теплопроводности изоляции провода; δ — толщина изоляции провода.

Из (3) и (4) получим:

$$\frac{\lambda_y}{\lambda_x} = \frac{a+\delta}{b+\delta} \frac{b(a+\delta) + \delta^2}{a(b+\delta) + \delta^2} \approx K_\delta \frac{a}{b}, \quad (5)$$

$$\text{где } K_\delta = \left(\frac{1 + \delta/a}{1 + \delta/b} \right)^2.$$

Характер температурного поля в обмотках статора и значения коэффициентов теплоотдачи с поверхности катушек в значительной степени определяются способом вентиляции электромашины. У электромашин малой и средней мощности, имеющих продольную систему вентиляции, наиболее нагретые поперечные сечения катушек находятся в лобовой части катушек. В тоже время в мощных электромашинках с радиальной системой вентиляции наиболее нагретые поперечные сечения катушек располагаются в пазовой части катушек. Из опыта проектирования электромашин при заданной системе вентиляции известно местоположение наиболее нагретой катушки обмотки статора, в которой можно выделить наиболее нагретое и наименее нагретое поперечные сечения, в которых температурный градиент продольной составляющей температурного поля в катушке равен нулю. Для анализа температурного режима катушки достаточно рассмотреть температурное поле на участке между наиболее нагретым и наименее нагретым поперечными сечениями [3]. Расчет продольной составляющей температурного поля в катушке дан в [7], расчет температурного поля в поперечном сечении катушки может быть выполнен по методике, предложенной в [3]. Условия теплообмена по высоте паза статора практически одинаковы, что способствует выравниванию тем-

пературного поля между пазовыми частями катушек при двухслойной обмотке. Поэтому можно рассматривать единое температурное поле обмоточного пространства паза как при однослойной, так и при двухслойной обмотках статора. В [3] доказано, что неравномерность температурного поля в поперечном сечении катушки мало изменяется при варьировании в достаточно широких пределах критериев Bi_2 и Bi_3 относительно базового теплового режима, у которого $Bi_2 = Bi_3$. Это положение можно распространить и на обмоточное пространство паза статора. Критерий Bi_1 характеризует преимущественно габарит электромашины, а критерии Bi_2 и Bi_3 , а также их соотношение определяются в основном системой вентиляции.

Для выявления влияния геометрии паза статора на максимальное превышение температуры обмотки рассмотрим базовый тепловой режим $Bi_2 = Bi_3$, $h_n/h_{n2,3} = 2$ при условии постоянства мощности потерь в обмотках статора $qQ_n = \text{const}$ и неизменной площади поперечного сечения обмоточного пространства паза статора $Q_n = \text{const}$. В соответствии с (2) для относительного значения максимального превышения температуры

$$\frac{\tau_m}{\tau_{m0}} = \frac{\frac{h_{n0}}{c_{n0}} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}}} + \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{c_{n0}}{h_{n0}} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}} \frac{Bi_{10}}{Bi_{10}}} }{\frac{h_n}{c_n} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}} \frac{Bi_{10}}{Bi_1}} + \frac{\lambda_y}{\lambda_x} \frac{c_n}{h_n} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}} \frac{Bi_{10}}{Bi_2}}} , \quad (6)$$

где τ_{m0} — значение максимального превышения температуры при геометрии паза прототипа, определяемого соотношением h_{n0}/c_{n0} ; h_{n0} и c_{n0} — высота и ширина обмоточного пространства паза прототипа, например, серийной электромашины; Bi_{10} и Bi_{20} — значения критериев Био при геометрии паза прототипа.

Введем показатель изменения геометрии паза статора в виде

$$\beta = \frac{h_n}{c_n} \frac{c_{n0}}{h_{n0}}, \quad (7)$$

а также учтем, что $\frac{h_n}{h_{n0}} = \frac{c_{n0}}{c_n} = \sqrt{\beta}$.

Приняв во внимание эти соотношения, из (6) получим:

$$\frac{\tau_m}{\tau_{m0}} = \frac{\frac{h_{n0}}{c_{n0}} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}}} + \frac{\lambda_x}{\lambda_y} \frac{h_{n0}}{c_{n0}} \frac{1}{1 + \frac{2}{Bi_{10}} \alpha_{20}} }{\frac{h_{n0}}{c_{n0}} \frac{\beta}{1 + \frac{2}{Bi_{10}} \sqrt{\beta}} + \frac{\lambda_x}{\lambda_y} \frac{h_{n0}}{c_{n0}} \beta + \frac{2}{Bi_{10}} \frac{\alpha_{10}}{\alpha_{20}} \sqrt{\beta}} . \quad (8)$$

В выражении (8) принято $\alpha_2 = \alpha_{20}$, где α_{20} — коэффициент теплоотдачи с торца обмоточного пространства паза прототипа.

На рис.3 представлены рассчитанные по выражению (8) при $h_{n0}/c_{n0} = 2$ зависимости $\tau_m/\tau_{m0}(\beta)$ для следующих вариантов тепловых режимов обмоточного пространства паза статора: $\lambda_x/\lambda_y = 1$, $\alpha_{10}/\alpha_{20} = 1$, $Bi_{10} = 0,5$ (кривая 1); $\lambda_x/\lambda_y = 1$, $\alpha_{10}/\alpha_{20} = 1$, $Bi_{10} = 1$ (кривая 2); $\lambda_x/\lambda_y = 2$, $\alpha_{10}/\alpha_{20} = 2$, $Bi_{10} = 1$ (кривая 3) и $\lambda_x/\lambda_y = 4$, $\alpha_{10}/\alpha_{20} = 2$, $Bi_{10} = 2$ (кривая 4). Из графиков на рис.3 следует, что с увеличением коэффициента β максимальное превышение температуры существенно снижается, причем применение жестких катушек из провода прямоугольного сечения по сравнению с мягкими вспыльными катушками из провода круглого сечения обеспечивает в этом отношении больший эффект. Можно утверждать что во всех случаях для уменьшения тепловых нагрузок в зубцово-пазовой зоне статора следует стремиться к увеличению отношения h/c катушек обмоток статора и, соответственно, к увеличению отношения h_n/c_n паза пакета статора.

При неизменном уровне тепловой нагрузки в зубцово-пазовой зоне статора ($\tau_m = \text{const}$) увеличение отношения h_n/c_n позволяет

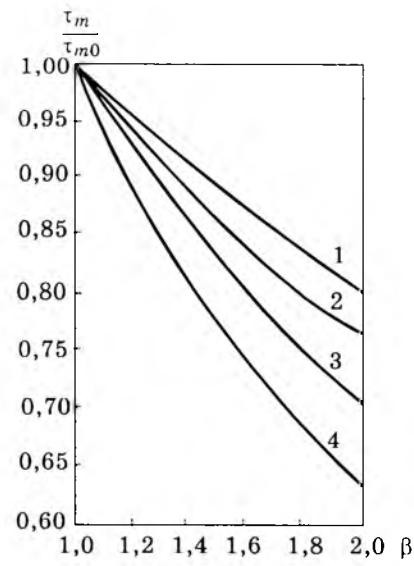


Рис.3.

уменьшить площадь поперечного сечения паза, а также расход обмоточной меди. Рост высоты паза пакета статора позволяет увеличить ширину зубца. Поэтому при той же высоте ярма и том же внутреннем диаметре пакета статора повышается наружный диаметр пакета статора. Однако из условия сохранения магнитного напряжения в зубцах можно уменьшить осевой габарит пакета статора. Поэтому объем пакета статора не увеличивается.

При уменьшении ширины паза пакета статора повышается рассеяние магнитного потока за счет увеличения его поперечной составляющей. В случае асинхронных двигателей это вызывает повышение индуктивного сопротивления рассеяния обмоток статора и снижение значений пускового и максимального врачающих моментов. Этот фактор ограничивает допустимым пределом увеличение отношения h_n/c_n . Поэтому оптимизация геометрии зубцово-пазовой зоны статора представляет собой сложную многофакторную задачу, требующую нахождения компромиссного оптимума при варьировании

магнитных и теплофизических параметров. В каждом конкретном случае эта задача должна решаться индивидуально. В частности, у асинхронных двигателей малой мощности индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора значительно меньше активного сопротивления и ограничение отношения h_n/c_n связано только с технологическими требованиями.

Список литературы

- Артанов С.Г. Определение оптимальных размеров электрических машин//Электротехника. 1966. №3.
- Зайчик В.М. Использование выпуклого программирования для расчета пазовой геометрии асинхронных двигателей//Изв.вузов. Электромеханика. 1970. №6.
- Смирнов Ю.В. Учет неравномерности температурного поля в поперечных сечениях катушек обмоток статора//Электротехника. 1998. №10.
- Смирнов Ю.В. Расчет коэффициентов теплопроводности обмоток статора асинхронных двигателей//Электричество. 1998. №1.
- Жерве Г.К. Обмотки электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1989.
- Готтер Г. Нагревание и охлаждение электрических машин. М.: Госэнергоиздат, 1961.
- Тубис Я.Б., Фанарь М.С., Елин Д.Г. Расчет распределения температуры обмоток асинхронных двигателей//Электротехника. 1989. №3.

Влияние параметров асинхронных машин и характеристик ветродвигателей на динамические свойства ветроэлектрических установок

Р.И. МУСТАФАЕВ, доктор техн.наук, проф., А.Р. ГАШИМОВА, инж.

Определено влияние параметров компенсированной асинхронной машины на динамические свойства ветроэлектрических установок (ВЭУ) с учетом характеристики ветродвигателя для различных значений скорости ветра при работе ВЭУ на электрическую сеть с использованием метода теории планирования эксперимента.

В [1] установлено что, в процессе разгона ВЭУ с асинхронным генератором целесообразно изменять (регулировать) входную координату системы — амплитуду сетевого напряжения. При этом продемонстрировано, что можно практически ликвидировать динамические «выбросы» электромагнитного момента в начальный период разгона и при этом удовлетворить требованию не превышения потерь электроэнергии при разгоне заведомо установленного значения.

В статье поставлена задача определения влияния параметров компенсированной асинхронной машины (r_s , r_r , x_{as} , x_{sr} , x_m), сопротивлений конденсаторных батарей, под-

ключенных к зажимам статора асинхронного генератора (x_C), с учетом характеристики ветродвигателей (коэффициента аэродинамической характеристики) при различных значениях скорости ветра на динамические показатели системы.

Это представляет реальный интерес при проектировании как самих электрических машин, предназначенных для работы с ветродвигателями, так и ветродвигателей, удовлетворяющих требованиям улучшения динамики ВЭУ при их работе на электрическую сеть.

Расчет ведется по схеме, представленной на рис.1. На этой схеме ветродвигатель 1

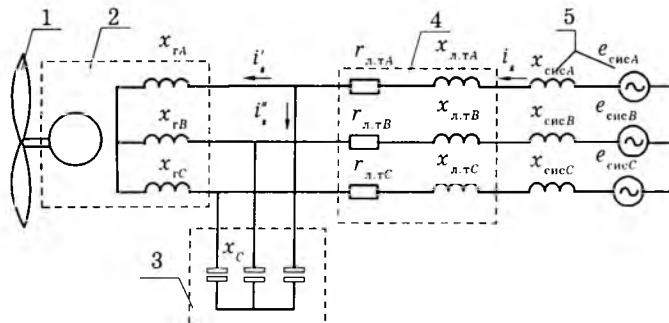


Рис.1. Развернутая электрическая схема присоединения ВЭУ с асинхронным генератором к электрической системе

сочленен с асинхронным генератором 2 ветроэнергетической установки, к зажимам которого подключена батарея статических конденсаторов 3. Через линию электропередачи с трансформатором 4 генератор подсоединен к электрической системе большой мощности 5. Общая система дифференциальных уравнений указанной схемы, записанная в координатах α , β , 0, определяется в соответствии с [2] и представляется в виде:

$$\begin{aligned} p\Psi_{sa} &= u_{sa} - r_s i'_{sa}; \quad p\Psi_{s\beta} = u_{s\beta} - r_s i'_{s\beta}; \\ p\Psi_{r\alpha} &= -\Psi_{r\beta}\omega_r - r_i r_{\alpha}; \quad p\Psi_{r\beta} = \Psi_{r\alpha}\omega_r - r_i r_{\beta}; \\ i'_{sa} &= K'_{as}\Psi_{sa} + K'_{asr}\Psi_{r\alpha}; \quad i'_{s\beta} = K'_{as}\Psi_{s\beta} + K'_{asr}\Psi_{r\beta}; \\ i'_{r\alpha} &= K'_{ar}\Psi_{r\alpha} + K'_{asr}\Psi_{sa}; \quad i'_{r\beta} = K'_{ar}\Psi_{r\beta} + K'_{asr}\Psi_{s\beta}; \\ T_j p\omega_r &= m_{vd} - m_{em}; \quad m_{em} = \Psi_{r\alpha} i'_{r\beta} - \Psi_{r\beta} i'_{r\alpha}. \end{aligned}$$

В линии и трансформаторе

$$\begin{aligned} e_{sa} - u_{sa} &= r_{l.t} i_{sa} + (x_{l.t} + x_{cnc}) pi_{sa}; \\ e_{s\beta} - u_{s\beta} &= r_{l.t} i_{s\beta} + (x_{l.t} + x_{cnc}) pi_{s\beta}; \end{aligned}$$

для конденсаторной батареи

$$pu_{sa} = x_C i''_{sa}; \quad pu_{s\beta} = x_C i''_{s\beta}.$$

При этом, естественно, по закону Кирхгофа должно соблюдаться условие равенства токов в системе:

$$i_{sa} = i'_{sa} + i''_{sa}; \quad i_{s\beta} = i'_{s\beta} + i''_{s\beta},$$

где e_{sa} , $e_{s\beta}$, x_{cnc} — ЭДС и сопротивление электрической системы, к которой подключена ВЭУ; $r_{l.t}$, $x_{l.t}$ — обобщенные активные и индуктивные сопротивления линии и трансформатора; x_C — индуктивное сопротивление конденсаторной батареи.

Для решения этой задачи воспользуемся методами теории планирования эксперимента, эффективность применения которых к задачам электромеханики убедительно продемонстрирована в [3,4].

Рассмотрим процесс разгона агрегата при включении асинхронной машины в сеть и

при наличии ветра, скорость которого в общем случае находится в рабочем диапазоне ее изменения.

В качестве функции цели в этой задаче целесообразно по аналогии с [4] принять: $Y_1 = T_{\text{раз}}$ — время разгона агрегата из неподвижного состояния до режима выдачи энергии в сеть; $Y_2 = m_{\text{эмmax}}$ — наибольший пик момента в процессе разгона; $Y_3 = i_{\text{smax}}$ — наибольшие значения тока статора асинхронной машины в процессе выхода на установленвшееся значение. В качестве факторов, как уже было отмечено, принимаются параметры самой асинхронной машины: $X_1 = r_s$; $X_2 = r_r$, $X_3 = x_{os}$; $X_4 = x_{or}$, $X_5 = x_t$, параметр, характеризующий сопротивление конденсаторной батареи, $X_6 = x_C$, параметр, характеризующий скорость ветра, $X_7 = v$. Таким образом, число факторов — семь, они независимы и измеряемы (определенны).

Для построения матрицы планирования воспользуемся дробным факторным экспериментом (ДФЭ) для семи факторов, содержащим 32 опыта, т.е. ДФЭ 2^{7-2} . Генерирующими соотношениями при этом являются $X_6 = X_1 X_2 X_3 X_4 X_5$ и $X_7 = X_1 X_2 X_3 X_4$. Этот план позволяет раздельно оценить линейные эффекты, парные и тройные взаимодействия.

Анализ полученных результатов и методику проведения исследований целесообразно проиллюстрировать на конкретном примере. В качестве примера принята ВЭУ мощностью 250 кВт с асинхронным генератором, работающим на электрическую сеть. Мощность ветродвигателя $P_{vd} = 250$ кВт при коэффициенте использования ветра $\epsilon = 0,45$, диаметре лопастей $D = 26,4$ м и расчетной скорости ветра, при которой ВЭУ вырабатывает номинальную мощность $v_{pac} = 12$ м/с. С учетом КПД и передаточного числа редуктора номинальный полученный момент на валу генератора составляет $M_n = 2450$ Н·м.

Для уточнения параметров асинхронного генератора, удовлетворяющего необходимым требованиям, исходя из динамики ВЭУ, в качестве базовой принимается серийная асинхронная машина со следующими данными:

Номинальная мощность, кВт	250
Номинальная скорость вращения, об/мин	1000
Номинальное напряжение, В	660/380
Номинальный ток, А	258,8
КПД, %	94

Сосф	0,9
Сопротивление, о.е.	
x_t	4
x_{ss}	0,11
x_{sr}	0,13
r_s	0,021
r_r	0,015
S_{ba} , кВ·А	293,27
M_{ba} , Н·м	2800
I_{ba} , А	264,9
U_{ba} , В	535,8
Инерционная постоянная системы T , рад	1000

На базе номинальных параметров при проведении ПФЭ параметрам придавались следующие интервалы варьирования (о.е.):

$$r_s = 0,0121 \div 0,0364; r_r = 0,00866 \div 0,026;$$

$$x_{ss} = 0,064 \div 0,191; x_{sr} = 0,075 \div 0,225;$$

$$x_t = 2,313 \div 6,94.$$

Сопротивление конденсаторной батареи, которая подключена на каждую фазу по 50 квад, варьируется в интервале $x_C = 1,13 \div 3,39$ о.е. Скорость ветра варьируется в пре-

делах 6—12 м/с.

При различных скоростях ветра для конкретного ветродвигателя с учетом аэродинамической характеристики врачающиеся моменты ветродвигателя определяются полиномами IV степени в зависимости от частоты вращения вала ω_r .

При 6 м/с

$$m_{bd} = -4,577 \cdot \omega_r^4 - 7,29 \cdot \omega_r^3 + 2,319 \cdot \omega_r^2 + 0,579 \cdot \omega_r - 0,004. \quad (1)$$

При 9 м/с

$$m_{bd} = 2,034 \cdot \omega_r^4 - 4,861 \cdot \omega_r^3 + 2,319 \cdot \omega_r^2 + 0,87 \cdot \omega_r - 0,009. \quad (2)$$

При 12 м/с

$$m_{bd} = 1,144 \cdot \omega_r^4 - 3,645 \cdot \omega_r^3 + 2,319 \cdot \omega_r^2 + 1,159 \cdot \omega_r - 0,016. \quad (3)$$

Матрица планирования дробного фактора эксперимента ДФЭ 2^{7-2} представлена в табл.1. Здесь «+» и «-» соответствуют максимальному и минимальному значениям факторов r_s , r_r , x_{ss} , x_{sr} , x_C , v .

№	X_0	X_1	X_2	X_3	X_4	X_5	X_6	X_7	Y_1	Y_2	Y_3
		r_s , о.е.	r_r , о.е.	x_{sr} , о.е.	x_{ss} , о.е.	x_m , о.е.	x_C , о.е.	v	$T_{\text{расп}}$, рад	$m_{\text{миним}}$, о.е.	$i_{\text{ макс}}$, о.е.
1	+	-	-	-	-	-	-	+	1260	1,74	4,83
2	+	+	-	-	-	-	+	-	1480	1,498	5,01
3	+	-	+	-	-	-	+	-	670	1,98	5,1
4	+	+	+	-	-	-	-	+	700	1,83	4,29
5	+	-	-	+	-	-	+	-	1610	0,925	3,29
6	+	+	-	+	-	-	-	+	1580	0,9	2,35
7	+	-	+	+	-	-	-	+	990	1,25	2,42
8	+	+	+	+	-	-	+	-	1150	1,116	2,93
9	+	-	-	-	+	-	+	-	1620	0,858	3,25
10	+	+	-	-	+	-	-	+	1580	0,84	2,31
11	+	-	+	-	+	-	-	+	1150	1,199	2,39
12	+	+	+	-	+	-	+	-	1160	1,076	2,9
13	+	-	-	+	+	-	-	+	1580	0,56	1,65
14	+	+	-	+	+	-	+	-	1990	0,529	2,18
15	+	-	+	+	+	-	+	-	1210	0,78	2,266
16	+	+	+	+	+	-	-	+	1150	0,78	1,34
17	+	-	-	-	-	+	+	+	1340	1,71	5,317
18	+	+	-	-	-	+	+	-	1330	1,6	4,458
19	+	-	+	-	-	+	-	-	590	2,138	4,52
20	+	+	+	-	-	+	+	+	650	1,8	4,726
21	+	-	-	+	-	+	-	-	1630	1,01	2,57
22	+	+	-	+	-	+	+	+	1560	0,9	3,02
23	+	-	+	+	-	+	+	+	1130	1,22	3,07
24	+	+	+	+	-	+	-	-	990	1,238	2,24
25	+	-	-	-	+	+	-	-	1670	0,93	2,41
26	+	+	-	-	+	+	+	+	1600	0,836	2,88
27	+	-	+	-	+	+	+	+	1110	1,1889	2,938
28	+	+	+	-	+	+	+	-	1150	1,17	2,086
29	+	-	-	+	+	+	+	+	1720	0,57	2,31
30	+	+	-	+	+	+	-	-	2000	0,59	1,35
31	+	-	+	+	+	+	-	-	1230	0,885	1,41
32	+	+	+	+	+	+	+	+	1170	0,8	2,016

Таким образом, при указанных в табл.1 значениях факторов, принимающих на концах интервала варьирования максимальные и минимальные значения, в результате решения на ЭВМ полных уравнений компенсированной асинхронной машины с учетом насыщения, а также при учете уравнений трансформатора, линий электропередач и выражений для моментов ветродвигателя при различных скоростях ветра получены функции цели $Y_1 = T_{\text{рас}}(\text{рад})$; $Y_2 = m_{\text{эммах}}$ (о.е.); $Y_3 = i_{s\text{max}}$ (о.е.), значения которых для каждого из 32 опытов приведены в правой части табл.1.

Прежде чем приступить к планированию эксперимента, необходимо убедиться в том, что опыты воспроизводимы.

Для определения дисперсии воспроизводимости были проведены исследования на аналоговой вычислительной машине режима разгона ВЭУ, работающего на электрическую сеть большой мощности с номинальными параметрами асинхронного генератора и номинальной аэродинамической характеристикой ветродвигателя при скорости ветра $v_{\text{рас}} = 12 \text{ м/с}$.

Полученные значения откликов (функций цели) Y_1 ; Y_2 ; Y_3 представлены в табл.2.

Таблица 2

Отклик		
Y_1	Y_2	Y_3
$T_{\text{рас}}$, рад.	$m_{\text{эммах}}$, о.е.	$i_{s\text{max}}$, о.е.
1210	1,2	3,35
1260	1,29	3,28
1280	1,19	3,24
1240	1,25	3,42
1300	1,24	3,2

Оценки однородных дисперсий нескольких серий параллельных опытов можно усреднить и найти величину

$$S_y^2 = \frac{1}{k-1} \sum_{j=1}^k (y_j - \bar{y})^2, \quad (4)$$

называемую оценкой дисперсии воспроизводимости.

Таким образом, дисперсии воспроизводимости для трех функций цели соответственно равны:

$$S_{y1}^2 = S^2(T_{\text{рас}}) = 1220;$$

$$S_{y2}^2 = S^2(m_{\text{эммах}}) = 0,001625;$$

$$S_{y3}^2 = S^2(i_{s\text{max}}) = 0,073.$$

Теперь мы уже можем обоснованно решить три очень важные задачи: найти коэффициенты регрессии, оценить все ли коэффициенты значимы и определить адекватно ли уравнение регрессии.

Определяем коэффициенты полиномов на ЭВМ в соответствии с выражением [4]. Для полиномов Y_1 , Y_2 и Y_3 они приведены в табл. 3—5. Затем приступаем к анализу полученных данных, т.е. определяем значимость коэффициентов.

Оценка значимости коэффициентов производится с помощью критерия Стьюдента. Значимость коэффициентов полиномов определяется по условию:

$$\begin{aligned} |a_i| &> t_Y S(T) = 43,42; \\ |b_i| &> t_Y S(m) = 0,05; \\ |c_i| &> t_Y S(i_s) = 0,106, \end{aligned} \quad (5)$$

где $t_Y = 2,78$ при 95% доверительной вероятности и $f_{cb} = 4$ из [4].

Значимые коэффициенты в табл. 3—5 обозначены «*».

Адекватность полиномов после отсея незначимых коэффициентов проверялась по критерию Фишера. Дисперсия адекватности определяется по соотношению:

$$S_{\text{ад}}^2 = \frac{\sum_{n=1}^N (\bar{y} - \hat{y})^2}{f_{\text{ад}}}. \quad (6)$$

Число степеней свободы

$$f_{\text{ад}_a} = f_{\text{ад}_b} = 27; f_{\text{ад}_c} = 26,$$

т.е. определяется как число различных планов опытов N , уменьшенное на число определяемых по плановым опытам коэффициентов l .

Вычисляем оценку дисперсии адекватности для полиномов Y_1 , Y_2 , Y_3

$$S_{\text{ад}_{Y1}}^2 = 3223,55; S_{\text{ад}_{Y2}}^2 = 0,0009865; S_{\text{ад}_{Y3}}^2 = 0,02847.$$

Критерий Фишера

$$F = -\frac{S_{\text{ад}}^2}{S_Y^2}. \quad (7)$$

Соответственно для полиномов Y_1 , Y_2 , Y_3

$$F_1 = 2,6; F_2 = 0,6; F_3 = 3,9,$$

что меньше соответствующего табличного значения $F_{\text{таб}} = 4,2$ при 95% доверительной вероятности. Все полиномы оказались адекватными.

Таблица 3

a_0^*	a_1	a_2^*	a_3^*	a_4^*	a_5	a_6	a_7	a_{12}	a_{13}	a_{14}	a_{15}	a_{23}	a_{24}
1310	14,38	-290,63	113,13	146,25	2,5	11,875	-33,13	-12,5	0	0,63	-10,63	1,25	18,13

a_{25}	a_{34}^*	a_{35}	a_{45}	a_{123}	a_{124}	a_{125}	a_{134}	a_{135}	a_{145}	a_{234}	a_{235}	a_{245}	a_{345}
-8,13	-54,375	9,375	10	-10,625	-11,25	-5	22,5	1,25	19,375	-38,75	2,5	-5,63	0,63

Таблица 4

b_0^*	b_1	b_2^*	b_3^*	b_4^*	b_5	b_6	b_7	b_{12}	b_{13}	b_{14}	b_{15}	b_{23}	b_{24}
1,119	0,042	0,1436	-0,25675	-0,284	0,0204	-0,02725	-0,007	-0,005	0,023	0,021	0,002	-0,013	-0,005

b_{25}	b_{34}^*	b_{35}	b_{45}	b_{123}	b_{124}	b_{125}	b_{134}	b_{135}	b_{145}	b_{234}	b_{235}	b_{245}	b_{345}
0,0028	0,0976	0,001	0,0014	0,005	0,0014	0,0001	-0,014	0,00225	-0,0025	-0,00049	-0,00106	0,00156	0,00143

Таблица 5

c_0^*	c_1^*	c_2	c_3^*	c_4^*	c_5	c_6^*	c_7	c_{12}	c_{13}	c_{14}	c_{15}	c_{23}	c_{24}
2,9796	-0,114	-0,083	-0,715	-0,755	-0,038	0,322	-0,0059	0,009	0,0147	0,012	0,0034	0,0203	0,019

c_{25}	c_{34}^*	c_{35}	c_{45}	c_{123}	c_{124}	c_{125}	c_{134}	c_{135}	c_{145}	c_{234}	c_{235}	c_{245}	c_{345}
-0,004	0,2984	0,014	-0,0109	-0,0009	0,0028	-0,013	-0,0103	0,0128	-0,0022	-0,0159	0,002	0,006	0,003

Получив выражение для кодированных факторов, можно перейти к записи полиномов в натуральных величинах:

$$T_{\text{рас}} = 1310 - 290,625 \cdot r_r + 113,125 \cdot x_{ss} + 146,25 \cdot x_{sr} - 54,375 \cdot x_{ss}x_{sr};$$

$$m_{\text{эм, max}} = 1,119 + 0,1436 \cdot r_r - 0,257 \cdot x_{ss} - 0,284 \cdot x_{sr} + 0,097 \cdot x_{ss}x_{sr};$$

$$i_{\text{smax}} = 2,97 - 0,114 \cdot r_s - 0,715 \cdot x_{ss} - 0,755 \cdot x_{sr} + 0,322 \cdot x_c + 0,2984 \cdot x_{ss}x_{sr}.$$

Анализ полученных полиномов позволяет сделать следующие выводы. На время разгона $T_{\text{рас}}$ (полином Y_1), как и следовало ожидать, существенное влияние оказывают активное сопротивление ротора r_r (коэффициент $a_2 = -290,625$), сопротивления рассеяния статора x_{ss} (коэффициент $a_3 = 113,125$), ротора x_{sr} (коэффициент $a_4 = 146,25$). Но

помимо этого, на это время в какой-то меньшей степени оказывают влияние сопротивление конденсатора x_C (коэффициент $a_6 = 11,875$) и скорость ветра v (коэффициент $a_7 = -33,125$). Кроме этого, существенное влияние оказывают также парные взаимодействия сопротивления рассеяния статора x_{ss} и ротора x_{sr} ($a_{34} = -54,375$).

На «пик» момента $m_{\text{эм, max}}$ (целевая функция Y_2) в большей степени оказывают влияние активное сопротивление ротора r_r ($b_2 = 0,1436$), сопротивление рассеяния статора x_{ss} ($b_3 = -0,25675$) и ротора x_{sr} ($b_4 = -0,284$), в меньшей степени парные взаимодействия сопротивления рассеяния статора x_{ss} и ротора x_{sr} ($b_{34} = 0,0976$), а также в какой-то степени слабо влияют активное сопротивление статора r_s ($b_1 = 0,042$), сопротивление конденсатора x_C ($b_6 = -0,02725$) и парные взаимодействия — активное сопро-

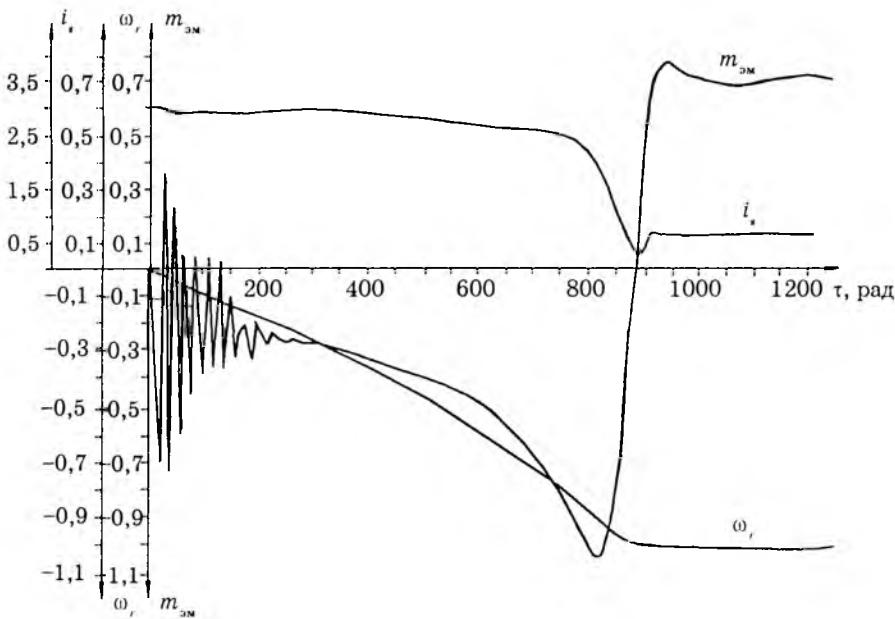


Рис.2. Оциллограмма пуска ВЭУ с АМ, параметры которой соответствуют оптимальной динамике

тивление статора r_s и сопротивления рассеяния статора x_{ss} ($b_{13} = 0,02256$). Интересно отметить, что коэффициенты b_6 и b_7 , учитывающие влияние сопротивления конденсатора и скорости ветра, остаются за чертой значимости, т.е. практически эти факторы не влияют на указанную функцию цели.

Влиянию этих факторов на полином Y_3 , характеризующий значение максимального тока, определяется следующим образом: наиболее существенное влияние оказывают сопротивления рассеяния статора x_{ss} ($c_3 = -0,7153$), ротора x_{sr} ($c_4 = -0,75531$), активное сопротивление статора r_s ($c_1 = -0,114$), сопротивление конденсаторных батарей x_C ($c_6 = 0,322187$), а также парные взаимодействия сопротивления рассеяния статора и ротора x_{ss}, x_{sr} ($c_{34} = 0,2984$).

Однако, исследование и анализ каждого из полиномов Y_1 ; Y_2 и Y_3 , принятых за функции цели, хотя и дает определенную информацию, но не может привести к окончательным выводам по выработке требований к проектированию электрических машин и ветродвигателей, исходя из приемлемой динамики, так как последняя определяется оптимальным сочетанием всех трех параметров, т.е. является многокритериальной функцией. Отметим, что, не вдаваясь в подробности математической интерпретации оптимизации многокритериальной функции, со-

поставительный анализ результатов проведенных опытов (табл.1) позволяет даже на данном этапе исследований выделить опыт, дающий одновременно по трем функциям приемлемый результат, — это 12-й опыт, осциллограмма которого приведена на рис.2, со следующими значениями полученных функций цели $T_{\text{раз}} = 1160$ рад, $m_{\text{эмmax}} = 1,076$ и $i_{\text{smax}} = 2,9$. Этому соответствуют максимальные значения r_s, r_r, x_{sr}, x_C при минимуме x_{ss}, x_m асинхронной машины при скорости ветра $v = 6$ м/с.

Таким образом, совершенно отчетливо продемонстрированы преимущества применения методов планирования эксперимента к таким сложным объектам, как ВЭУ, с целью выяснения влияния как характеристик электрических машин, так и характеристик ветродвигателей в сочетании со значением возмущающего фактора — скорости ветра на динамические свойства системы.

Список литературы

1. Мустафаев Р.И. Пуск и управление ВЭУ с асинхронным генератором, работающим на электрическую сеть//Электротехника. 1990. №5.
2. Мустафаев Р.И. Об универсальной структуре математической модели электрических машин//Изв. вузов. Электромеханика. 1989. №4.
3. Копылов И.П., Ильинский Н.Ф., Кузнецов Н.Л. О применении методов планирования эксперимента к задачам анализа и синтеза электрических машин//Электричество. 1970. №2.
4. Ивоботенко Б.А., Ильинский Н.Ф., Копылов И.П. Планирование эксперимента в электромеханике. М.: Энергия, 1975.

Мустафаев Рауф Исмаил оглы — заместитель директора по науке Азербайджанского института энергетики и энергетического проектирования. Окончил электроэнергетический факультет МИИСП в 1964 г. Докторскую диссертацию на тему «Динамические характеристики электромеханических преобразователей ВЭУ, работающих на электрическую сеть», защитил в 1990 г. в МЭИ. Профессор, чл.-кор. Инженерной академии.

Гашимова Ашура Рза кызы — старший преподаватель Азербайджанского индустриального института. Окончила АзИНЕФТЕХИМ в 1974 г.

Прогнозирование долговечности подшипниковых узлов асинхронных двигателей

В.А.БУТОРИН, канд.техн.наук

Челябинский ГАУ

Получено теоретическое выражение функции плотности распределения ресурса деталей подшипниковых узлов электродвигателей. Для реализации этого выражения необходимо путем проведения стендовых испытаний определить параметры распределения начальной скорости изнашивания деталей подшипниковых узлов и разность между средними значениями предельной и начальной скоростями изнашивания этих деталей. Для удобства пользования полученным теоретическим выражением его можно аппроксимировать трехпараметрическим законом Вейбулла.

Исследованиями установлено, что скорость изнашивания многих деталей возрастает по мере увеличения зазора сопряжений этих деталей [1,2]. Применительно к деталям подшипниковых узлов электродвигателей данное явление объясняется ростом эксцентричности ротора в расточке статора в процессе эксплуатации. Нарастание эксцентричности по мере износа подшипниковых узлов электродвигателей приводит к увеличению силы одностороннего магнитного притяжения, действующей на эти узлы, а следовательно, к увеличению скорости их изнашивания [3,4]. Отсюда следует, что процесс износа протекает с некоторым ускорением

$$a = \frac{d^2S}{dt^2},$$

где S — зазор (износ) сопряжений деталей; t — наработка деталей.

После некоторых допущений, не оказывающих практического влияния на конечные результаты, и преобразований, получим выражение по определению ресурса деталей подшипниковых узлов электродвигателей [2]:

$$T = \frac{S_n - S_0}{v_n - v_0} \ln \frac{v_n}{v_0}, \quad (1)$$

где S_n , S_0 — предельный и первоначальный зазоры сопряжений деталей; v_n , v_0 — конечная, соответствующая предельному зазору, и начальная, соответствующая первоначальному зазору, скорости изнашивания деталей.

Величины S_n и S_0 для каждого типоразмера электродвигателей имеют известные значения. Разность между средними значениями скоростей v_n и v_0 будет вполне определенной величиной, зависящей от разности

S_n и S_0 . Обозначив $S_n - S_0 = \Delta S$, $v_n - v_0 = K_v$, выражение (1) можно записать в следующем виде:

$$T = \frac{\Delta S}{K_v} \ln \frac{v_0 + K_v}{v_0}. \quad (2)$$

Значения ΔS и K_v для каждого типоразмера электродвигателей имеют постоянные значения, вследствие этого ресурс деталей подшипниковых узлов электродвигателей является функцией одной случайной величины v_0 . Поэтому функцию плотности распределения ресурса деталей этих узлов можно найти, использовав зависимость [5]

$$\phi(T) = f[\Psi(T)] |\Psi'(T)|, \quad (3)$$

где $f[\Psi(T)]$ — функция плотности распределения скорости изнашивания; $|\Psi'(T)|$ — абсолютное значение первой производной скорости изнашивания.

Наиболее удобным способом определения скорости изнашивания деталей являются стендовые испытания. Проведенные нами исследования показывают, что начальная скорость изнашивания деталей подшипниковых узлов электродвигателей распределена по нормальному закону. Используя выражение (3), после соответствующих преобразований зависимости (2), получаем:

$$\begin{aligned} \phi(T) = & \frac{K_v^2}{\sqrt{2\pi\Delta S}\sigma_{v_0} \left(e^{\frac{K_v T}{2\Delta S}} - e^{-\frac{K_v T}{2\Delta S}} \right)^2} \times \\ & \times \exp \left[-\frac{1}{2\sigma_{v_0}^2} \left(\frac{K_v}{e^{\frac{-K_v T}{\Delta S}} - 1} - \bar{v}_0 \right)^2 \right], \end{aligned} \quad (4)$$

где \bar{v}_0 и σ_{v_0} — математическое ожидание и среднеквадратическое отклонение начальной скорости изнашивания.

Ввиду того, что теоретическое выражение [4] не имеет своих параметров, для удобства нахождения ресурса его необходимо аппроксимировать известным законом распределения. Анализ полученной теоретической функции распределения показывает, что она имеет положительную асимметрию, т.е. значение математического ожидания ресурса больше значения ресурса, соответствующего mode распределения. Полученное теоретическое распределение по виду напоминает трехпараметрический закон Вейбулла. Многочисленными исследованиями доказано удобство использования данного закона для аппроксимации распределений ресурсов деталей (в частности подшипников).

В заключение можно сказать следующее. Для определения параметров распределения ресурса деталей подшипниковых узлов электродвигателей необходимо по результатам стендовых испытаний найти параметры рас-

пределения начальной скорости изнашивания (\bar{v}_0 и σ_{v_0}) и параметр K_v . Затем с помощью выражения (4) получить теоретическую функцию плотности распределения ресурса. После этого, используя правила математической статистики, аппроксимировать теоретическую функцию трехпараметрическим законом Вейбулла.

Список литературы

1. Тартаковский Н.Б. К расчету деталей машин на износ//Износ и антифрикционные свойства материалов. М.: Наука, 1968. С.114—123.
2. Буторин В.А. Теоретические предпосылки расчета ресурса элементов подшипниковых узлов асинхронных электродвигателей по результатам стендовых испытаний//Тр. ЧИМЭСХ. 1978. Вып.143. С.11—13.
3. Воскресенский А.П. Одностороннее магнитное притяжение в асинхронных электродвигателях//Вестник электромашиностроения. 1958. №4. С.14—16.
4. Пястолов А.А., Буторин В.А. Влияние силы одностороннего магнитного притяжения на надежность подшипниковых узлов электродвигателей//Тр. ЧИМЭСХ. 1976. Вып.111. С.13—16.
5. Венцель Е.С. Теория вероятностей. М.: Наука, 1969. С.576.

ТРАНСФОРМАТОРЫ

Стержневой трансформатор с плавным регулированием внешних характеристик

В.А.АЛЕХИН,

Воронежский ГТУ

Для сварки на переменном токе основными источниками питания являются сварочные трансформаторы. При питании дуги переменным синусоидальным током при переходе тока через нуль в горении дуги наступают кратковременные перерывы, что снижает устойчивость горения сварочной дуги. При наличии в цепи дуги индуктивного сопротивления время перерывов в ее горении значительно снижается за счет сдвига фаз между током и напряжением источника питания, поэтому наличие индуктивности в сварочной цепи обязательно во всех источниках, работающих от сети переменного тока промышленной частоты.

При осуществлении ручной дуговой сварки необходимо иметь источник питания с ре-

гулируемой крутопадающей характеристикой.

Трансформаторы с регулируемой крутопадающей характеристикой делятся на две группы:

1. **Трансформаторы с нормальным магнитным рассеянием и отдельной реактивной обмоткой** (реактором). Реактор подключается к вторичной обмотке последовательно со сварочной цепью и предназначен для регулировки тока сварочной дуги путем изменения его индуктивности переключением числа витков обмотки или изменением воздушного зазора в магнитной цепи.

2. **Трансформаторы с увеличенным магнитным рассеянием.** Как правило, магнитопровод этих трансформаторов стержневой. Повышенное магнитное рассеяние достига-

ется различными способами:

— регулированием расстояния между первичной и вторичной обмотками вдоль стержней сердечника;

— использованием магнитных шунтов — подвижных и неподвижных;

— расположением первичной и вторичной обмоток на противоположных стержнях сердечника.

Рассмотрим более подробно последний способ, так как он используется в конструкции трансформатора, предлагаемой автором.

Такой способ позволяет получить трансформатор с напряжением короткого замыкания 60—80% и даже больше [1].

Известен трансформатор для дуговой сварки и резки металлов, первичная и вторичная обмотки которого расположены на разных стержнях [2]. При таком расположении обмоток достигается максимально возможное значение индуктивного сопротивления трансформатора

$$X_t = \omega w^2 / R_m, \quad (1)$$

где R_m — сопротивление цепи на пути магнитных потоков рассеяния; ω — угловая частота переменного тока; w — число витков вторичной обмотки.

При неизменной частоте питающей сети индуктивное сопротивление трансформатора можно регулировать изменением сопротивления на пути потоков рассеяния, а также одновременным изменением числа витков вторичной и первичной обмоток без изменения коэффициента трансформации, что делается путем переключения обмоток трансформатора с параллельного соединения на последовательное. В результате такого переключения можно получить два диапазона сварочных токов: большие и малые с отношением 4:1 (теоретически, реально несколько меньше, см.табл.2, трансформатор ТС-300).

Изменение сопротивления на пути потоков рассеяния в трансформаторе [2] осуществляется за счет применения дополнительной обмотки, намотанной вокруг трансформатора. Подключение ее последовательно со вторичной обмоткой согласно или встречно, а также ее отключение используются для ступенчатой регулировки сварочного тока при незначительном изменении напряжения холостого хода (3—5 В). Плавное изменение тока осуществляется путем намотки сварочного кабеля поверх кожуха трансформатора,

изготовленного из изоляционного материала. Эффективность регулирования тока путем навивки кабеля на кожух весьма мала.

Подобную конструкцию имеет малогабаритный трансформатор ТСМ-250 для ручной дуговой сварки в монтажных условиях. К сожалению, данных по КПД и сопротивлению трансформатору автору найти не удалось, но можно предположить, что они не велики по сравнению с другими распространенными трансформаторами типа ТСН-350, СТН-700, СТШ-500 и др. Краткую информацию о конструкции трансформатора ТСМ-250 можно найти в [3, с.348—349].

В настоящей статье дается описание нескольких другого принципа регулировки сварочного тока в трансформаторах подобного типа. Вместо дополнительной обмотки, предназначенной для ступенчатой регулировки тока, предлагается использовать объемный короткозамкнутый виток из материала с низким удельным сопротивлением: из алюминия. Высота объемного витка равна высоте обмоток. Объемный виток имеет одну степень свободы — возможность перемещения по высоте относительно первичной и вторичной обмоток трансформатора с последующей фиксацией положения. Изменяя положение объемного витка относительно обмоток, можно регулировать связь между ними, тем самым изменять индуктивность рассеяния и, как следствие, крутизну внешней характеристики источника питания. При выведенном витке ток нагрузки минимальный, при надвинутом — максимальный.

Принцип работы трансформаторов, в том числе и с короткозамкнутым витком, предлагаемых автором, можно объяснить, применив закон Ленца. Для наглядности рассуждений используем схему трансформатора, изображенную на рис.1, где показаны направления токов и магнитных потоков.

Переменное первичное поле индуцирует в объемном витке разность потенциалов по той же причине, по которой разность потенциалов индуцируется во вторичной обмотке. Поскольку объемный виток замкнут, то по нему циркулирует ток $I_{o.b}$, направление которого перпендикулярно направлению магнитных потоков, вызывающих этот ток, т.е. ток циркулирует вдоль витка. Ток объемного витка сам становится причиной возникновения вторичного магнитного поля. Согласно закону Ленца направление вторич-

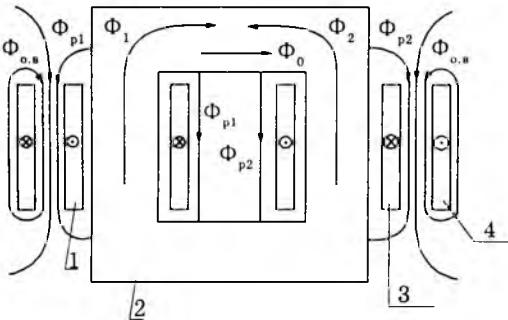


Рис.1. Картина магнитного поля рассеяния трансформатора:

1 — первичная обмотка; 2 — магнитопровод; 3 — вторичная обмотка; 4 — объемный короткозамкнутый виток; F_1 и F_2 — магнитные потоки от намагничивающих сил первичной и вторичной обмоток соответственно; F_0 — результирующий поток в сердечнике; F_{p1} и F_{p2} — потоки рассеяния первичной и вторичной обмоток соответственно; $F_{o.v}$ — магнитный поток от тока объемного витка

ногого магнитного поля всегда противоположно направлению первичного поля, что частично и компенсирует его.

Согласно тому же закону ЭДС индукции, вызывающая ток в замкнутом объемном витке, противодействует происходящему изменению магнитного потока рассеяния Φ_{p1} и Φ_{p2} , так как объемный короткозамкнутый виток расположен в зоне действия этих потоков.

Направление тока в короткозамкнутом витке можно определить и по правилу трех пальцев правой руки или по правилу «Буравчика» с правой нарезкой, использовав тот же закон Ленца. В схеме на рис.1 видно, что направления линий магнитного потока $\Phi_{o.v}$ от наведенного тока $I_{o.v}$ в короткозамкнутом витке с внешней стороны противоположны направлению потоков рассеяния Φ_{p1} первичной обмотки и Φ_{p2} вторичной обмотки. Направление потока $\Phi_{o.v}$ внутри короткозамкнутого витка находится в фазе с этими потоками, т.е. происходит сгущение силовых линий в пространстве между объемным витком и обмотками, образно говоря, магнитное поле как бы загоняется обратно в обмотки и сердечник трансформатора.

Реальная картина поля рассеяния трансформатора с концентрическими обмотками [1, рис.4—1] дает основания для вывода о том, что происходит концентрация потока рассеяния в объеме, заключенном между обмотками и объемным витком, следовательно, уменьшается площадь сечения потока рассеяния, которая как параметр входит в формулу магнитного сопротивления R_m , в

свою очередь входящего в формулу расчета реактивного сопротивления X_t (1),

$$R_m = l / (\mu_0 \mu S), \quad (2)$$

где l — длина силовых линий потока рассеяния, м; $\mu_0 = 4 \cdot 10^{-7}$ Гн/м; μ — магнитная проницаемость воздуха; S — сечение потока рассеяния, м^2 .

Если происходит уменьшение сечения потока рассеяния, то магнитное сопротивление возрастает, следовательно, реактивное сопротивление трансформатора уменьшается.

Таким образом, происходит шунтирование магнитных потоков рассеяния трансформатора за счет циркуляции тока $I_{o.v}$ по объемному витку, вызываемому теми же потоками, и это в конечном итоге приводит к уменьшению индуктивного сопротивления трансформатора, однако, его значение имеет ограничение по минимуму, т.е. даже при полностью надетом объемном витке сопротивление не может быть меньше определенного значения, так как этот виток имеет форму вытянутой петли и часть магнитных потоков Φ_{p1} и Φ_{p2} , сосредоточенных в области окна магнитопровода, не вносит заметного вклада в циркуляцию тока $I_{o.v}$ в объемном витке из-за большого расстояния до объемного витка. Объяснение роста напряжения XX при опускании объемного витка простое: уменьшение индуктивного сопротивления рассеяния трансформатора, которое включено последовательно с первичной обмоткой, вызывает снижение реактивной ЭДС, вследствие чего действующая ЭДС в первичной обмотке увеличивается.

Можно сказать, что циркулирующий в короткозамкнутом витке ток $I_{o.v}$ уменьшает потоки рассеяния обмоток трансформатора и, как следствие, изменяет потоки в стержнях магнитопровода, однако любое ослабление потока Φ_1 или усиление потока Φ_2 вызовет увеличение намагничивающего тока I_1 в первичной обмотке, которое трансформируется во вторичную обмотку, подключенную к нагрузке R_n . При изменении положения объемного короткозамкнутого витка изменяется значение магнитного потока, пронизывающего его тело, следовательно, меняется и ток $I_{o.v}$, циркулирующий в нем. При полностью надетом витке ток максимальный. Так как сопротивление витка не равно нулю, то при циркуляции в нем тока $I_{o.v}$ происходит рассеяние энергии в виде тепла.

Таким образом, в объемном витке возникают активные потери, что снижает КПД устройства. Потери энергии в объемном витке пропорциональны квадрату тока, протекающему по нему, и его активному сопротивлению. С увеличением тока нагрузки трансформатора магнитные потоки рассеяния возрастают, следовательно, увеличивается и ток в объемном короткозамкнутом витке. Так как полностью устраниТЬ потери в объемном витке невозможно, то возникает компромиссная задача: допустить незначительное снижение КПД при использовании приемлемых габаритов объемного витка.

В принципе задача должна сводиться к определению тока $I_{o.b}$, циркулирующего в объемном витке, а затем уже по допустимым активным потерям рассчитывается его сопротивление и далее определяется сечение тела витка исходя из габаритов трансформатора и материала витка. Однако точный расчет индуктивности рассеяния трансформатора с обмотками на разных стержнях представляет значительные трудности [1, с.234], не говоря уже о трансформаторе с объемным витком.

Для проведения эксперимента был изготовлен сварочный трансформатор (рис.2). Мощность трансформатора выбиралась ис-

ходя из существующих режимов сварки для электродов диаметром 3—5 мм, чтобы проверить его в реальных условиях на легкость возбуждения дуги и ее стабильность в процессе сварки. Габаритные размеры сердечника: сечение 80×60 мм, высота стержней 200 мм, длина ярма 250 мм. Данные обмоток: первичная — 230 витков, сечение медного провода 2×7 мм, активное сопротивление (расчетное) 0,1 Ом; вторичная — 60 витков, сечение провода 5×12 мм, активное сопротивление (расчетное) 0,007 Ом, высота катушек 180 мм. Масса сердечника 34 кг. Масса трансформатора 50 кг (без объемного витка).

В экспериментальном трансформаторе объемный виток изготовлен из алюминиевой шины и представляет собой форму вытянутой петли, охватывающей трансформатор. Зазор между катушками и витком составляет 10—15 мм. Длина объемного витка, измеренная по внутреннему периметру, равна 800 мм. Высота витка равна длине катушек обмоток и составляет 180 мм. Толщина шины, из которой изготовлен виток, 16 мм. Активное сопротивление такого витка 6,2 мкОм при 24°C, масса около 7 кг.

Для исследования внешних характеристик трансформатора использовался метод вольт-амперметра. Сначала измерялись режимы ХХ и КЗ. Затем снимались значения промежуточных точек путем нагружения вторичной обмотки активными сопротивлениями при определенном положении объемного витка. Для нахождения потерь контролировались напряжение и ток в первичной цепи.

Ток $I_{o.b}$, циркулирующий в объемном витке, определялся косвенным методом. Для этого объемный виток заменялся однослойной обмоткой из покрытой изоляцией алюминиевой шины. Число витков 14. Сечение и форма обмотки аналогичны объемному витку.

Выходы этой обмотки подключались к трансформатору тока 2000/5 А, 3 кл., нагруженому на амперметр электромагнитной системы с пределом 5 А. Измеренное значение тока $I_{изм}$ пересчитывалось в ток объемного витка.

Действительно, из уравнения намагничивающих сил следует, что

$$I_{o.b} \cdot 1 = I_{изм} \cdot 14. \quad (3)$$

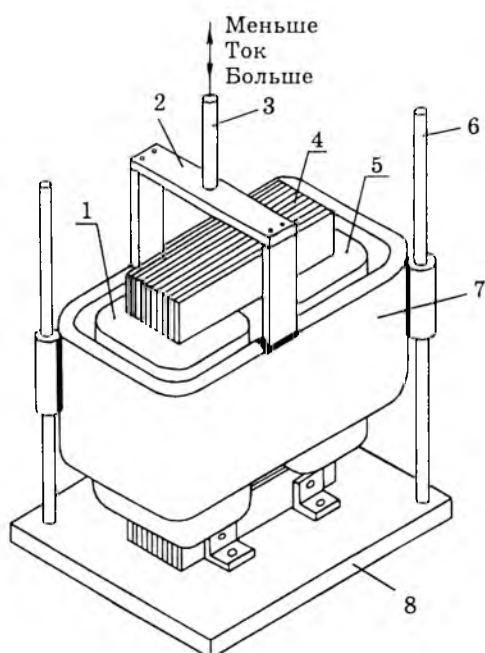


Рис.2. Вариант конструкции регулируемого трансформатора:

1 — первичная обмотка; 2 — перемычка изоляционная; 3 — тяга от механизма перемещения объемного витка; 4 — магнитопровод; 5 — вторичная обмотка; 6 — направляющая; 7 — объемный виток; 8 — основание (текстолит)

Такая эквивалентная замена применяется при проведении расчетов полей колец и катушек, однако следует заметить, что в случае с трансформатором это верно с некоторой степенью приближения из-за возникновения вихревых токов, возникающих в массивном объемном витке за счет наличия поперечной составляющей магнитного потока.

Результаты электрических испытаний и расчеты сведены в табл.1 и приведены на графике семейства внешних характеристик (рис.3).

Для более полной оценки устройства необходимо привести данные по его КПД и потерям в обмотках и объемном витке.

Если P_2 — отдаваемая трансформатором мощность, Вт, ΣP — сумма потерь в трансформаторе, Вт, то КПД (%)

$$\eta = \frac{P_2}{P_2 + \Sigma P} \cdot 100. \quad (4)$$

Потери в трансформаторе слагаются из потерь в стали сердечника P_c , дополнительных потерь P_d , потерь в обмотках P_{o1} , P_{o2} (первой и второй) и в объемном витке $P_{o.v}$:

$$\Sigma P = P_c + P_d + P_{o1} + P_{o2} + P_{o.v}. \quad (5)$$

Так как потери в стали мало зависят от нагрузки (от режима ХХ до полной нагрузки потери уменьшаются на 5—8%), то обычно принимают

$$P_c = \text{const}. \quad (6)$$

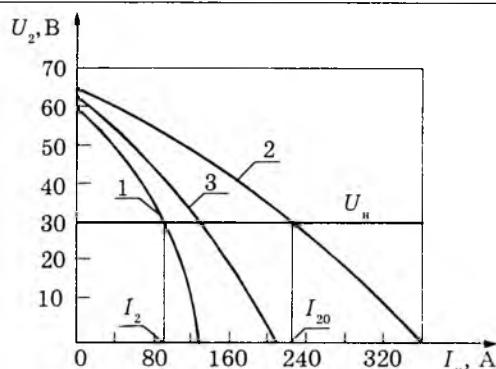


Рис.3. Внешние вольт-амперные характеристики трансформатора с объемным витком:

1 — объемный виток поднят; 2 — объемный виток полностью опущен; 3 — промежуточное положение объемного витка ($I_{20} = 226$ А, $I_2 = 96$ А при $U_2 = 30$ В)

Удельные потери для электротехнической стали марки Э43 на частоте 50 Гц при индукции $B_m = 1$ Тл [5, табл.2—1]

$$p_c = 1,25 \text{ Вт/кг}, \quad (7)$$

тогда

$$P_c = p_c m = 1,25 \cdot 34 = 42,5 \text{ Вт}, \quad (8)$$

где m — масса сердечника, кг.

Кроме того, необходимо учесть дополнительные потери, составляющие 10—50% P_c . Берем максимальное значение, тогда

$$P_d = P_c / 2 = 42,5 / 2 = 21 \text{ Вт}. \quad (9)$$

Потери в обмотках рассчитываются по формуле

$$P = I^2 / r, \quad (10)$$

Таблица 1

I_1 , А	S , В·А	U_2 , В	I_2 , А	P_a^1 , Вт	$I_{o.v}$, А	$P_{o.v}$, Вт	КПД, %	$\cos \varphi$	Режим измерений ($U_1=230$ В)
3,5	850	60	0	64,7	0	0	—	~0	ХХ без витка
3,7	851	65	0	64,8	44	0,01	—	~0	ХХ с витком
32,2	7415	0	122	264,9	0	0	—	0,02	КЗ без витка
96,0	22080	0	358	1881,9	18224	2059	—	0,17	КЗ с витком
30,5	7015	14	113	245,8	0	0	86,5	0,26	$R_h=0,12$ Ом без витка
60,3	13870	29	226	784,0	11505	820	80,3	0,59	$R_h=0,12$ Ом с витком
26,0	5980	30	95	194,1	0	0	93,6	0,51	$R_h=0,31$ Ом без витка
34,9	8030	44	128	300,0	6516	263	90,9	0,77	$R_h=0,34$ Ом с витком
3,6	828	63	0	0	*	*	—	—	ХХ, среднее положение
35,0	8050	30	130	118,3	*	*	—	—	$R_h=0,23$ Ом, среднее положение
50,9	11700	0	192	258,0	*	*	—	—	КЗ, среднее положение

* Измерения не проводились.

¹ Сумма активных потерь в обмотках и сердечнике.

где I — ток в обмотке или объемном витке, А; r — активное сопротивление обмотки, объемного витка, Ом.

Например, определим потери ХХ без объемного витка

$$P_{XX} = P_c + P_d + P_{\phi} = 42,5 + 21 + 1,22 = 64,72 \text{ Вт}, \quad (11)$$

что составляет

$$\frac{P_{XX}}{S_n} \cdot 100\% = \frac{64,72}{5980} \cdot 100 = 1,1\%. \quad (12)$$

Это значение хорошо согласуется с ориентировочными данными, приведенными в [4, табл.12—2]:

при $S_n = 5 \div 50 \text{ кВт}$ $(P_{XX}/S_n) \cdot 100 = 1,4 \div 0,9\%$.

Сосф рассчитывается по формуле

$$\cos \varphi = \frac{P_2 + \Sigma P}{S}, \quad (13)$$

где P_2 — активная мощность в нагрузке, Вт; ΣP — сумма активных потерь в трансформаторе, Вт; S — полная потребляемая мощность, В·А.

Рассчитанные по измеренным данным значения КПД и сосф приведены в табл.1.

Погрешность измерений определяется из сравнения НС, действующих в первичной и во вторичной обмотках, принимая во внимание, что при работе трансформатора под нагрузкой необходимо учитывать намагничивающую составляющую $I_0 w_1$ первичной НС, так как она составляет в нормальных условиях 3—10% $I_1 w_1$. Уравнение НС для двухобмоточного трансформатора под нагрузкой имеет вид

$$I_1 w_1 + I_2 w_2 = I_0 w_1, \quad (14)$$

тогда

$$I_1 w_1 = I_0 w_1 - I_2 w_2. \quad (15)$$

НС $I_0 w_1$ создается намагничивающим током I_0 , практически равным току холостого хода I_{XX} .

Из векторной диаграммы трансформатора под нагрузкой (рис.4) видно, что вследствие малости угла δ можно вектор вторичной НС считать равным проекции его на направление вектора первичной НС, следовательно,

$$I_1 w_1 = I_2 w_2 + I_0 w_1 \cos(\varphi_0 - \varphi). \quad (16)$$

Принимая во внимание, что угол $\varphi_0 \approx 90^\circ$ и $I_0 \approx I_{XX}$, получаем:

$$I_1 w_1 = I_2 w_2 + I_{XX} w_1 \sin \varphi. \quad (17)$$

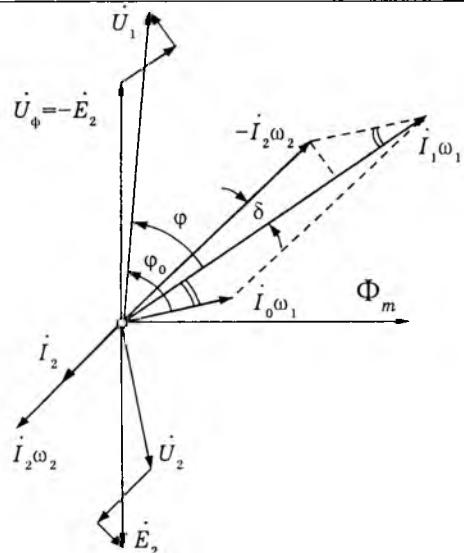


Рис.4. Векторная диаграмма трансформатора при активно-индуктивной нагрузке

Расчет погрешности производился по формуле

$$\gamma = \frac{(I_2 w_2 + I_{XX} w_1 \sin \varphi) - I_1 w_1}{I_1 w_1} \cdot 100\%, \quad (18)$$

где I_1 , I_{XX} и I_2 — измеренные значения токов.

В соответствии с порядком расположения значений сосф в табл.2, исключая режимы ХХ, приводятся результаты расчета относительной погрешности: 8; 0,8; 7,6; 2,4; 6,7; 2,4%.

Результаты опыта, отраженные на рис.3, показывают, что диапазон регулирования тока достаточно широк — не менее 2,5 раз, но может быть и шире (до четырех раз при оптимальном выборе элементов конструкции и конфигурации магнитопровода, ориентировочный расчет).

Пробная сварка электродами 3 и 4 мм не показала сколько-нибудь заметных отличий от процесса сварки стандартным аппаратом.

При сравнении значений КПД трансформатора без объемного витка и с полностью надвинутым витком при номинальной нагрузке ($U_2 = 30$ В) имеем уменьшение КПД на 14% за счет потерь в объемном витке. Для различных источников питания дуги КПД находится в широких пределах и составляет 45—98%.

Приближенный способ расчета тока объемного витка

Из графика нагрузочных характеристик трансформатора с витком и без него при одинаковом напряжении на нагрузке 30 В

Таблица 2

Показатели	Марка трансформатора			
	СТЭ-24У*	ТС-300**	ТСМ-250	Опытный
Номинальный сварочный ток, А	350	300	250	225
Продолжительность работы ПР, %	65	65	20	50
Напряжение холостого хода, В	60	63	60	65
Номинальная мощность, кВ·А	23	20	10	7,5
Диапазон регулирования сварочного тока, А,				
основной	100—500	110—385	92—250	95—225
вспомогательный	—	30—100	—	30—70***
Напряжение сети, В	220,380	220—380	380	220
КПД, %	83	84	—	80
$\cos \phi$	0,5	0,51	—	0,58
Масса, кг	130/90	180	38	59

* Трансформатор с нормальным магнитным рассеянием с отдельной реактивной катушкой, масса трансформатора указана в числителе, а реактора — в знаменателе.

** Трансформатор с увеличенным магнитным рассеянием, ток регулируется изменением расстояния между первичными и вторичными обмотками. Переключение секций обмоток с параллельного соединения на последовательное (вспомогательный диапазон).

*** Ориентировочные данные для трансформатора с переключением секций обмоток с параллельного на последовательное (диапазон малых токов).

$$I_{20} = I_2 + I_d, \quad (19)$$

где I_d — дополнительный ток.

Умножим левую и правую части уравнения (19) на число витков вторичной обмотки w_2 :

$$I_{20}w_2 = I_2w_2 + I_dw_2. \quad (20)$$

Из (20) видно, что НС вторичной обмотки трансформатора с объемным витком равна сумме НС той же обмотки без объемного витка и некоторой дополнительной НС $I_d w_2$, которая возникает в результате наложения магнитного потока объемного витка при прохождении по нему тока $I_{o.b}$, следовательно, можно написать следующее уравнение:

$$I_d w_2 = I_{o.b} w_{o.b}, \quad (21)$$

откуда

$$I_{o.b} = I_d w_2 / w_{o.b}, \quad (22)$$

где I_d — дополнительный ток, определяемый из графика нагрузочных характеристик как разность токов I_{20} и I_2 ; $w_{o.b}=1$.

Здесь следует уточнить, что выражение (22) справедливо в случае использования объемного витка, имеющего сечение в виде формы из двух соединенных между собой разомкнутых колец, концентрически охватывающих первичную и вторичную обмотки, а не форму вытянутой петли (рис.5). Для получения точного значения тока необходимо

ввести коэффициент, учитывающий форму объемного витка. Этот коэффициент можно получить путем сравнения расчетного значения индукции магнитного поля для случая формы кольца и вытянутой петли. Расчет проводился методом интегрирования по полному контуру с учетом вкладов от каждого элемента, даваемых формулой закона Био-Савара. Значение индукции B определялось в центре окружности O_3 на рис.5.

В результате вычислений было получено следующее отношение применительно к размерам исследуемого трансформатора

$$B_k / B_n = 1,4, \quad (23)$$

где B_k , B_n — значение индукции в случае кольца и петли при равенстве токов, текущих в них.

Следовательно, в случае применения объемного витка в форме вытянутой петли ток, вычисляемый по формуле (22), реально

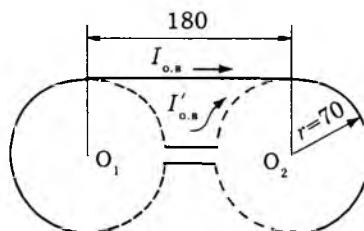


Рис.5. К расчету тока объемного витка (O_1 и O_2 — центры первичной и вторичной обмоток, соответственно)

будет в 1,4 раза больше, чем в случае использования объемного витка, концентрически полностью охватывающего обмотки трансформатора.

Пример.

По графику определяем I_d (А)

$$I_d = I_{20} - I_2 = 226 - 96 = 130.$$

Тогда, учитывая (23), получаем $I_{o.b}$ (А)

$$I_{o.b} = 1,4 \cdot I_d \cdot w_2 / w_{o.b} = 1,4 \cdot 130 \cdot 60 / 1 = 10920.$$

Сравнив полученный результат с измеренным значением тока объемного витка, видим, что они близки, разница составляет всего 5%.

Анализируя экспериментальные данные по потерям в объемном витке, можно сказать, что активное сопротивление объемного витка не должно быть более единиц микром. Обеспечить такое переходное сопротивление контактов сборной конструкции не представляется возможным. Поэтому объемный виток выполняется либо монолитным, либо выгибается из шины прямоугольного сечения с последующей проверкойстыка на всю глубину непрерывным швом.

В ходе проведения опытов с трансформатором было установлено, что при использовании объемных витков с увеличенным зазором между обмотками и поверхностью витка по сравнению с ранее установленным витком происходит значительное снижение сварочного тока. Рассмотрим этот вопрос более подробно.

Анализируя равенство (19) и условия его получения (рис.3), можно сразу сказать, что мы имеем дело с параллельным соединением, удовлетворяющим уравнению

$$\frac{1}{X_{t.o}} = \frac{1}{X_{t2}} = \frac{1}{X_{t.d}}, \quad (24)$$

где $X_{t.o}$ — индуктивное сопротивление трансформатора с объемным витком; X_{t2} — индуктивное сопротивление трансформатора без объемного витка, величина постоянная; $X_{t.d}$ — дополнительное индуктивное сопротивление, обусловленное присутствием объемного витка, зависит от положения витка и зазора между ним и обмотками.

Действительно, зазор в основном определяет сечение потока рассеяния S в выражении для магнитного сопротивления (2), а при увеличении зазора, например, в два раза

(с 10 до 20 мм), значение S тоже удвоится (ориентировочно), тогда индуктивное сопротивление трансформатора $X_{t.d}$, определяемое аналогично выражению (1), увеличится в два раза. Следовательно, дополнительный ток I_d уменьшится в два раза и составит $130/2$, т.е. 65 А, в результате имеем снижение номинального тока в

$$\frac{226}{226 - 65} = 1,4 \text{ раза.}$$

Такой ориентировочный расчет позволяет сделать вывод о том, что для получения максимального диапазона регулирования необходимо этот зазор уменьшать до минимума, исключив соприкосновение объемного витка с обмотками.

Для возможности оценки параметров экспериментального трансформатора в табл.2 приведены литературные данные технических характеристик сварочных трансформаторов.

Выводы

1. Предложенный способ регулирования пригоден для:

- малогабаритных монтажных сварочных трансформаторов с узким диапазоном регулирования;
- корректировки нагрузочных характеристик существующих трансформаторов в сторону более жестких характеристик;
- уменьшения магнитных полей рассеяния вокруг трансформатора.

2. Ток ХХ трансформатора при применении объемного витка увеличивается незначительно.

3. Объемный виток гальванически не соединяется ни с одной обмоткой трансформатора. Следует отметить малую «шумность» в работе опытного трансформатора.

4. Предложенная конструкция функционирует как с объемным витком, так и без него, причем для такого видоизменения не требуется разбирать сердечник трансформатора (при этом характеристики, конечно, меняются).

Автор выражает признательность доктору физ.-мат. наук Ю.П.Хухрянскому в оказании помощи при подготовке данного материала.

Список литературы

1. Васютинский С.В. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970.
2. А.с. 218356 СССР Кл. НО1 F31/06 1965.

3. Глизманенко Д.Л. Сварка и резка металлов. М.: Высшая школа, 1975.
4. Пиотровский Л.М. Электрические машины. Л.: Энергия, 1972.
5. Резницкий А.М., Коцюбинский В.С. Ремонт и наладка электросварочного оборудования. М.: Машиностроение, 1991.
6. Технология и оборудование сварки плавлением/Под общ.ред. Г.Д.Никифорова. М.: Машиностроение, 1986.
7. Фоминых В.П., Яковлев А.П. Электросварка. М.: Высшая школа, 1976.
8. Сергеев Н.П. Справочник молодого электросварщика. М.: Высшая школа, 1975.
9. Попов В.С. Электротехнические измерения и приборы. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1963.
10. Парселя Э. Электричество и магнетизм. М.: Наука, 1983.
11. Атабеков Г.И. Основы теории цепей: Учебник для вузов. М.: Энергия, 1969.

ЭЛЕКТРОПРИВОД

О возможности применения методов теории подобия для предварительной оценки вибрации регулируемых асинхронных электроприводов¹

Г.П.ПЕТРОВ, М.Б.РОЙТГАРЦ, кандидаты техн.наук

ВВМИУ, АО «Электросила»

На основании анализа экспериментальных исследований и положений теории подобия применительно к регулируемому электроприводу обоснованы условия корректности прогноза уровня вибрации от действий вынуждающих сил электромагнитного происхождения. Определены основные соотношения между величинами этих сил и моментов разрабатываемого электропривода и соответствующими характеристиками его аналога. Полученные результаты могут быть использованы на начальных этапах проектирования для предварительной оценки вынуждающих вибрацию сил и прогноза уровней вибрации по характеристикам существующего прототипа.

При проектировании электроприводов (ЭП) возникает необходимость в предварительной оценке их виброшумовых характеристик (ВШХ). Многофакторность возникновения вибровынуждающих сил (ВВС), корреляция факторов и существенное влияние условий эксплуатации на объекте делают чрезвычайно сложной задачу адекватного математического моделирования интересующих процессов. В этой связи вполне логичным становится желание принять за точки отсчета технические характеристики соизмеримых по мощности действующих прототипов и воспользоваться методами теории подобия для получения предварительных результатов. Практика создания электрических машин (ЭМ) различных типов показывает наличие вполне определенных зависимостей уровня и частот вибраций от геометрии машины и качества потребляемой ими электроэнергии. Однако известны случаи, когда крупные ЭП по своим ВШХ суще-

ственno отличались от характеристик макетных образцов и не соответствовали прогнозам проектантов, в том числе и из-за не учёта или неправильного определения критериев подобия между макетом и образцом.

Поставим задачу определить основные соотношения между значениями ВВС разрабатываемого ЭП и соответствующими характеристиками его прототипа и обосновать условия корректности прогноза ВШХ от действий этих сил.

ЭП представляет собой электромеханический комплекс. Вместе с тем, при определенных допущениях целесообразно и корректно раздельное рассмотрение элементов ЭП, важнейшими из которых являются ЭД и статический преобразователь (СП). При этом СП можно рассматривать как источник электрической энергии, а ЭД как ее приемник, выполняющий функцию электромеханичес-

¹ Печатается в порядке обсуждения.

кого преобразователя энергии. Такой подход не противоречит современным методам оценки вибративности ЭМ (допускающим декомпозицию и самой ЭМ) и оказывается эффективным, если придерживаться одного из основных принципов системного анализа — принципа целостности, т.е. последующая композиция системы должна осуществляться в направлении генерирования информации, характеризующей систему более высокого уровня [1].

Наиболее распространенным типом ЭМ в ЭП остается асинхронный двигатель (АД) с короткозамкнутым ротором. Процессы, происходящие в нем, существенно влияют на ВШХ всего привода. В теоретическом плане любая ЭМ, даже с учетом принятия существенных идеализаций, объективно является источником вибраций и шума. Из совокупности составляющих ВВС различной природы ограничимся рассмотрением только тех, которые вызываются электромагнитными взаимодействиями в АД. С целью упрощения рассуждений примем допущения о том, что ЭМ имеет гладкий равномерный воздушный зазор и синусоидальную пространственную форму МДС.

Основные виды подобия, используемые для прогноза ВШХ ЭМ. Теория подобия применительно к электрическим машинам и аппаратам нашла отражение не только в научной литературе, но и получила практическое применение при создании крупных турбо- и гидрогенераторов, а также общепромышленных серий АД и машин постоянного тока. Вместе с тем нельзя не согласиться и с мнением, изложенным в [2], что в общей теории электрических машин можно, скорее всего говорить о принятых системах относительных единиц, чем об использовании подобия. Этому есть объективное объяснение, суть которого во взаимосвязи и многофакторности различных по природе физических процессов, протекающих в машине. Именно поэтому в [3] отмечается, что для ЭМ лучше определять не полное подобие машин, как физических объектов, а подобие явлений, происходящих в них.

При оценке ВШХ одним из основополагающих является понятие геометрического подобия. В [4] подобными считаются ЭМ, у которых все геометрические размеры (диаметр якоря, длина, полюсное деление, ширина и высота пазов и т.п.) отличаются от

размеров другой машины этого же ряда в одинаковое число раз при выполнении условия равенства их угловых скоростей вращения. К сожалению, на практике нельзя буквально применить понятие геометрического подобия к асинхронным машинам. Объясняется это тесной взаимосвязью между геометрическими размерами ЭМ, их электромагнитными параметрами и конструктивно-технологическими факторами. Отмеченное обстоятельство только частично объясняет трудность введения критериев подобия и их практического использования в электротехнике.

Для исследования внутренних электромагнитных процессов в АД, зависящих от качества электроэнергии, требуется установить и понятие подобия электромагнитных полей. В [3] показано, что если изготовить модель некоторой ЭМ геометрически подобной оригиналу, то соотношения между масштабами других величин можно установить путем сопоставления сходственных уравнений Мак-свелла. При этом, для получения подобия магнитных полей и плотностей тока у насыщенной машины необходимо при переходе от модели к оригиналу изменить частоту обратно пропорционально квадрату изменения размеров, а плотности тока — обратно пропорционально линейным размерам.

Воспользоваться в полном объеме такими рекомендациями в электромашиностроении практически невозможно.

При инженерных расчетах уровней вибрации и шума ЭМ электромагнитные поля считаются подобными, если у машин сохраняется равенство амплитуд удельных ВВС электромагнитной природы [5]. Необходимыми условиями для этого являются:

$$A_s = \text{idem}; \quad (1)$$

$$B_\delta = \text{idem}, \quad (2)$$

где A_s — линейная токовая нагрузка ЭМ; B_δ — среднее значение магнитной индукции в воздушном зазоре.

Эти условия по своей физической сути не противоречат определению подобных полей, предложеному в [3]. В дальнейшем, говоря о подобии полей, мы будем подразумевать соблюдение геометрического подобия ЭМ. Исходя из приведенных аргументов, в рамках рассматриваемых явлений и процессов назовем совместное выполнение (1) и (2)

условием подобия ЭМ. Однако, как показывает практика, этого недостаточно, и для сохранения подобия спектров вибраций ЭМ необходимым является и подобие механических моделей АД [5].

Прогноз собственных резонансных частот подобных АД. Расчет собственных частот колебаний статора при определенных допущениях может быть произведен по известным методикам на этапе проектирования ЭМ, например, так, как это предлагается в [6]. Для подобных и близких по мощности АД интересным становится вопрос о том, при каком условии двигатели будут иметь одинаковые частоты собственных колебаний. Для определенности положим, что АД₁ — прототип, а АД₂ — устанавливаемая машина.

При расчетах вибрации статор ЭМ принято представлять в виде цилиндрической оболочки, на которую действует система с r числом волн, периодически изменяющихся во времени и симметрично распределенных по окружности радиальных и тангенциальных сил. При этом считается, что достаточно решить плоскую задачу [6]. Можно показать, что для $r = 0$ частота собственных колебаний с увеличением диаметра статора будет неизбежно уменьшаться. Это нежелательно, но может быть учтено при расчете системы амортизации ЭП. При $r > 1$ для того, чтобы частоты собственных колебаний у АД₂ остались неизменными по сравнению с частотами АД₁, необходимо выдержать соотношение

$$\frac{D_{c2}^2}{D_{c1}^2} = \frac{h_2}{h_1}, \quad (3)$$

где D_{c1} и D_{c2} — средние диаметры статоров АД₁ и АД₂, соответственно; h_1 и h_2 — высоты спинок статоров этих машин.

Отклонения от (3) должны учитываться при сопоставлении вариантов ЭМ. Для некоторых единичных ЭП в том случае, если на массогабаритные показатели не наложены жесткие ограничения, оно может быть учтено и при создании приводного АД.

Учет несимметрии и несинусоидальности напряжения. Известно, что удельные радиальные магнитные силы от основной гармоники магнитного поля вызывают вибрации с порядком $r = 2p$ ($2p$ — число пар полюсов), а их амплитуда пропорциональна квадрату магнитной индукции

$$F_r \approx A_s B_\delta^2. \quad (4)$$

При работе двигателя под нагрузкой кроме радиальных сил возникают тангенциальные силы, переменная составляющая которых также вызывает вибрацию. Взаимодействие основной волны индукции с основной волной линейной токовой нагрузки порождает вибрацию с порядком $r = 2p$ на удвоенной частоте питающей сети с амплитудой, пропорциональной произведению амплитуд линейной токовой нагрузки и индукции в зазоре:

$$F_t \approx A_s B_\delta. \quad (5)$$

Создание регулируемых приводов на основе АД, получающих питание от СП, породило ряд проблем, связанных с возможностью возникновения целого спектра ВВС сил от взаимодействия временных и пространственных гармонических составляющих, возникающих вследствие несимметричности и несинусоидальности напряжения на выходе СП. Нельзя сказать, что задача оценки таких ВВС является новой, но сейчас в связи с большими достижениями в создании надежных силовых транзисторов для СП она перешла из разряда теоретических в категорию практических.

При питании АД от СП выражение (1) приобретает более широкий смысл. В этом случае условиями подобия дополнительно становятся равенства амплитуд прямой и обратной последовательности линейной нагрузки, равенства амплитуд временных гармоник и их фазовых углов. Очевидно, что обеспечить на практике эти соотношения очень трудно. Разработчики ЭМ по целому ряду причин умышленно или вынужденно отходят от строгого выполнения (1) и (2). Однако эти отступления могут быть учтены, например, так, как это сделано в [7], где получены приближенные формулы для ориентировочных и проверочных расчетов внешних магнитных полей серий подобных машин постоянного и переменного тока.

Несимметрия напряжения при работе ЭД от статического преобразователя может привести к значительному возрастанию тангенциальной вибрации на частоте $2\omega_1$ под воздействием пульсирующего крутильного момента

$$M_{kp} \approx (I_{s2}/I_{s1})\pi R_c^2 l_t A_s B_\delta, \quad (6)$$

где I_{s1} — амплитуда тока статора прямой последовательности; I_{s2} — амплитуда тока

статора обратной последовательности; R_c — радиус статора машины; l_t — длина активного ядра ЭМ.

Вибрация, возбуждаемая пульсирующими моментами тангенциальных сил при несимметрии токов статора, соизмерима с вибрацией, возбуждаемой радиальными силами с частотой $2\omega_1$ уже при амплитуде обратной волны магнитного поля, составляющей 3—5% прямой волны [8]. В таблице приведены экспериментальные данные по уровням вибрации для АД ДМН132S2, получающего питание от тиристорного коммутатора (ТК) в симметричном и несимметричном режимах работы [9], которые подтверждают теоретические выводы и дают представление о количественном влиянии несимметрии напряжения на ВШХ АД. Предельным случаем несимметрии напряжения для АД является его работа при обрыве фазы. Экспериментальный замер вибрации двигателя в таком режиме на частоте $2\omega_1$ показал увеличение уровня вибрации на 20 дБ.

Определим отношение крутильных моментов для подобных АД

$$\frac{M_{1kp}}{M_{2kp}} = \frac{I_{21}V_1A_{s1}B_{\delta1}}{I_{22}V_2A_{s2}B_{\delta2}}. \quad (7)$$

В выражении (7) под I_{21} и I_{22} понимаются отношения токов обратной и прямой последовательности для создаваемого двигателя и двигателя прототипа, а под V_1 и V_2 — объемы активных ядер этих машин. Примем во внимание, что отношения линейных нагрузок и индукций у подобных машин близки к единице, а объемы двигателей выразим через их мощности — P_1 и P_2 , тогда (7) примет вид

$$\frac{M_{1kp}}{M_{2kp}} = \frac{I_{21}}{I_{22}} \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^\alpha, \quad (8)$$

где реально для машин одной серии $\alpha \in 0,75 \div 1,0$ [7].

Выражение (8) показывает зависимость ВШХ АД от изменения мощности ЭМ во взаимосвязи с одним из показателей качества электроэнергии.

Из теории ЭМ известно, что при несимметрии питающих напряжений I_{s2} в двигателе в основном определяется сопротивлениями рассеяния статорных обмоток [10]. Большинство СП в силу целого ряда причин изготавливаются как источники напряжения. Очень часто номинальное действующее значение и спектр напряжения СП одинаковы как для прототипа, так и для создаваемого ЭП, тогда выполнение условий подобия полей во многом зависит от сопротивлений обмоток ЭД, значительная часть которых коррелирована и не может свободно варьироваться. В такой ситуации вряд ли следует специально стремиться к подобию, важнее учесть изменение параметров АД. Так как с ростом мощности у машин одной серии индуктивности уменьшаются, при равенстве номинальных напряжений возрастает вероятность усиления вибрации от рассматриваемых ВШС.

Кроме того, устойчивые несимметричные режимы для некоторых типов СП (например, для преобразователей частоты с непосредственной связью) на определенных частотах являются нормальными эксплуатационными. Это означает, что с увеличением мощности привода такие режимы могут стать опасными в вибрационном отношении, и по возможности их надо исключать из числа рабочих или принимать специальные меры по снижению виброактивности механизма на этих частотах.

Проведенный качественный анализ дает основания рекомендовать для ЭП, требования по ВШХ к которым являются одними из определяющих, в качестве источников энергии использовать СП, спроектированные как источники тока. При питании АД от СП такого типа появляется возможность не

Уровни радиальных (тангенциальных) вибраций, дБ

Режимы работы	Частотный спектр, Гц					Общий уровень
	50	100	200	400	800	
Симметричный	61 (59)	50 (41)	49 (41)	54 (55)	53 (57)	78 (77)
Закрыт один из тиристоров ТК	69 (71)	56 (51)	52 (50)	55 (54)	54 (55)	79 (81)

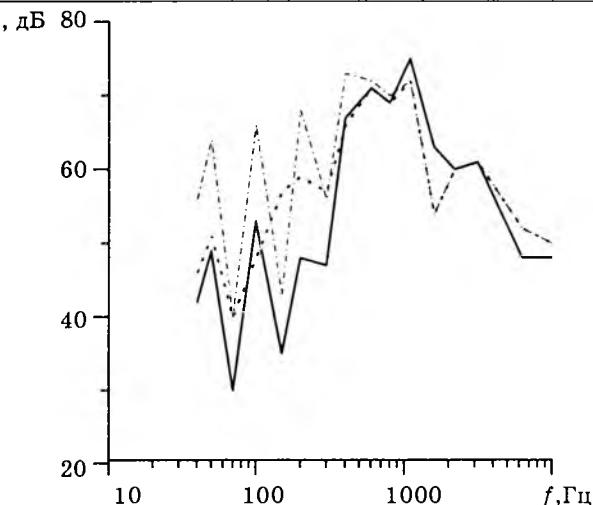


Рис.1. Тангенциальные составляющие вибраций АД ДМ 132 В4 в различных режимах работы от тиристорного коммутатора:

— нормальный симметричный режим;
 - - - - один из тиристоров закрыт (аварийный режим); — — — режим компенсации вибрации изменением углов открытия тиристоров

только в определенных границах управлять виброактивностью ЭП, но и в некоторой степени компенсировать незначительные несимметрии в конструкции машины, связанные как с технологией изготовления, так и возникающие в процессе эксплуатации ЭМ на объекте. Последнее обстоятельство особенно важно для крупных электрических машин. Экспериментальные зависимости, полученные в [9] и представленные на рис.1, подтверждают возможность и эффективность таких действий даже при работе АД от простейшего СП — тиристорного коммутатора.

Вторым аспектом влияния СП на виброведение АД являются всегда имеющие место искажения питающего напряжения. Известно, что при этом F_r и F_t вызывают крутильные колебания с порядком $r = 0$ и $\omega_r = (1-k)$ и $r = 2p$ и частотой $\omega_r = (1+k)$.

Амплитуды радиальных и тангенциальных удельных сил от k -й временной гармоники соответственно можно определить по формулам:

$$F_r = [B_\delta^2(2\mu_0)](I_{sk}/I_{s1}); \quad (9)$$

$$F_t = (A_s B_\delta/2)(I_{sk}/I_{s1}), \quad (10)$$

где I_{sk} , I_{s1} — k -я и первая гармоника тока статора.

Введем переменную Ik , определяемую как отношение k -й гармоники статора двигателя к первой. Тогда для геометрически по-

добных АД для прогноза можно использовать следующие соотношения

$$\frac{F_{r1}}{F_{r2}} = \frac{B_{\delta 1}^2 I k_1}{B_{\delta 2}^2 I k_2}; \quad (11)$$

$$\frac{M_{1kp}}{M_{2kp}} = \frac{Ik_1}{Ik_2} \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^a. \quad (12)$$

Анализ (11) и (12) показывает, что у подобных ЭД амплитуды радиальных и тангенциальных сил будут равны соответствующим величинам у прототипа, а моменты от тангенциальных сил пропорциональны тем же геометрическим параметрам, что и в случае несимметрии напряжения (6)–(8).

Существенно снизить отрицательное воздействие высших гармоник на ВШХ ЭП можно путем применения многофазных АД. Замена мощного трехфазного двигателя его шестифазным аналогом не приводит к заметному увеличению массогабаритных показателей и не вызывает существенных материальных затрат [11]. Вместе с тем, помимо ВШХ улучшаются и регулировочные характеристики АД, особенно при глубоком регулировании скорости, и снижаются номинальные токи единичных силовых полупроводниковых элементов СП.

Анализ экспериментальных исследований, проведенных для двух АД одной серии, получавших питание от одного и того же преобразователя частоты со звеном постоянного тока и работавших на нагрузку с $M_c \approx \omega^2$ (рис.2), дает основания для прогноза не только значений ВВС, но и уровней вибраций АД по аналогичным характеристикам двигателя прототипа даже при некоторых отступлениях от строгого выполнения условий геометрического подобия машин и подобия их полей. Сопоставление зависимостей, изображенных на рис.2,а и б, говорит и о том, что в отношении исследуемых АД можно говорить не только о подобии ВВС, но и о подобии ВШХ при варьировании частоты на выходе преобразователя. Это отчетливо видно на уровнях частот до 1000 Гц, где особо четко проявляется действие основной волны МДС и в меньшей степени отражаются погрешности измерений. Задача формирования математических зависимостей между значениями уровней вибрации на различных частотах двух АД на основании данных единичного эксперимента представляется нам

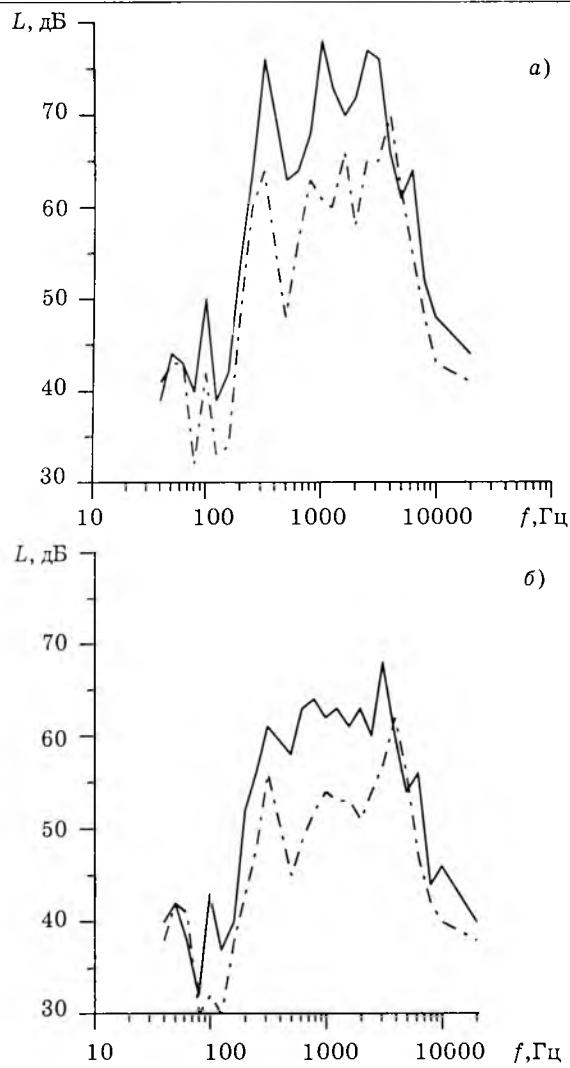


Рис.2. Уровни вибраций АД АМ 71-4 (—) и АД АМ 52-4 (— · — · —) при работе от преобразователя частоты со звеном постоянного тока на частоте 50 Гц (а) и 30 Гц (б)

некорректной. Для определения таких зависимостей необходимо проведение более полных экспериментальных исследований серий ЭП, которые требуют значительных материальных затрат. Вместе с тем, для целого ряда мощных единичных приводов очень часто выборка экспериментальных данных не может быть более представительной, чем в рассмотренном случае. Типичными практическими ситуациями являются работы по модернизации оборудования. В таких случаях корректно осуществлять только качественный прогноз ВШХ. Количественный анализ изменения ВВС по (8), (11), (12) и проверка выполнения (1), (2) могут служить основанием для такого прогноза и принятия решения.

Необходимо отметить, что для регулируемого привода кроме перечисленных факто-

ров большое значение имеет и характер нагрузки на валу. Например, если она имеет вентиляторный характер (насосы, компрессоры, гребные винты и т.п. механизмы), то следует ожидать увеличения крутильных колебаний при снижении скорости вращения, так как крутильным колебаниям особенно подвержены ЭД в режиме холостого хода [6]. Из этого вытекает еще одно условие подобия ЭП — подобие механических нагрузок на валу в функции частоты вращения:

$$M_c(\omega) = \text{idem}. \quad (13)$$

На практике причин, порождающих ВВС, и условий, влияющих на степень их проявления, гораздо больше. Вместе с тем, для большого класса ЭП рассмотренные факторы являются если не определяющими, то весьма значимыми.

Выводы

1. Полученные выражения для определения отношений амплитуд ВВС и моментов разрабатываемого ЭП и его прототипа можно использовать для предварительных оценок составляющих ВШХ проектируемого ЭП.

2. Корректность прогноза по данным прототипа во многом определяется соблюдением условий подобия ЭМ и их нагрузок, при этом некоторые вынужденные отступления от строгого подобия могут быть учтены.

3. С увеличением мощности АД при однотипных СП, работающих как источники напряжения, необходимо повышать требования к качеству электроэнергии на выходе преобразователей.

4. Для регулируемых ЭП, требования по ВШХ к которым являются одними из определяющих, можно рекомендовать в качестве источников энергии использовать СП, спроектированные как источники тока.

5. В регулируемых ЭП средней и большой мощности целесообразно применять многофазные АД.

Список литературы

1. Коськин Ю.П., Сепп Ю.И. Системный подход при оценке виброактивности электрических машин// Электротехника. 1995. №3.
2. Ильинский Н.Ф., Попов М.А. Теория подобия в электромеханике (обзор)//Электричество. 1988. №5.
3. Беников В.А. Теория подобия и моделирования. М.: Высшая школа, 1976.
4. Вольдек А.И. Электрические машины. Л.: Энергия, 1978.
5. Jordan H., Müller-Tornfelde H. Akustische Wirkung der Schrägung bei Drehstromasynchronmaschinen mit Käfigläufern// ETZ-A. 1961. Bd.82.

6. Шубов И.Г. Шум и вибрация электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1986.
7. Ройтгарц М.Б. Расчет внешнего магнитного поля геометрически подобных электрических машин//Электротехника. 1980. №8.
8. Вибрация и вибродиагностика судового электрооборудования/А.А.Александров, А.В.Барков, Н.А.Баркова, В.А.Шаффранский Л.: Судостроение, 1986.
9. Старочкин А.А. Виброакустические показатели корабельных асинхронных двигателей в вентильном электроприводе: Дис...канд.техн.наук. Севастополь, 1982.
10. Вагнер К.Ф., Эванс Р.Д. Метод симметричных составляющих. М.-Л.: ОНТИ, 1936.
11. Бергер А.Я. Выбор главных размеров электрических машин. Л.: Энергия, 1972.

Петров Геннадий Петрович — докторант кафедры электроприводов Высшего военно-морского инженерного училища. В 1979 г. окончил электротехнический факультет ВВМИУ. В 1990 г. защитил кандидатскую диссертацию по проблемам электромагнитной совместимости мощных тиристорных электроприводов в автономных электроэнергетических системах.

Ройтгарц Михаил Борисович — начальник сектора электромагнитных и тепловых расчетов АО "Электросила". В 1969 г. окончил факультет корабельной электрорадиотехники и автоматики Ленинградского электротехнического института им. Ульянова (Ленина). В 1982 г. защитил кандидатскую диссертацию на тему "Внешние магнитные поля ЭМ с экранами сложной формы".

Повышение коэффициента использования мощности асинхронных электродвигателей станков-качалок нефтяных скважин

Л.Н.КАСИМОВ, канд.техн.наук,проф., Е.С.ШАНЬГИН, канд.техн.наук, доц.

Уфимский технологический институт сервиса

Основным способом механизированной добычи нефти является глубинно-насосная добыча. На нефтедобывающей территории России в настоящее время насчитывается более 100 тыс. глубинно-насосных установок (станков-качалок) с электроприводом мощностью от 1,5 до 45 кВт.

Анализ многолетних исследований нагрузочных режимов работы электрооборудования и электропотребления глубинно-насосных установок показывает, что электродвигатели приводов этих агрегатов работают с очень низкими коэффициентами использования — от 0,35 до 0,54 [1]. Такое положение определяется тем, что электродвигатель выбирается по его пусковому моменту, который должен быть не меньше, чем момент трогания механизма станка-качалки. Особенности механической характеристики асинхронного двигателя таковы, что пусковой момент составляет 40—60% номинального момента и это определяет загрузку двигателя в стационарном режиме работы.

Учеными Уфимского технологического института разработаны описанные ниже устройства, позволяющие повысить коэффициент использования мощности до 0,95—0,99.

Регулируемый электропривод (рис.1) [2] выполнен на базе серийного асинхронного двигателя типа АОЛ2-71-642 (17 кВт, 960 об/мин). Двигатель дорабатывался так, чтобы получился двигатель двойного вращения — би-

ротативный 1. Для этого со статора убирались все выступающие части — ребра охлаждения, крепежные лапки и т.п. Устанавливались усиленные боковые крышки, статор подвергался статической и динамической балансировке, после чего он устанавливался на подшипниках. Питание подводится через скользящие контакты 2. Статор и ротор через повышающий редуктор 3 соединяются с двухдисковым фрикционным вариатором 4. Повышение скорости вращения дисков вариатора необходимо для уменьшения контактного давления между роликами и дисками вариатора. Максимальная скорость вращения дисков вариатора — 8000 об/мин. Двигатель подключается непосредственно к сети переменного тока 380 В. Взаимодействие ротора и статора биротативного двигателя можно выразить формулой [3]

$$\omega_n = \omega_p + \omega_c, \quad (1)$$

где ω_n — номинальная скорость двигателя; ω_p — угловая скорость ротора; ω_c — угловая скорость статора.

Из (1) видно, что скорость выходного вала, соединенного со статором, может быть любой от 0 до ω_n (за положительное направление принимается вращение ротора и статора в противоположные стороны). Возможно и совместное вращение ротора и статора в одну сторону, при этом знак в (1) меняется на «минус».

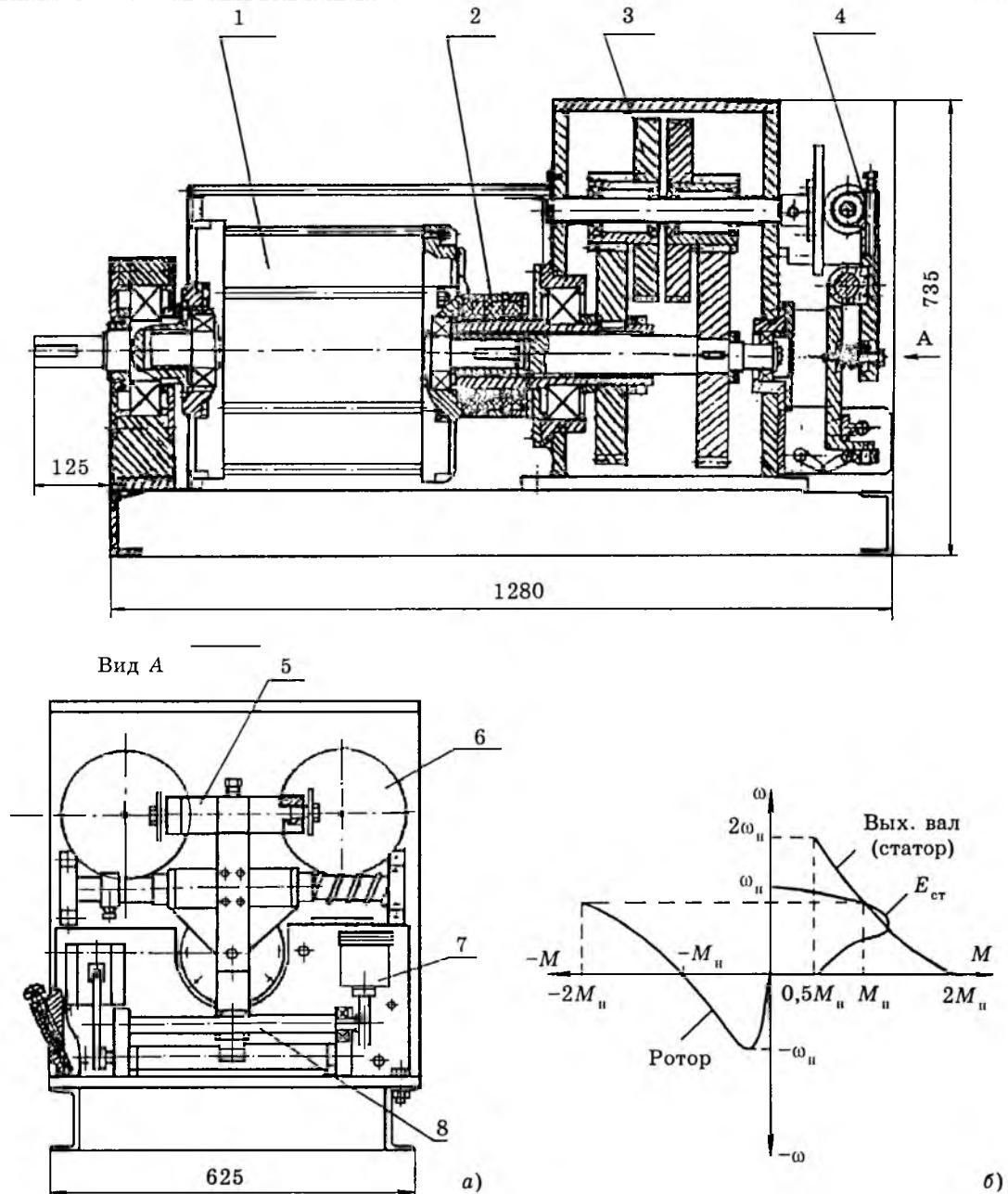


Рис.1. Автоматический регулируемый биротативный электропривод АРБ-17-01 (а) и его механическая характеристика (б):

1 — биротативный асинхронный электропривод; 2 — контактные кольца электропитания; 3 — редуктор-мультиплликатор; 4 — механизм регулировки скорости выходного вала; 5 — механизм перемещения замыкающего ролика вариатора; 6 — диск вариатора; 7 — серводвигатель; 8 — ходовой винт механизма регулировки скорости выходного вала

Это позволяет в предлагаемом приводе расширить диапазон регулирования скорости от 0 до $2\omega_n$, т.е. от нуля до 2000 об/мин. Особенностью данной схемы является то обстоятельство, что пуск двигателя происходит при полном отсутствии нагрузки, т.е. на холостом ходу, поэтому его естественный пусковой момент не играет роли, может быть сколь угодно малым. После завершения пуска серводвигатель через червячную передачу перемещает блок замыкающих роликов с заданной скоростью, плавно подключая на-

грузку к приводу. Мощность серводвигателя 25 Вт. В стационарном режиме биротативный двигатель работает на номинальной скорости и с номинальным крутящим моментом. При необходимости в схему привода легко встраивается автомат слежения за нагрузкой, возвращающий параметры привода к номинальным значениям при изменении момента сопротивления. Такой привод работает всегда на максимальных значениях мощности при любых скоростях выходного вала.

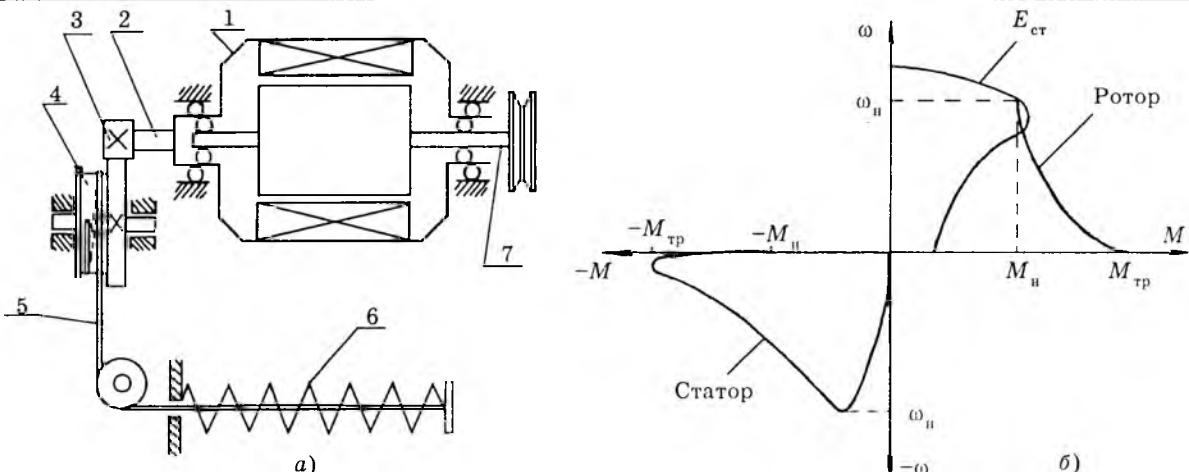


Рис.2. Биротативный электропривод с повышенным пусковым моментом (а) и его механическая характеристика (б):

1 — статор биротативного асинхронного двигателя; 2 — вал статора; 3 — зубчатый редуктор; 4 — барабан; 5 — трос; 6 — нагрузочная пружина; 7 — вал ротора двигателя

Применение в приводах станков-качалок биротативных двигателей позволяет снизить их установленную мощность на 40—60%, вдвое уменьшить энергопотребление.

Биротативный привод с повышенным пусковым моментом (рис.2) может применяться в установках, не требующих регулирования скорости. Ротор двигателя 7 соединяется с рабочей машиной (нагрузкой), а статор 1 через вал 2 и редуктор 3 — с пружинным нагрузочным устройством — барабаном 4, на который наматывается трос 5, соединенный с пружиной 6. При пуске двигателя ротор остается неподвижным, статор начинает вращаться в режиме холостого хода (без нагрузки). Он успевает разогнаться до номинальной скорости, прежде чем усилие пружины достигнет значительной величины.

По мере сжатия пружины крутящий момент на статоре и аналогичный по значению на роторе возрастают. При достижении моментом двигателя уровня момента трогания приводного механизма (при полном сжатии пружины) ротор двигателя начинает вращаться, раскручивая механизм станка-качалки. После достижения номинальной скорости крутящий момент уменьшается до номинального значения и поддерживается во время всего рабочего времени.

Мощность двигателя выбирается из условий обеспечения момента трогания. Учитывая, что процесс трогания длится не более 20—50 с, а коэффициент перегрузки двигателя составляет $K_p = 1,9 \div 2,3$, номинальный момент двигателя должен составлять полу-

вину момента трогания.

Максимальное усилие пружины рассчитывается по формуле:

$$F_{np} = \frac{M_{tp} i}{R},$$

где M_{tp} — момент трогания рабочей машины; i — передаточное отношение редуктора; R — радиус барабана.

Выводы

1. Применение асинхронных биротативных электродвигателей обеспечивает получение возможности регулировок механических характеристик станка-качалки при меняющемся дебите нефтяной скважины.

2. Обеспечивается плавный пуск станка-качалки при повышенном пусковом моменте двигателя.

3. При повышении коэффициента использования мощности двигателей на станках-качалках предлагаемыми методами до 0,95—0,99 годовая экономия электроэнергии на одном двигателе мощностью от 3 до 18 кВт, заменяющем двигатели от 7 до 40 кВт соответственно, достигает от 3200 до 9028 кВт·ч.

Список литературы

1. Дибиров С.М. Увеличение коэффициента загрузки электродвигателей приводов станков-качалок и технико-экономические аспекты оптимизации потребления электроэнергии в системе нефтепромыслового электроснабжения // Электротехника. 1997. № 8. С.17—21.

2. А.с. 1274114 СССР. Регулируемый бесступенчатый электропривод переменного тока / Е.С. Шаньгин // Открытия. Изобретения. 1986. № 44.

3. Касимов Л.Н., Шаньгин Е.С. Биротативный электропривод // Электротехника. 1997. № 9. С.34—37.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЙ ТРАНСПОРТ

Транспортная система с кондукционным подвесом при движении экипажа с малой скоростью

К.К.КИМ, канд.техн.наук

С.-Петербургский ГУПС

Наблюдается возобновление научно-исследовательских работ по созданию транспортных систем с электродинамическим подвесом (ЭДП) экипажа в США, правительство Бразилии также проявляет интерес к системам такого рода, ведутся исследования на Тайване [1,2]. Неоспоримы успехи японских специалистов в проектировании, исследовании и эксплуатации экипажей MLU001 и MLU002.

Основными недостатками систем ЭДП являются:

неспособность создать силу подвеса необходимого значения при движении с малыми скоростями (менее 100 км/ч) (в режиме стоянки она вообще равна нулю);

— наличие силы торможения, возникающей из-за диссипации энергии в путевых структурах ЭДП и резко возрастающей до максимального значения при увеличении скорости движения с дальнейшим монотонным убыванием.

Для систем MLU001 и MLU002 максимум тормозной силы наблюдается при скорости движения примерно 60 км/ч.

Указанные недостатки в системах MLU001 и MLU002 устраняются тем, что на участках стоянки и движения с малыми скоростями экипажи подвешиваются с помощью каучуковых колес.

В данной работе рассматривается иное решение этих проблем. Оно заключается в использовании на участках стоянки и движения с малыми скоростями кондукционного подвеса, где сила подвеса получается в результате взаимодействия магнитных полей, созданных сверхпроводящими экипажными соленоидами, с постоянными токами, заведенными в путевые электропроводящие шины от внешних источников.

Конструктивная схема системы кондукционного подвеса приведена на рис.1, где показана схема концевого экипажа, промежуточные экипажи отличаются от концевых только формой кузова.

Каждый экипаж 1 снабжен четырьмя подпрессоренными тележками 2, несущими по три вертикальных сверхпроводящих соленоида 3. Путевая шина 4 состоит из последовательно соединенных электропроводящих полос. На одну колею приходятся две путевые шины, причем последовательное соединение электропроводящих полос осуществляется в начале и конце участка (секции) движения на кондукционном подвесе. Между полосами 4 уложены слои электрической изоляции 5.

Стрелками на рис.1 показаны направления токов в соленоидах 3 и путевойшине 4.

В связи с тем, что соленоиды 3 выполняют также функции возбуждения в тяговом линейном сверхпроводящем синхронном двигателе (статорные обмотки, установленные на боковых вертикальных стенках U-образного желоба, на рис.1 не показаны), они включены с чередующейся полярностью. Поэтому можно предположить, что из трех соленоидов, установленных на одной тележке, в кондукционном подвесе участвует только один. Допустим, что взаимодействия магнитных полей первого (по движению) и второго соленоидов с током путевой шины компенсируют друг друга, третий же соленоид обеспечивает возникновение силы отталкивания от путевой шины согласно направлению токов. Следует отметить, что в этом взаимодействии эффективно участвует ток, про-

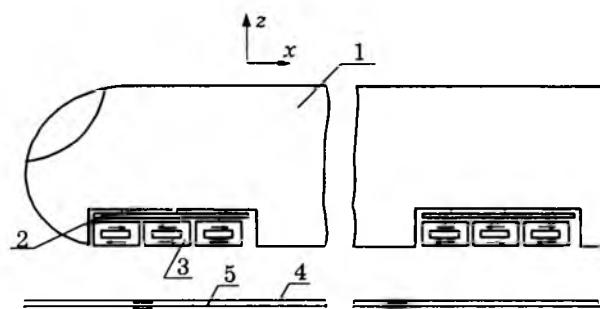


Рис.1. Конструктивная схема кондукционного подвеса

текающий по нижней продольной стороне соленоида З, так как расстояние между нижней и верхней продольными сторонами соленоида систем MLU001 и MLU002 равно 0,5 м.

Путевые шины могут заменять путевую катушечную структуру ЭДП не на всем участке разгона (торможения), так как номинальное значение силы подвеса достигается уже при скорости около 100 км/ч (для систем MLU001 и MLU002). Дальнейшее увеличение скорости движения продиктовано экономическими соображениями.

Использование кондукционного подвеса в диапазоне 0—100 км/ч позволяет значительно уменьшить максимум тормозной силы из-за малой площади поверхности (поверхность путевой шины), в которой индуцируются вихревые токи, а также избавиться от колебаний силы подвеса, обусловленных дискретностью путевых катушечных структур ЭДП систем MLU001, MLU002 и проявляющихся при низких скоростях движения [3].

Предварительный экономический расчет целесообразности применения кондукционного подвеса. Если за базовый вариант взять японскую систему MLU, характеризуемую коммерческим показателем примерно 30% (под коммерческим показателем понимается отношение массы перевозимого груза к полной массе), то можно ожидать, что замена дискретной катушечной структуры ЭДП путевыми шинами кондукционного подвеса на участках стоянки, разгона и торможения не приведет к его ухудшению. Данный факт можно объяснить тем, что изменения практически не коснулись конструкции экипажа.

В связи с нестабильностью цен стоимостные оценки производились по ценам 1989 г.

Если рассматривать членочный вариант для трассы протяженностью около 650 км (например, Москва—Санкт-Петербург) при крейсерской скорости 500 км/ч и допустимом ускорении 1 м/с², то суммарная длина участков разгона, торможения и стоянки составит 20230 м. Учитывая, что кондукционный подвес должен «работать» до скорости 100 км/ч, суммарная длина путевых шин на рассматриваемых участках трассы составит 1500 м (на одну колею). При разбиении данных участков на 375-метровые секции последних будет четыре.

Коммерческая японская система MLU, выбранная в качестве базового варианта, ха-

рактеризуется следующими параметрами и размерами [4]:

Число экипажа в составе	14
Масса состава, т	270
Габариты концевого экипажа, м	28×2,8×2,65
Габариты промежуточного экипажа, м	21,6×2,8×2,65
Длина состава, м	315
Общее число мест	950
Крейсерская скорость, км/ч	500
Система подвеса — ЭДП с дискретной путевой катушечной структурой:	
число соленоидов на экипаж	8
НС соленоида, кА	700
размеры поперечного сечения обмотки сверхпроводящего соленоида, мм ²	100×100
размеры соленоида (по среднему витку), м ²	2,2×0,5
размеры катушки путевой структуры ЭДП, м ²	0,6×0,3
размеры поперечного сечения обмотки путевой катушки, мм ²	80×80
Высота подвеса (расстояние между продольными осями обмоток сверхпроводящих соленоидов и путевой шины), м	0,26
Система тяги	сверхпроводниковый линейный синхронный двигатель

Вертикально расположенные экипажные сверхпроводящие соленоиды выполняют функции возбуждения как в системе ЭДП, так и в тяговом синхронном двигателе.

Принципиальные отличия предлагаемой системы заключаются, как это было отмечено ранее, в замене дискретной путевой катушечной структуры путевыми шинами на участках стоянки, разгона и торможения, причем путевые шины запитываются постоянным током от сторонних источников. Небольшое изменение коснулось и экипажа: число соленоидов на экипаж возросло на 4 (всего 12), что незначительно увеличивает массу экипажа. Например, масса криомодуля КТ-10м-3 (под криомодулем понимается криостат с установленным в нем соленоидом), изготовленного в Институте технической механики (ИТМ АН УССР) и имеющего НС 250 А, составила 75 кг.

В предположении одинаковой массы всех экипажей ток в путевойшине, обеспечивающей создание необходимой силы подвеса, равен 1,85 кА (шина состоит из 10 последовательно соединенных полос шириной 120 мм и толщиной 6 мм каждая).

Объем и масса всех путевых шин (рассматривалась двухпутная система с двумя шинами на каждый путь) равны 39,6 м³ и 106,9 т.

Выигрыш по алюминию по сравнению с японским вариантом составляет 145,8—106,9 = 38,9 т.

Если принять стоимость 1 т алюминиевой полосы (АПБ) равной 1640 руб. [5], то стоимость 38,9 т — 63796 руб.

Если путевые шины используются на всем участке разгона, стоянки и торможения (20230 Ом), выигрыш в массе и стоимости алюминия по сравнению с японским вариантом составит 524 т и 859360 руб.

К преимуществам рассматриваемой системы также можно отнести следующие:

сила магнитного торможения практически отсутствует (тормозная мощность для экипажа массой 10 т достигает 1300 кВт [6]);

уменьшение мощности двигателя, а следовательно, его стоимости;

уменьшение потребляемой электрической энергии;

снижение мощности рефрижераторной установки и стоимости криостата;

уменьшение массы и габаритов экипажа;

снижение расхода материала путевой обмотки двигателя, а также уменьшение требований к ее креплению;

отсутствие необходимости использовать колесную подвеску на участках движения с малой скоростью, приводящее к уменьшению шума и вибраций экипажа, механических нагрузок на путевое полотно, к плавному переходу на участок электродинамического подвеса.

К недостаткам можно отнести наличие источников постоянного тока. При сопротивлении одной секции 375 м 0,32 Ом для ее запитки можно использовать выпрямитель типа ТПП 1-2500-660 УХЛ-11 (номинальный выпрямленный ток 2500 А, номинальное напряжение 660 В, цена 19500 руб.) [7]. Всего на участках кондукционного подвеса предполагается использовать 4 выпрямителя общей стоимостью 78000 руб.

В стоимость системы войдут стоимости силовых трансформаторов, реакторного оборудования, коммутирующей аппаратуры и системы слежения.

Инженерная методика расчета силовых характеристик кондукционного подвеса. Расчетная схема представлена на рис.2. Индексами 1, 2 обозначены соответственно экипажный сверхпроводящий соленоид и электропроводящая шина. В схеме использованы следующие обозначения: h — высота подвеса; $2a$ — расстояние между левым и правым сверхпроводящими соленоидами; $2c$ — расстояние между левой и правой шинами;

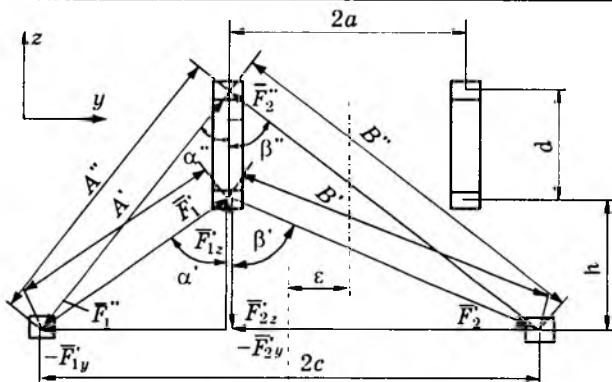


Рис.2. Расчетная схема

нами; ϵ — поперечное смещение; d — размер сверхпроводящего соленоида в вертикальной плоскости.

В силу линейности системы был использован метод наложения. По отдельности рассматривались взаимодействия продольных сторон сверхпроводящих соленоидов с шинами с последующим алгебраическим суммированием найденных электромагнитных сил.

Как видно из рис.2, для левого соленоида можно записать:

$$\bar{F}_1 = \bar{F}'_1 + \bar{F}''_1; \quad \bar{F}_2 = \bar{F}'_2 + \bar{F}''_2; \quad \bar{F}'_1 = \bar{F}'_{1z} + \bar{F}'_{1y};$$

$$\bar{F}'_2 = \bar{F}'_{2z} + \bar{F}'_{2y}; \quad \bar{F}''_1 = \bar{F}''_{1z} + \bar{F}''_{1y}; \quad \bar{F}''_2 = \bar{F}''_{2z} + \bar{F}''_{2y}$$

(\bar{F}_{1z}'' и \bar{F}_{2z}'' на рис.2 не показаны);

$$\bar{F}_{1z}' = \bar{F}_1 \cos \alpha'; \quad \bar{F}_{1y}' = \bar{F}_1 \sin \alpha', \text{ где}$$

$$\cos \alpha' = \frac{h}{\sqrt{h^2 + (c - a + \epsilon)^2}}.$$

Остальные составляющие сил вычислялись по аналогии.

Силы \bar{F}_1 и \bar{F}_2 определялись по энергии магнитного поля:

$$\bar{F}_1 = 4 \cdot 10^{-7} \cdot b I_1 I_2 \left(\frac{1}{A'} - \frac{1}{A''} \right);$$

$$\bar{F}_2 = 4 \cdot 10^{-7} \cdot b I_1 I_2 \left(\frac{1}{B'} - \frac{1}{B''} \right),$$

где b — половина длины продольной стороны сверхпроводящего соленоида; I_1 , I_2 — токи в соленоиде и шине.

По аналогии получаются формулы для сил, действующих на правый соленоид.

Учет конечных размеров поперечных сечений обмотки соленоида и шины производился путем разбиения сечений на n равных по сечению элементарных проводников.

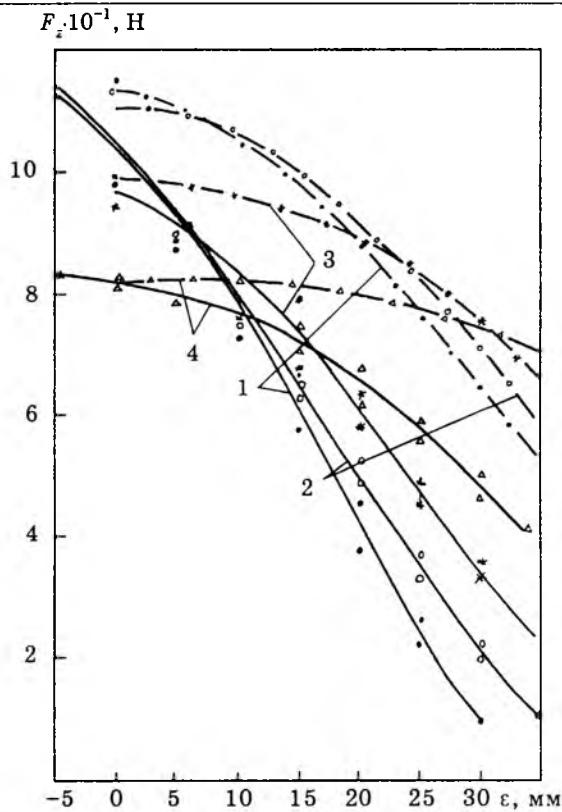


Рис.3. Зависимости подъемной силы от поперечного смещения ($h = 40$ мм):

— эксперимент; - - - - расчет; 1 — $2c = 90$ мм (•); 2 — $2c = 110$ мм (○); 3 — $2c = 130$ мм (*); 4 — $2c = 150$ мм (Δ)

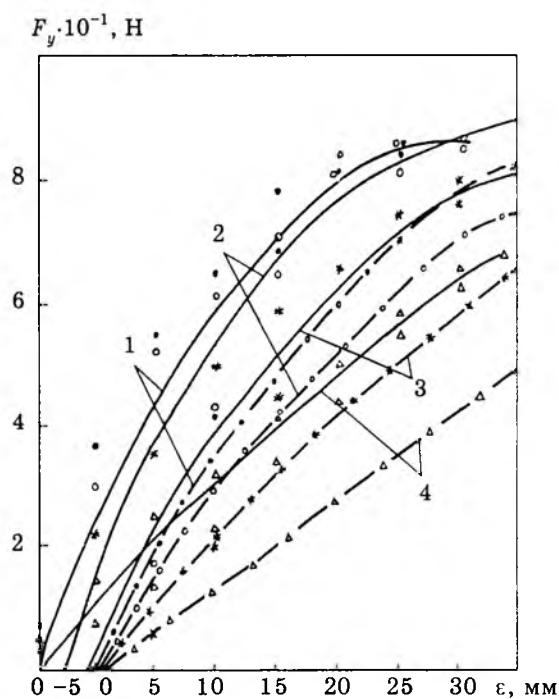


Рис.4. Зависимости боковой силы от поперечного смещения ($h = 40$ мм):

— эксперимент; - - - - расчет; 1 — $2c = 90$ мм (•); 2 — $2c = 110$ мм (○); 3 — $2c = 130$ мм (*); 4 — $2c = 150$ мм (Δ)

Затем рассматривались попарные сочетания элементарных проводников соленоида и шины.

При вычислении взаимоиндуктивностей элементарные проводники представлялись линейными.

Расчеты, проведенные с варьированием разбиения сечений от 5 до 10, показали, что точность расчетов увеличивается примерно на 1%. Размеры поперечных сечений соленоида и шины принимались равными 20×20 и 40×12 мм². Результаты расчетов приведены на рис.3,4.

Экспериментальные исследования проводились на стенде, который показан на рис.5 [8]. Путевые шины были представлены двумя параллельно уложенными пакетами медных шинок 1, запитываемых от генератора постоянного тока. Пакет состоял из четырех шинок сечением $0,04 \times 0,002$ м³ каждая, что позволило пропускать по ним ток до 1,5 кА и получать НС до 6 кА.

Над шинами 1 на динамометре 2 подвешивался гелиевый криостат 3, в котором размещалась сверхпроводящая магнитная система, состоящая из сверхпроводящих соленоидов 5 и сверхпроводящих ключей 4 с тепловым управлением. Сверхпроводящие

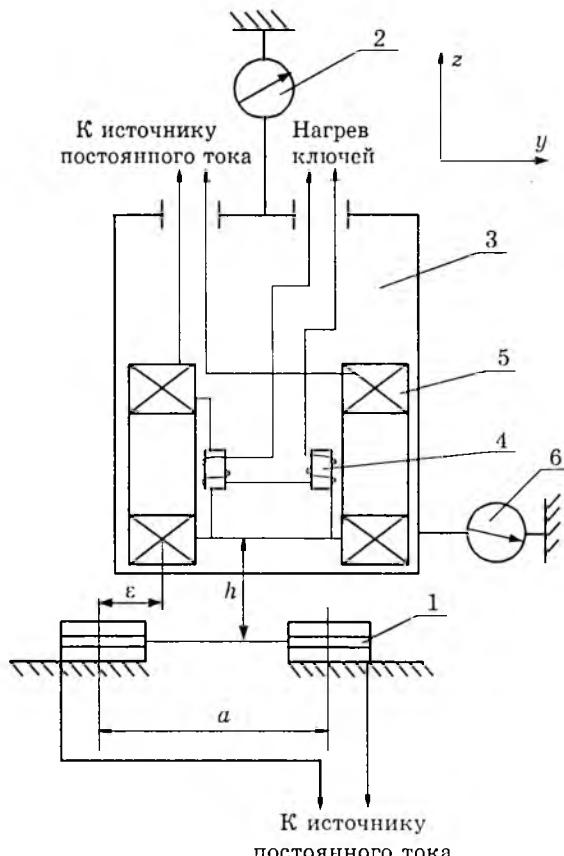


Рис.5. Схема экспериментального стенда

соленоиды имели размеры по среднему витку $0,09 \times 0,09$ м². Размеры поперечного сечения обмотки соленоида — $0,02 \times 0,02$ м². Обмотка выполнена проводом НТ-50 диаметром 0,5 мм; имеет 336 витков, что позволяет получить НС до 125 кА. Расстояние между осями изменялось дискретно от 0,09 до 0,15 м с шагом 0,02 м. Боковое смещение (ε) шины относительно сверхпроводящих соленоидов плавно регулировалось от 0,005 до 0,0345 м с помощью микрометрического винта.

Вертикальная и боковая силы (F_z и F_y) измерялись динамометрами 2 и 6.

Эксперименты проводились при токах в соленоидах 350 А (НС 118 кА) и в шине 350 А (НС 1,4 кА).

Максимальное значение подъемной силы (расчет) имело место при нулевом боковом смещении. Однако в эксперименте указанный максимум наблюдался при некотором конечном отрицательном значении бокового смещения соленоидов относительно путевой шины, что объясняется неточностью установки положения соленоидов, характеризуемого $\varepsilon = 0$, из-за непрозрачности криостата. В связи с этим можно говорить, что экспериментальные данные были получены с точностью до аддитивной постоянной. Наибольшую боковую силу получить не удалось, так как при боковом смещении, большем 34,5 мм, гелиевый криостат отклонялся от вертикального положения и полученные экспериментальные данные нельзя считать корректными.

Как видно из графиков на рис.4, при появлении бокового смещения в системе возникает боковая сила, стремящаяся устраниТЬ это смещение. Причина этого — работа сверхпроводящих соленоидов в режиме «замороженного» магнитного потока. Аналогичное стабилизирующее свойство системы наблюдалось и в отношении подъемной силы при возмущении высоты подвеса.

Сравнение опытных и расчетных зависимостей показывает, что характер этих кривых одинаков. Количественное расхождение между ними возрастает с увеличением бокового смещения, что объяснимо нарушени-

ем вертикальности положения гелиевого криостата.

Другие причины расхождения опытных и расчетных данных:

— при расчете длина продольной стороны (по движению) была взята равной продольному габариту соленоида 90 мм;

— замена реального соленоида, имеющего закругления на углах, прямоугольным по соображениям упрощения расчета взаимоиндуктивностей.

Выходы

1. Отличительной чертой предложенного метода расчета кондукционного подвеса является работа экипажных сверхпроводящих соленоидов в режиме «замороженного» магнитного потока, что обуславливает эффект саморегулирования пространственного положения экипажа при возмущениях его координат.

2. Использование кондукционного подвеса позволит отказаться от колесной подвески, а также снизить стоимость путевых структур.

Список литературы

1. Баттис Ф. Транспортная технология ТРАНСПАРИД и ее значение для Германии и Европы//Железные дороги мира. 1996. № 10. С.8—11.

2. Винокуров В.А. Высокоскоростной наземный транспорт на магнитном подвесе//Электротехника. 1997. № 2. С.13—16.

3. Сика З.К., Куркалов И.И., Петров Б.А. Электродинамическая левитация и линейные синхронные двигатели транспортных систем. Рига: Зинатне, 1988. С.158.

4. Дмитриев В.С. Создание транспортных систем на ЭДП в Японии//Электротехническое производство. 1988. № 2. С.18—19.

5. Прейскурант № 15-09. Оптовые цены на цветные металлы, сплавы и порошки. М.: Прейскурант, 1980. С.43.

6. Высокоскоростной наземный транспорт с линейным приводом и магнитным подвесом/В.И.Бочаров, В.А.Винокуров, В.Д.Нагорский и др. М.: Транспорт, 1985. С.94.

7. Прейскурант № 15-16-47. Оптовые цены на преобразователи силовые и агрегаты. М.: Прейскурантиздат, 1989. С.95.

8. Стенд для исследования магнитного подвеса транспортного средства с активной путевой структурой/С.В.Васильев, К.К.Ким, А.В.Куракин, С.Н.Цыган //Информационный листок о научно-техническом достижении. Л.: ЛенЦНТИ, 1990. № 90—43.

Применение вакуумных выключателей для коммутации цепей постоянного и переменного тока на подвижном составе железнодорожного транспорта

В.П.ИВАНОВ, Д.Ф.АЛФЕРОВ, А.И.БУДОВСКИЙ, В.А.СИДОРОВ, Н.И.КОРОБОВА, В.В.ФЕДОРОВ

ГНЦ «ВЭИ им. В.И.Ленина»

Для переключения цепей электропитания собственных нужд в новых пассажирских вагонах требуется создание малогабаритных переключателей, способных коммутировать как постоянный, так и переменный (16—50 Гц) ток до 100 А и отключать аварийные токи КЗ более 1 кА при номинальном напряжении 3 кВ.

Существующие коммутационные аппараты с открытой электрической дугой имеют низкую надежность, сравнительно большие габариты и высокую стоимость затрат на обслуживание. Применение вакуумных выключателей, в которых для отключения переменного тока используется вакуумная дугогасительная камера, позволяет устранить многие из недостатков, присущих открытой электрической дуге [1,2]. Имеется положительный опыт использования однофазных вакуумных выключателей серии EVS (Германия) в цепях переменного тока с частотой 16 2/3 Гц [3].

В ТОО «ВЭИ-АВИС» разработан новый комбинированный вакуумный выключатель, способный обеспечить надежную коммутацию постоянного и переменного тока в силовых и вспомогательных цепях электрифицированного транспорта. Изготовлен макетный образец такого выключателя и проведены его испытания.

Вакуумный выключатель постоянного и переменного тока (ВВППТ) состоит из трех основных элементов (рис.1): вакуумного контактора, состоящего из вакуумной дугогасительной камеры (ВДК) Q_1 с электромагнитным приводом Y_1 , контура противотока (КП), содержащего емкости $C_1—C_3$, индуктивности $L_1—L_3$ и управляемый вакуумный разрядник (РВУ) Q_2 , с блоком управления БУ, и нелинейного резистора R_1 . Контур противотока и R_1 подключаются параллельно ВДК. Отключение постоянного тока основано на искусственном снижении тока в электрической дуге отключения на контактах ВДК до нуля путем разряда предваритель-

но заряженного конденсатора током обратного направления относительно направления отключающего тока. Конденсаторы $C_1=C_2=C_3=0,5$ мкФ контура противотока заряжаются от контактной сети через сопротивление $R_2=6$ кОм. Индуктивности $L_1—L_3$ служат для формирования трапециoidalной формы импульса противотока с амплитудой, превышающей отключающий постоянный ток в ВДК. Такая форма импульса противотока обеспечивает наличие паузы между моментом прохождения тока в ВДК через нуль и появлением восстановливающегося напряжения. В качестве замыкателя контура противотока используется вакуумный разрядник типа РВУ-7 [4]. Управление разрядником осуществляется через импульсный трансформатор, который входит в состав БУ и обеспечивает требуемую электрическую изоляцию $U=15$ кВ высоковольтных частей выключателя от цепей управления.

Выключатель работает следующим образом. При операции «В» замыкаются контакты Q_1 с помощью электромагнита Y_1 . Через выключатель протекает ток от источника питания к нагрузке и происходит заряд конденсаторов контура противотока $C_1—C_3$ через R_2 . При операции «0» по команде машиниста или при срабатывании защиты от

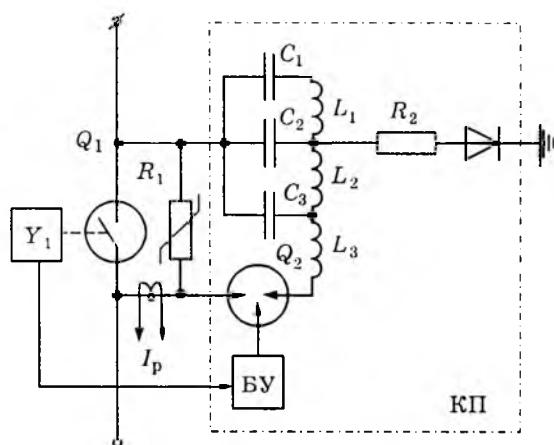


Рис.1. Схема выключателя:

Q_1 — ВДК; Q_2 — РВУ; Y_1 — привод; R_1 — нелинейный резистор; БУ — блок управления

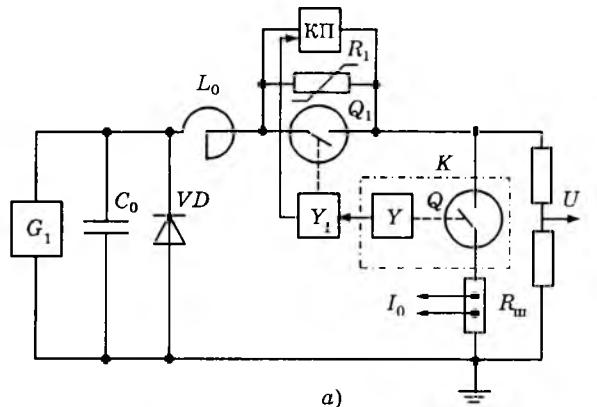
превышения током уровня выше тока уставки происходит размыкание контактов ВДК. При этом на них загорается электрическая дуга отключения. В случае отключения переменного тока эта дуга гаснет в естественный нуль тока. В случае отключения постоянного тока БУ формирует импульс запуска РВУ в момент расхождения контактов ВДК на номинальное расстояние. При срабатывании РВУ конденсаторы контура противотока разряжаются через дугу отключения током противоположного направления с амплитудой, превышающей отключающий ток. При достижении суммарным током в дуге нулевого значения дуга гаснет и ток в ВДК прерывается. Конденсаторы контура противотока перезаряжаются на обратную полярность током отключения. При достижении напряжением на конденсаторах уровня ограничения напряжения, на который рассчитан R_1 , ток из контура противотока перетекает в R_1 .

При испытаниях макета ВВППТ использовались камеры КДВ-21 с контактами из вольфрама (W) и специально разработанная новая ВДК с контактами из композиции медь-хром (CuCr). Максимальный ход контактов в этих камерах составляет примерно 2–4 мм. Предельный отключаемый переменный ток на частоте 50 Гц в КДВ-21 составляет 2 кА, а в новой камере — 4 кА. Обе камеры с запасом выдерживают испытательное напряжение 15 кВ и обеспечивают протекание номинального тока до 320 А.

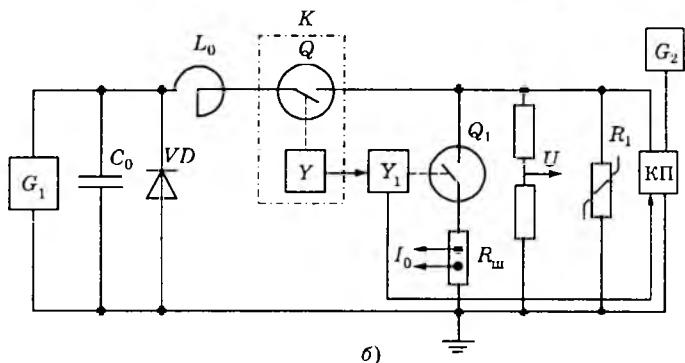
Испытания макета выключателя проводились на колебательном контуре (рис.2,3), состоящем из источника питания G_1 , конденсаторной батареи G_0 на максимальное напряжение $U_0 = 3$ кВ и реактора с индуктивностью $L_0 = 1 \div 6$ мГн. Конденсаторная батарея содержит четыре соединенных параллельно идентичных блока емкостью 1,5 мФ, шунтированных диодами VD .

Макет ВВППТ был испытан в двух режимах отключения постоянного тока: при отключении токов до нескольких килоампер, близких к аварийным токам КЗ, и при сравнительно малых значениях квазистоянного тока $I_0 \leq 15$ А, а также в режиме отключения переменного тока.

В первом режиме отключения постоянного тока было проведено два цикла испытаний. В первом цикле (рис.1 и 2,а) емкости $C_1 \div C_3$ контура противотока заряжались



а)



б)

Рис.2. Схема испытаний отключения аварийных токов КЗ:
а — емкости $C_1 \div C_3$ заряжаются от основной цепи до напряжения U_0 ; б — емкости $C_1 \div C_3$ заряжаются от независимого источника до напряжения $U_p > U_0$

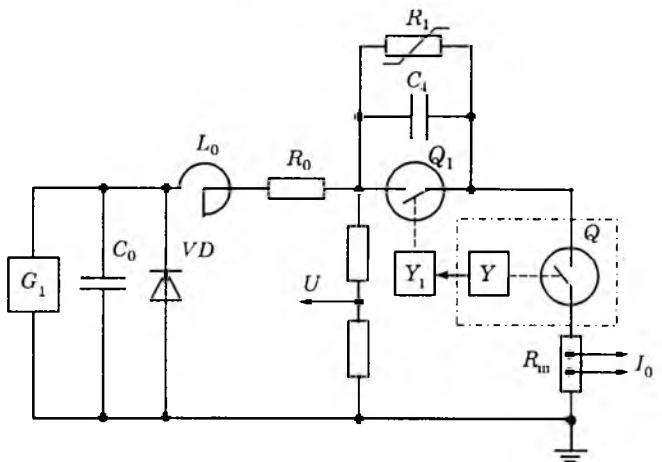


Рис.3. Схема испытаний отключения постоянного тока без принудительного перевода тока в цепи через нулевое значение

до напряжения U_0 на емкости C_0 колебательного контура и ток в контуре противотока при заданном U_0 регулировался путем изменения индуктивностей $L_1 \div L_3$ контура противотока. В этом цикле измерений были испытаны две ВДК с W и CuCr контактами. Во втором цикле испытаний (рис.2,б) была определена максимальная отключающая способность ВДК с CuCr контактами при заряде $C_1 \div C_3$ контура противотока от независимого источника G_2 до напряжения $U_p > U_0$.

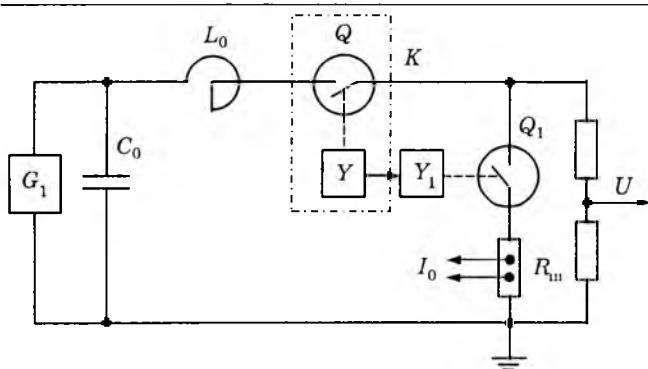


Рис.4. Схема испытаний отключения переменного тока ($C_0 = 6,0 \text{ мФ}$, $L_0 = 1,7 \text{ мГн}$)

При испытаниях в режиме малых токов контур противотока был отсоединен от ВДК (рис.3). В этом случае для повышения отключающей способности ВДК параллельно ей подсоединялась емкость C_4 . Для ограничения тока в ВДК последовательно с L_0 подсоединялось сопротивление $R_0 = 200 \text{ Ом}$. Максимальная постоянная времени спада тока в таком контуре составляла $R_0 C_0 = 1,2 \text{ с}$.

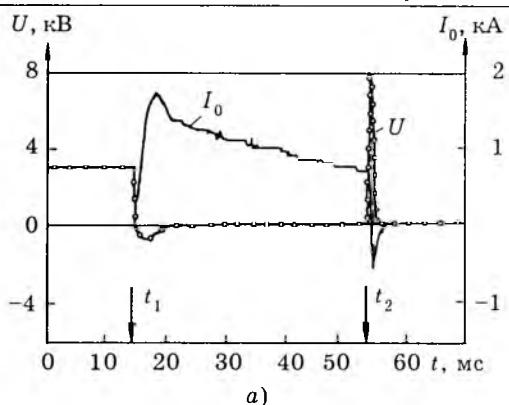
При испытаниях выключателя в режиме отключения переменного тока в колебательном контуре отсоединялись диоды VD и контур настраивался на частоту разряда 50 Гц. В выключателе отсоединялись контур противотока и R_1 (рис.4).

Выключение испытательного контура осуществлялось с помощью вакуумного контактора K . В начальный момент контакты ВДК Q_1 испытуемого выключателя замкнуты, а контакты ВДК Q в вакуумном контакторе разомкнуты. Конденсаторная батарея C_0 и конденсаторы $C_1 - C_3$ заряжаются до заданного напряжения U_0 или U_p . Затем подается команда на включение контактора K и, с задержкой несколько миллисекунд, на отключение контактов ВДК.

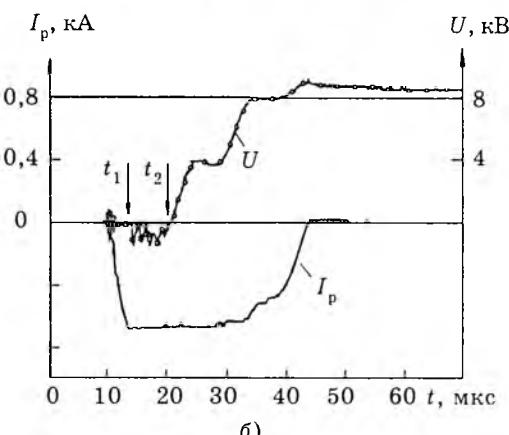
В процессе испытаний измерялись ток в колебательном контуре I_0 с помощью малоиндуктивного шунта ($R_{\text{шн}} = 1,1 \text{ мОм}$), ток в контуре противотока с помощью пояса Роговского и напряжение на выключателе с помощью омического делителя. Электрические сигналы регистрировались на цифровом осциллографе С9-8.

Отключение постоянного тока при КЗ.

Типичные осциллограммы тока I_0 и напряжения U для макета выключателя с камерой КДВ-21 в первом цикле испытаний приведены на рис.5,а. При включении контактора K (момент t_1) в колебательном контуре начинает протекать ток I_0 , а потенциал



а)



б)

Рис.5. Осциллограммы токов I_0 , I_p и напряжения U при отключении КДВ-21 ($U_0=3 \text{ кВ}$, $C_0=1,5 \text{ мФ}$, $L_0=6 \text{ мГн}$):

а — основной ток I_0 и напряжение U на ВДК; б — ток I_p в контуре противотока и напряжение U на ВДК

на выключателе быстро спадает до нуля. В это время контакты выключателя находятся еще в замкнутом состоянии. Примерно через 40 мс от момента t_1 контакты выключателя расходятся на максимальную величину около 4 мм и подается импульс управления на РВУ (момент t_2). При включении РВУ в цепи противотока формируется импульс тока, превышающий отключаемый ток и направленный ему навстречу. В результате ток в ВДК спадает до нуля, и выключатель отключается. В этот момент имеет место значительный импульс восстановливающегося напряжения на ВДК, значение которого ограничивается нелинейным резистором.

Соответствующие этому случаю осциллограммы тока I_p через РВУ и восстановливающегося на ВДК напряжения представлены на рис.5,б. Здесь момент времени t_1 соответствует отключению тока в ВДК, а момент t_2 — началу роста восстановливающегося напряжения, t_2-t_1 — интервал времени, в течение которого напряжение на ВДК мало. Отключаемый ток при данных U_0 и

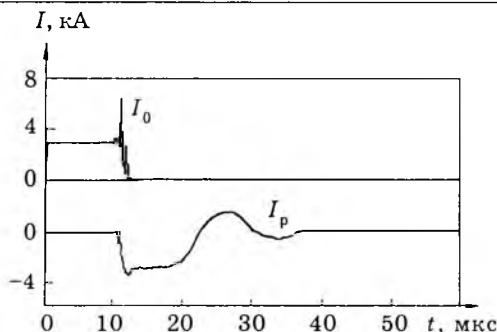


Рис.6. Осциллограммы токов I_0 и I_p при отключении ВДК с CuCr контактами

C_0 составляет примерно 750—800 А. Индуктивности $L_1—L_3$ цепи противотока в этом режиме подобраны таким образом, чтобы амплитуда тока в этой цепи при закороченной ВДК была около 900 А. Уменьшением индуктивностей $L_1—L_3$ амплитуда противотока была увеличена до 1,5 кА. В этом случае выключатель надежно отключает ток примерно 1—1,3 кА при амплитуде основного тока $I_{0\max} = 2,4$ кА.

В аналогичной схеме (рис.2,а) ВДК с CuCr контактами отключает до 2 кА при $I_{0\max} = 3$ кА ($U_0 = 3$ кВ, $C_0 = 6$ мФ, $L_0 = 6$ мГн). Время от начала роста тока I_0 до его отключения примерно 30 мс.

Макет выключателя на основе ВДК с CuCr контактами был испытан и при более высоких значениях отключаемого постоянного тока с целью определения его максимальной отключающей способности. Для этого потребовалось увеличить амплитуду противотока путем повышения напряжения U_p на конденсаторах $C_1—C_3$. С этой целью к контуру противотока был подключен независимый источник зарядного напряжения (рис.2,б). В этом режиме ВВППТ надежно отключает квазипостоянный ток до 3 кА при $U_p = 5—6$ кВ. Амплитуда тока в этом цикле испытаний $I_{0\max} \sim 6$ кА ($U_0 = 3$ кВ, $C_0 = 6$ мФ, $L_0 = 1,5$ мГн). Типичные для этого режима осциллограммы тока отключения I_0 и противотока I_p представлены на рис.6, откуда видно, что РВУ уже не отключает ток в контуре противотока в первом нуле, а пропускает еще две полуволны. Максимальная скорость спада отключаемого тока $dI_0/dt \geq 10^9$ А/с. В процессе испытаний в разных режимах было установлено, что для надежного отключения постоянного тока необходимо выполнение соотношения $I_p \geq 1,2I_0$.

Следует отметить, что условия наших ис-

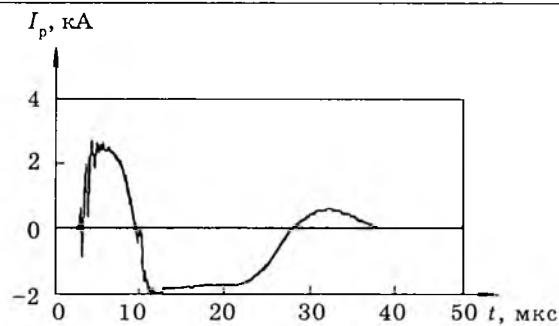


Рис.7. Осциллограмма тока I_p при отключении второй полуволной тока в контуре противотока

пытаний являются более жесткими по сравнению с отключением постоянного тока. В данных опытах до отключения ВДК через нее протекает ток, амплитуда которого значительно превышает ток отключения.

На макете выключателя с CuCr контактами была также исследована возможность отключения постоянного тока второй полуволной тока контура противотока. В этом режиме конденсаторы $C_1—C_3$ заряжаются таким образом, чтобы первая волна тока в контуре противотока совпадала по направлению с отключаемым током. Отключение тока в силовой цепи происходит второй полуволной тока в контуре противотока, имеющего направление, противоположное направлению отключаемого тока. Во время протекания первой полуволны противотока суммарный ток через ВДК более чем в 2 раза превышает ток отключения, что существенно увеличивает токовую нагрузку на камеру и может снизить ее отключающую способность.

Типичная осциллограмма тока в контуре противотока при $U_p \sim 4$ кВ и токе отключения $I_0 \sim 1,8$ кА представлена на рис.7. Суммарный ток через ВДК на первой волне противотока около 4,2 кА. Однако при токах $I_0 > 1,5$ кА имеют место отключения на четвертой полуволне противотока, что может привести к уменьшению вероятности отключения таких токов.

Испытания показали, что выключатель надежно отключает ток $I_0 \leq 1,5$ кА в течение более 10 циклов коммутаций.

Отключение постоянного тока без принудительного перевода тока в цепи через нулевое значение

При отсутствии контура противотока отключение постоянного тока будет определяться в основном током среза, значение

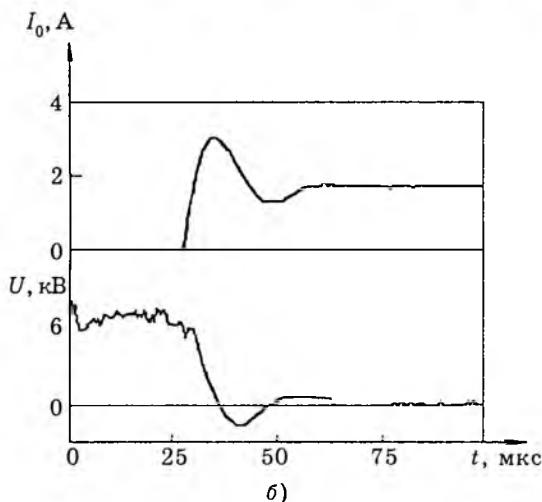
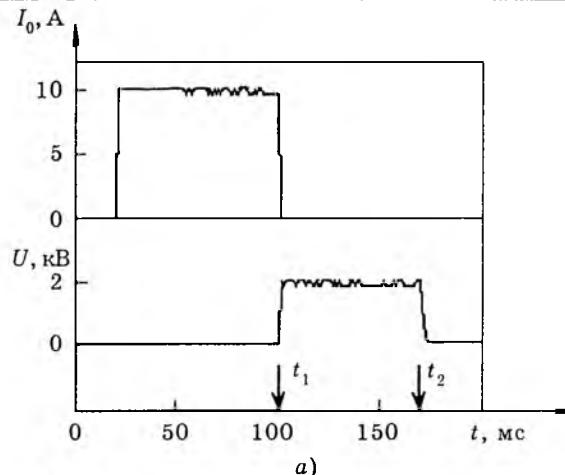


Рис.8. Осциллографмы тока I_0 и напряжения U при отключении без контура противотока ($U_0 = 2$ кВ, $L_0 = 3$ мГн, $C_1 = 0,01$ мкФ)

которого зависит от материала и конструкции электродной системы ВДК, а также от шунтирующей емкости. Во время испытаний была измерена отключающая способность КДВ-21 и новой ВДК (рис.3) при изменении U_0 от 2 до 2,6 кВ ($I_{0\max} = 10 \div 15$ А). В этом случае параллельно ВДК подключалась емкость $C_4 = 0,01$ мкФ или 0,1 мкФ. Включение колебательного контура осуществлялось так же, как и в предыдущих испытаниях, только без включения РВУ. Типичные осциллографмы тока I_0 и напряжения U на ВДК представлены на рис.8. После отключения камеры (момент t_1) на ней восстанавливается напряжение $\sim U_0$ (рис.8, а), которое спадает до нуля после отключения контактора K (момент t_2). Более детально момент отключения показан на рис.8, б, где видно изменение восстанавливающегося напряжения на спаде тока. Отметим, что при $L_0=0$ спад тока и восстановление напряжения происходят монотонно.

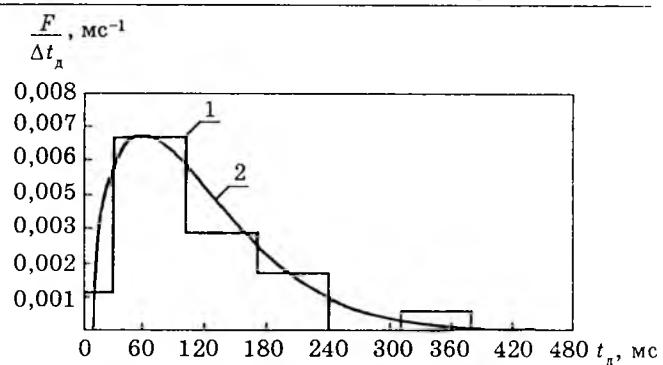


Рис.9. Гистограмма распределения времени горения дуги t_d (1) и плотность вероятности Вейбулловского распределения (2)

В процессе испытаний измерялись время горения дуги $t_d = t_1 - t_0$ (t_0 — собственное время выключателя) и отключаемый ток I_0 при заданном U_0 (примерно 20 включений для каждого U_0).

На рис.9 представлена типичная гистограмма распределения времени горения дуги. Время горения дуги является случайной величиной и подчиняется статическим законам. Графический метод проверки с помощью вероятностных сеток, а также проверка по критерию соответствия ω^3 показали, что полученные опытные данные не противоречат гипотезе о подчинении статистики времени горения дуги Вейбулловскому закону распределения:

$$F(t_d) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{t_d - \tau}{\eta} \right)^\delta \right],$$

где $F(t_d)$ — вероятность t_d при заданных условиях испытаний; τ — параметр сдвига, соответствует промежутку времени, отсчитываемому от момента разведения контактов ВДК, в течение которого вероятность гашения дуги равна нулю; η — параметр масштаба, $\eta = (t_{63} - \tau)$; t_{63} — 63%-й квантиль распределения соответствующего двухпараметрического распределения Вейбулла; δ — параметр формы.

При данных условиях испытаний $\tau = 0 \div 15$ мс, $\eta = 50 \div 300$ нс, $\delta = 1 \div 1,8$. Плотность вероятности Вейбулловского распределения со следующими параметрами $\tau = 11$ мс, $\eta = 112,3$ мс, $\delta = 1,4$ представлена на рис.9.

Распределение имеет значительную асимметрию по сравнению с нормальным распределением (коэффициент асимметрии $S_k = 1,4$) в виде короткой левой части и растянутой

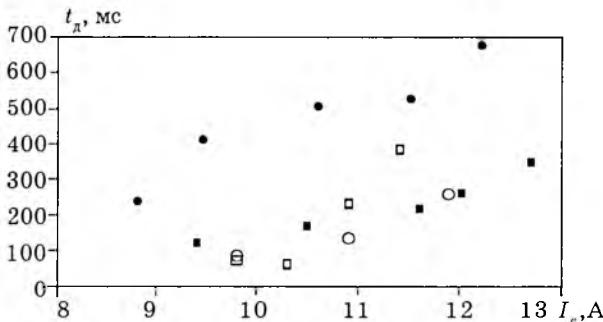


Рис.10. Зависимость времени горения дуги t_d с вероятностью 90% от усредненного I_c тока отключения:

CuCr контакты — о — $C_4 = 0,01$ мкФ, $L_0 = 0$; □ — $C_4 = 0,1$ мкФ, $L_0 = 3$ мГн; W контакты — • — $C_4 = 0,01$ мкФ, $L_0 = 0$; ■ — $C_4 = 0,1$ мкФ, $L_0 = 3$ мГн

части в области больших значений t_d .

На рис.10 представлена зависимость времени горения дуги с вероятностью 90% от усредненного тока I_c отключения. Видно, что время горения дуги при $L_0=0$ в новой камере заметно меньше, чем в КДВ-21, что по нашему мнению может быть связано с формой электродной системы. Как и следовало ожидать, с увеличением L_0 и уменьшением C_4 повышается устойчивость горения дуги.

Из результатов испытаний следует, что для постоянного тока не более 10 А в 90% случаев время горения дуги в обеих камерах не превышает 200—250 мс.

В режиме отключения переменного тока испытывался выключатель с ВДК с CuCr контактами. При этих испытаниях в выключателе контур противотока и нелинейный резистор R_1 были отсоединенны. Испытательный контур переводился в режим колебательного разряда с частотой 50 Гц. При этом амплитуда отключаемого тока достигала 6 кА. Увеличение отключаемого тока ограничивалось мощностью колебательного контура.

Выходы

1. На основе данных испытаний, а также результатов испытаний отдельных узлов следует, что разработанный комбинированный вакуумный выключатель ВВППТ способен коммутировать как переменный (50 Гц), так и постоянный ток при следующих параметрах:

Номинальное напряжение, кВ 3

Номинальный ток, А 320

Номинальный ток отключения, кА

на переменном токе 2

на постоянном токе (при суммарной

емкости контура противотока 1,5 мкФ

с напряжением до 10 кВ) 1

Уровень ограничения перенапряжений

при постоянном и переменном токе, кВ 7—8

Ожидаемый коммутационный ресурс,циклов ВО... 10^5

2. Выключатель способен отключать постоянный ток до 10 А без принудительного перевода тока через нуль. Можно повысить в несколько раз отключающую способность в таком режиме, увеличив емкость C_4 , но это повлечет за собой большой сопровождающий ток через разомкнутый выключатель при переменном напряжении. Проблему повышения отключаемого постоянного тока можно решить путем использования вакуумной камеры с двумя разрывами или наложением поперечного магнитного поля специальной формы. Однако это выходит за рамки настоящей работы и является предметом последующих исследований.

Список литературы

1. Вакуумные дуги. Теория и приложения/Под ред. Дж.Лафферти. М.: Мир, 1982.

2. Д.Ф.Алферов, В.А.Воздвиженский, В.П.Иванов, В.А.Сидоров // Электротехника. 1996. № 8. С.50.

3. Gest J.//Electrische Bahnen. 1992. № 7. S.249. Железные дороги мира. 1994. № 8. С.14.

4. Алферов Д.Ф., Воздвиженский В.А., Сидоров В.А.//Электротехника. 1996. № 8. С.45.

ПОПРАВКА

В статье Рудыка С.Д., Турчанинова В.Е., Флоренцева С.Н., «Перспективные источники сварочного тока» (журнал «Электротехника» № 7 за 1998 г., с.8—11) по вине авторов допущены следующие ошибки:

1. В первом абзаце в правой колонке на с.9 должно быть:

«... с питанием от однофазной или двухфазной сети...»

2. В левой колонке на с.11 пропущено:

«7) максимальные значения напряжений на закрытых транзисторах и обратных напряжений на диодах составляют величину, равную амплитудному значению напряжения входной питающей сети».

3. В первом абзаце в правой колонке на с.11 должно быть:

«...прямоугольной составляющей, доля которой может быть весьма малой, а также равной нулевому значению.»

4. На рис.3 (с.12) вместо дросселя $L3$ (LS) должен быть конденсатор $C6$.

5. В первой строке левой колонки на с.12 вместо конденсатор $C5$ должно быть «...конденсатор $C6$...».

Размеры коронирующей поверхности проводов расщепленной фазы ВЛ СВН

А.И. ТАМАЗОВ

При расчетах электрических характеристик коронного разряда, возникающего на электродах различной формы, распределение объемных зарядов вблизи коронирующей поверхности и ее размеры задаются на основании тех или иных соображений [1]. Тем не менее указанные параметры могут быть определены расчетом. Не приводя общих формул [2], рассмотрим, как формируются размеры коронирующей поверхности на проводе в пучке.

Расщепление фазы на несколько составляющих приводит к неравномерному распределению напряженности по поверхности провода в пучке.

Если s -й провод пучка из n проводов радиусом r_n при радиусе расщепления r_p имеет заряд τ_{ns} , то напряженность на поверхности провода будет равна [2]

$$E = \frac{\tau_{ns}}{2\pi\epsilon r_n} + 2E \cos\theta, \quad (1)$$

где ϵ — диэлектрическая постоянная; $E = \frac{\tau_{ns}}{2\pi\epsilon} \frac{n-1}{2r_p}$ — напряженность в точке расположения провода, образуемая зарядами других проводов; θ — угловая координата на поверхности провода.

В формуле (1) принято, что поле напряженностью E равномерно. Это достаточно близко к действительности для пучка проводов, расстояния между которыми намного больше размеров провода.

При коронировании вблизи провода образуется объемный заряд, уменьшающий неравномерность распределения напряженности по поверхности провода за счет формирования на ней напряженности E_0 , которая в сумме с напряженностью E_n дает результирующую

$$E_n' = E_n + E_0. \quad (2)$$

В момент зажигания короны наибольшая напряженность имеет место на внешней по отношению к центру пучка узкой полосе поверхности провода, поэтому в пространстве возникает линейный заряд τ_0 (рис.1), формирующий напряженность [2]

$$E_0 = \frac{\tau_0}{\pi\epsilon} \frac{r_n - r \cos\theta}{r_n^2 + r^2 - 2r_n r \cos\theta}, \quad (3)$$

где r — расстояние от центра провода до заряда τ_0 .

По мере увеличения τ_0 коронирующая узкая полоса на поверхности провода расширяется, что приводит к превращению линейного заряда в объемный. Чтобы продемонстрировать влияние линейного заряда на напряженность у провода, по [3] были рассчитаны объемные заряды, возникающие у фазы ВЛ 750 кВ, состоящей из $n = 4$ проводов радиусом $r_n = 0,015$ м при радиусе расщепления $r_p = 0,42$ м, когда на фазу подается синусоидальное напряжение с амплитудой $U_m = 612$ кВ при критическом напряжении $U_0 = 306$ кВ. Согласно расчетам при удалении центра объемного заряда на расстояние $r = 0,05$ м от центра провода объемный заряд равен $\tau_0 = 0,1 \cdot 10^{-6}$ Кл/м. Зная τ_0 и r , нетрудно по (3) рассчитать E_0 и E_n' . На рис.1 пунктиром изображена зависимость E_n' от θ для рассматриваемого случая, из которой видно, что E_n' достигает максимума при $\theta = \pm 60^\circ$, а в промежутке $-60^\circ < \theta < +60^\circ$

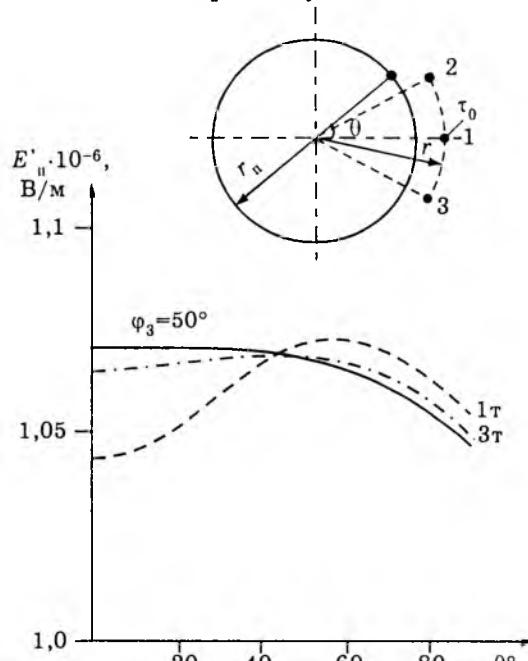


Рис.1. Зависимости расчетной напряженности на поверхности провода от угловой координаты для одного (—) и трех (---) линейных зарядов (— $\phi_3 = 50^\circ$)

значения E_n' намного меньше максимальных. Если напряженность соответствует рис.1 (пунктир), тогда должны коронировать две точки с угловыми координатами $\theta = \pm 60^\circ$, что противоречит принятому ранее предложению о коронировании только одной точки. По-видимому, в рассматриваемой ситуации пространственный заряд не является линейным, а распределен в объеме. Положим, что объемный заряд состоит из трех линейных зарядов величиной $\tau_0/3$ каждый с угловыми координатами -30° , 0° и $+30^\circ$ (рис.1). Тогда расчетные значения E_n' определяются штрих-пунктирной линией, дающей максимальные значения при $\theta = \pm 50^\circ$ и имеющей в промежутке $-50^\circ < \theta < +50^\circ$ несколько меньшие максимальные значения E_n' . Из полученных результатов следует, что в рассматриваемом случае пространственный заряд распределен в объеме, а поверхность коронирования является довольно широкой полосой.

Известно, что на гладкой коронирующей поверхности должно соблюдаться условие

$$E_n' = \text{const.} \quad (4)$$

Поэтому необходимо найти такое распределение объемных зарядов, при котором условие (4) выполняется.

При лавинной форме разряда изменение напряженности в ионизационном пространстве вблизи провода должно быть, по-видимому, одинаковым для любой точки коронирующей поверхности. Это значит, что плотность объемных зарядов у коронирующей поверхности не должна зависеть от угловой координаты. Если предположить, что в какой-либо точке у провода плотность объемного заряда увеличилась, тогда напряженность на поверхности провода у этой точки уменьшился и корона в этом месте погаснет. После ухода увеличившегося объемного заряда напряженность в этой точке вырастет и вновь возникнет корона. Из приведенных соображений следует, что при коронировании у гладкой поверхности провода плотность объемных зарядов должна быть одинаковой в любой ее точке.

Если поверхность провода имеет неоднородности (царапины, заусеницы и т.п.), то условие (4) не выполняется, так как напряжения начала коронирования неодинаковых неоднородностей различны. При появлении короны у неоднородности возникающий объемный заряд понижает напряженность на

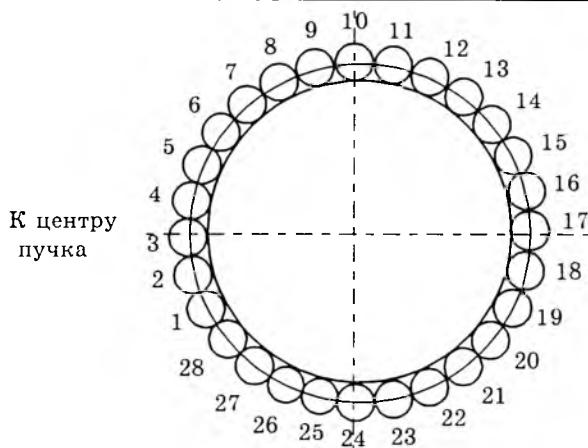


Рис.2. Сечение провода с изолированными драг от друга проводниками малого радиуса

ней и корона гаснет, чтобы зажечься на другой неоднородности, где напряженность больше. Затем процесс повторяется. В результате имеет место перемежающееся коронование точек на проводе, которое и наблюдается в опытах. По мере роста напряжения ширина полосы с коронирующими неоднородностями увеличивается. Ток неоднородностей, начавших короновать раньше, должен быть большие тока других, вступивших в процесс образования объемных зарядов позже, поскольку коронирующие точки отстоят друг от друга на некотором расстоянии, что ослабляет влияние объемного заряда одной неоднородности на напряженность соседней.

Для проверки высказанных соображений были проведены измерения токов отдельных полос поверхности провода в пучке. С этой целью был сконструирован провод диаметром 0,01 м, состоящий из непроводящего круглого стержня, на поверхность которого параллельно оси стержня было наклеено 28 изолированных драг от друга проводников малого диаметра (рис.2), что позволило измерять ток в каждом из них. Испытаниям подвергся пучок из двух проводов диаметром 0,01 м при радиусе расщепления 0,1 м, помещенный в центр заземленного цилиндра диаметром 2 м и активной длиной 1 м. Измерение токов проводников малого диаметра осуществлялось с помощью осциллографа Н-117/1 в клетке Фарадея при подаче отрицательного напряжения от регулируемого источника. В первом цикле измерений внешняя поверхность проводников малого диаметра одного из двух проводов была неоднородной вследствие ее обработки шкуркой. Во втором цикле неоднородности были уда-

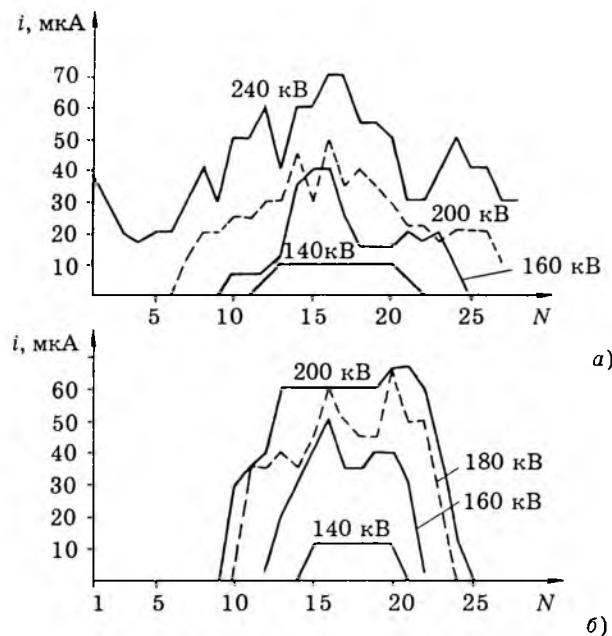


Рис.3. Графики токов короны постоянного тока, измеренных в проводниках, номера которых даны на рис.2 при наличии неоднородностей на их поверхности (а) и без них (б)

лены полировкой поверхности проводников малого диаметра.

На рис.3 представлены распределения токов по 28 изолированным друг от друга проводникам испытываемого провода пучка для первого (а) и второго (б) циклов, из которых видно, что наличие неоднородностей (а) приводит к неравномерному изменению тока внутри коронирующей зоны, которая оказывается шире, чем в цикле (б). В последнем внутри этой зоны ток проводников более стабилен, если не считать спада тока по краям коронирующей зоны. Из представленных материалов следует, что предположение о равномерном распределении тока по коронирующей поверхности гладкого провода может быть принято.

Теперь рассмотрим схему, при которой объемный заряд τ_0 равномерно распределен в узкой полосе толщиной δ около гладкого провода (рис.4). Пусть размеры коронирующей поверхности ограничены угловыми координатами $+\varphi_3$ и $-\varphi_3$. Тогда ширина полосы с объемным зарядом будет равна $(r_n + \Delta_n)2\varphi_3$ и плотность объемного заряда определится формулой

$$\rho = \frac{\tau_0}{\delta(r_n + \Delta_n)2\varphi_3}. \quad (5)$$

Чтобы рассчитать E_0 , выделим в полосе объемного заряда элемент площадью $\delta(r_n + \Delta_n)d\varphi$

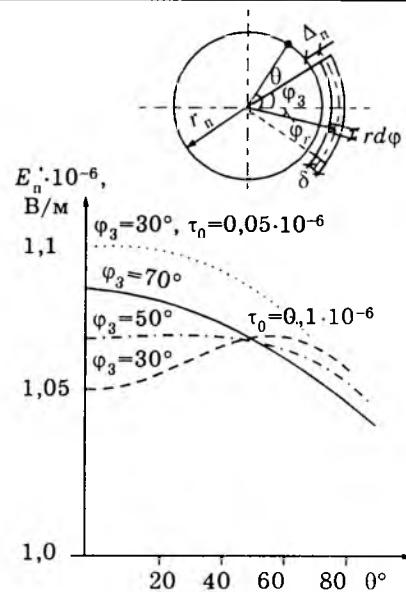


Рис.4. Зависимости расчетной напряженности на поверхности провода от угловой координаты при наличии объемного заряда в виде полосы толщиной δ : — напряженность при уменьшении объемного заряда вдвое

$+ \Delta_n)d\varphi$ с элементарным зарядом

$$d\tau_0 = \rho\delta(r_n + \Delta_n)d\varphi. \quad (6)$$

Этот заряд в точке на поверхности провода с координатой θ создаст элементарную напряженность

$$dE_0 = \frac{\rho\delta(r_n + \Delta_n)d\varphi}{\pi\epsilon} \times \frac{r_n - (r_n + \Delta_n)\cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + (r_n + \Delta_n)^2 - 2r_n(r_n + \Delta_n)\cos(\theta - \varphi)}. \quad (7)$$

Тогда напряженность от объемного заряда будет равна

$$E_0 = \int_{-\varphi_3}^{+\varphi_3} \frac{\rho\delta(r_n + \Delta_n)d\varphi}{\pi\epsilon} \times \frac{r_n - (r_n + \Delta_n)\cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + (r_n + \Delta_n)^2 - 2r_n(r_n + \Delta_n)\cos(\theta - \varphi)} = \\ = \frac{\tau_0}{2\pi\epsilon r_n} \left\{ 1 - \frac{1}{\varphi_3} \left[\operatorname{arctg} \left(-1 - \frac{2r_n}{\Delta_n} \right) \operatorname{tg} \frac{\theta - \varphi_3}{2} - \operatorname{arctg} \left(-1 - \frac{2r_n}{\Delta_n} \right) \operatorname{tg} \frac{\theta + \varphi_3}{2} \right] \right\}. \quad (8)$$

Используя формулу (8), можно рассчитывать зависимости $E_n = f(\theta)$ при разных φ_3 находить такое φ_3 , при котором $E_n = \text{const}$ в пределах от $-\varphi_3$ до $+\varphi_3$. На рис.4 представлены эти зависимости для рассмотренного

ранее примера при $\varphi_3 = 30^\circ, 50^\circ, 70^\circ$ и $\Delta_n = r - r_n = 0,035$ м, из которых видно, что варианты с $\varphi_3 = 30^\circ$ и 70° не удовлетворяют условию (4) и поэтому не могут иметь место. При $\varphi_3 = 50^\circ$ постоянство E_n' обеспечивается в пределах изменения θ от 0° до $\pm 40^\circ \div 50^\circ$. Чтобы сравнить данные расчета по (8) и (3) на рис.1 сплошной линией дана кривая рис.4 при $\varphi_3 = 50^\circ$.

Определить влияние объемного заряда на ширину коронирующей поверхности можно, если рассчитать зависимость $E_n' = f(\theta)$ для заряда $\tau_0 = 0,05 \cdot 10^{-6}$ Кл/м, который в два раза меньше того значения, которое принималось в предыдущих расчетах. На рис.4 пунктиром даны значения E_n' при $\varphi_3 = 30^\circ$, из которых видно, что $E_n' = \text{const}$ при изменении θ в пределах от 0° до $\pm 20^\circ$. Из расчетов следует, что условие (4) реализуется только при определенном значении φ_3 или ширины коронирующей полосы.

Формула (8) может быть использована для численного расчета размеров коронирующей поверхности и плотности объемного заряда в переходном режиме. Для этого на первом шаге определяются параметры первого слоя объемного заряда. Затем этот слой перемещается, а его место занимает новый слой, размеры которого определяются совместным действием обоих слоев объемного заряда, и т.д.

Вместо с тем, может быть получено более общее выражение для расчета размеров коронирующей поверхности провода. Согласно рис.5 объемный заряд отстоит от коронирующего провода на расстояние Δ , которое определяет размеры зоны ионизации, и ограничен кривыми с угловыми координатами φ_3 и радиусами r_3 . Если на расстоянии r от центра провода выделить элементарную площадь $rdrd\varphi$, тогда элемент объемного заряда этой площади будет равен

$$d^2\tau = \rho r dr d\varphi, \quad (9)$$

а элементарная напряженность

$$d^2E = \frac{\rho r dr d\varphi}{\pi \epsilon} \frac{r_n - r \cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + r^2 - 2r_n r \cos(\theta - \varphi)}. \quad (10)$$

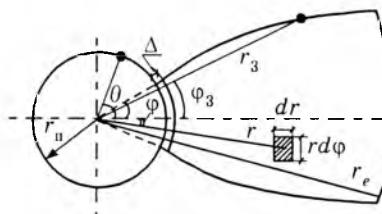


Рис.5. Схема для расчета величины E_0 от объемного заряда, распределенного в пространстве

Напряженность от объемного заряда на поверхности провода в точке с координатой θ будет равна

$$E_0 = \int_{r_n + \Delta - \varphi_3}^{r_e} \int_{-\varphi_3}^{+\varphi_3} \frac{\rho r dr d\varphi}{\pi \epsilon} \frac{r_n - r \cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + r^2 - 2r_n r \cos(\theta - \varphi)}, \quad (11)$$

где r_e — радиус фронта объемного заряда.

Согласно [4]

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 + \frac{k}{\epsilon} \rho_0 t}, \quad (12)$$

где ρ_0 — плотность объемного заряда у коронирующей поверхности; k — подвижность ионов; t — время существования ионов.

Так как скорость движения ионов определяется формулой

$$v = \frac{dr}{dt} = kE, \quad (13)$$

то каждому моменту времени t соответствуют значения ρ , определяемые координатами r и φ .

Поэтому (12) можно переписать:

$$\rho = \frac{\rho_0}{1 + \frac{k}{\epsilon} \rho_0 \psi(r, \varphi)}. \quad (14)$$

Подставив (14) в (11), получим формулу для расчета E_0 , E_n' и, следовательно, ширины коронирующей зоны.

Чтобы проинтегрировать (11), выразим ρ приближенно. По мере удаления от провода плотность объемного заряда ρ уменьшается медленнее, чем

$$\rho_r = \frac{\rho_0(r_n + \Delta)}{r}. \quad (15)$$

Если принять, что ρ уменьшается линейно, тогда

$$\rho = \rho_0[1 - a(r - r_n)], \quad (16)$$

где

$$a = \frac{\rho_0 - \rho_e}{r_e - r_n},$$

r_e , ρ_e — радиус и плотность объемного заряда на его фронте.

Пусть ρ уменьшается быстрее, чем по (16). Для этого случая ρ можно представить суммой постоянной составляющей $g\rho_0$, определяемой весом $0 < g < 1$, и переменной по (15), но с весом $(1-g)$, т.е.

$$\rho = g\rho_0 + (1-g)\rho_0 \frac{r_n + \Delta}{r}. \quad (17)$$

Подставляя (17) в (11), получаем

$$\begin{aligned}
 E_0 = & \int_{-\varphi_3}^{+\varphi_3} \int_{r_n + \Delta}^{r_e} \left[g\rho_0 + (1-g)\rho_0 \frac{r_n + \Delta}{r} \right] r dr d\varphi \times \\
 & \times \frac{r_n - r \cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + r^2 - 2r_n r \cos(\theta - \varphi)} = \frac{gr_n \rho_0}{\pi \epsilon} \times \\
 & \times \int_{-\varphi_3}^{+\varphi_3} d\varphi \left\{ A \left[\frac{1}{2} - \cos^2(\theta - \varphi) - \left(\frac{1}{g} - 1 \right) \left(1 + \frac{\Delta}{r_n} \right) \times \right. \right. \\
 & \times \frac{\cos(\theta - \varphi)}{2} \left. \right] - (r_e - r_n - \Delta) \frac{\cos(\theta - \varphi)}{r_n} + \\
 & \left. + B \left[\sin 2(\theta - \varphi) + \left(\frac{1}{g} - 1 \right) \left(1 + \frac{\Delta}{r_n} \right) \sin(\theta - \varphi) \right] \right\}, \quad (18)
 \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned}
 A = & \ln \frac{r_n^2 + r_e^2 - 2r_n r_e \cos(\theta - \varphi)}{r_n^2 + (r_n + \Delta)^2 - 2r_n(r_n + \Delta) \cos(\theta - \varphi)}; \\
 B = & \operatorname{arctg} \frac{2r_n(r_e - r_n - \Delta) \sin(\theta - \varphi)}{r_e(r_n + \Delta) + 4r_n^2 - 2r_n(r_e + r_n + \Delta) \cos(\theta - \varphi)}.
 \end{aligned}$$

Интегрирование по φ наталкивается на определенные трудности. Поэтому интеграл (18) можно взять приближенно, разбив интервал $-\varphi_3 + \varphi_3$ на p частей. Тогда ширина части интервала равна

$$\Delta\varphi = \frac{2\varphi_3}{p} \quad (19)$$

и по теореме о среднем

$$\begin{aligned}
 E_0 = & \frac{gr_n \rho_0}{\pi \epsilon} \sum_{i=1}^p \frac{2\varphi_3}{p} \left\{ A \left[\frac{1}{2} - \cos^2(\theta - \varphi) - \left(\frac{1}{g} - 1 \right) \times \right. \right. \\
 & \times \left. \left. \left(1 + \frac{\Delta}{r_n} \right) \frac{\cos(\theta - \varphi)}{2} \right] - (r_e - r_n - \Delta) \frac{\cos(\theta - \varphi)}{r_n} + \\
 & + B \left[\sin 2(\theta - \varphi) + \left(\frac{1}{g} - 1 \right) \left(1 + \frac{\Delta}{r_n} \right) \sin(\theta - \varphi) \right] \right\}_{\varphi=\varphi_a}, \quad (20)
 \end{aligned}$$

где

$$\varphi_{ci} = -\varphi_3 + \frac{\varphi_3}{p}(2i - 1).$$

Для условий по рис.3 по формуле (20) были рассчитаны напряженности E_0 и E'_n для

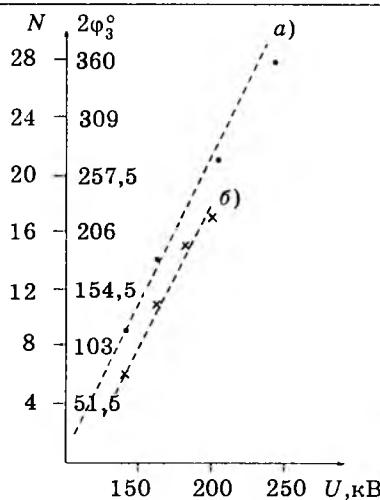


Рис.6. Зависимость числа N коронирующих проводников малого диаметра от напряжения для условий на рис.3

$U_0 = 120 \text{ кВ}$, $U = 140 \text{ кВ}$ и $g = 0,5$. Оказалось, что $E'_n = \text{const}$ при $\varphi_3 = 30 \div 40^\circ$. Это согласуется с данными опыта (рис.3, б).

Зная φ_3 , можно определить ширину коронирующей полосы $l = 2r_n \varphi_3$ и по току короны i найти плотность объемного заряда у коронирующей поверхности гладкого провода

$$\rho_0 = \frac{i}{kE'_n 2r_n \varphi_3}. \quad (21)$$

Опытные данные рис.3 позволяют построить зависимость ширины коронирующей поверхности от напряжения. На рис.6 точками и крестиками даны экспериментальные значения числа N проводников малого диаметра, охваченных короной, для условий a и b на рис.3, из которых видно, что скорость нарастания N постоянна и одинакова как для гладкого провода, так и для провода с неоднородностями. Если при напряжении U_0 имеет место угол φ_3 , а при напряжении U_0 — угол θ , тогда можно записать, что ($\theta \leq \varphi_3$)

$$U_0 = U_0 + (U_3 - U_0) \frac{\theta}{\varphi_3}. \quad (22)$$

Указанное обстоятельство позволяет высказать некоторые суждения о характере зависимости тока и его плотности от напряжения.

При неоднородной поверхности провода можно пренебречь влиянием коронирующих точек друг на друга. В этом случае плотность тока короны di/dt при постоянном напряжении будет зависеть от напряжения так же, как и ток короны одиночного провода [5]

$$\frac{di}{dl} = DU_3(U_3 - U_0), \quad (23)$$

где D — коэффициент.

Так как элементарная ширина коронирующей поверхности

$$dl = r_n d\theta, \quad (24)$$

то по (23) с учетом (22)

$$\frac{di}{d\theta} = Dr_n U_3 \left[U_3 - U_0 - (U_3 - U_0) \frac{\theta}{\Phi_3} \right]. \quad (25)$$

Из (25) видно, что при принятых допущениях плотность тока короны линейно зависит от θ , что приблизительно подтверждается опытными данными рис.3,а. Таким образом, полный ток

$$i = \int_{-\Phi_3}^{+\Phi_3} Dr_n U_3 \left[U_3 - U_0 - (U_3 - U_0) \frac{\theta}{\Phi_3} \right] d\theta = Dr_n U_3 (U_3 - U_0) 2\Phi_3. \quad (26)$$

Если $\theta = \pi$ при напряжении U_b , тогда из (22)

$$\Phi_3 = \frac{\pi}{U_b - U_0} (U_3 - U_0), \quad (27)$$

и с учетом (27) формула (26) будет иметь вид ($U_0 \leq U_3 \leq U_b$)

$$i = D \frac{2\pi r_n}{U_b - U_0} U_3 (U_3 - U_0)^2. \quad (28)$$

Если $U_3 \geq U_b$, тогда $\Phi_3 = \pi$ и по формуле (26) полный ток короны будет

$$i = 2D\pi r_n U_3 (U_3 - U_0). \quad (29)$$

При гладкой поверхности провода ток короны определяется как [5]

$$i = GU_3 (U_3 - U_0), \quad (30)$$

где G — коэффициент.

Ширина коронирующей полосы с учетом (27) будет

$$l = 2r_n \Phi_3 = \frac{2\pi r_n}{U_b - U_0} (U_3 - U_0). \quad (31)$$

Тогда при $\Phi_3 < \pi$ плотность тока короны определится как

$$\frac{i}{l} = G \frac{U_b - U_0}{2\pi r_n} U_3, \quad (32)$$

и при $\Phi_3 = \pi$

$$\frac{i}{l} = \frac{G}{2\pi r_n} U_3 (U_3 - U_0). \quad (33)$$

Из (32) видно, что плотность тока короны при гладком проводе пропорциональна на-

пряженю U_3 и при $U_3 = U_0$ имеет постоянное значение. Возможно, что значение i/l при $U_3 = U_0$ в действительности отличается от расчетного, поскольку в начальный момент коронирует, по-видимому, некоторая полоса, а не линия.

Справедливость написанных зависимостей токов короны от напряжения можно проверить, использовав опытные значения токов провода пучка для случаев *a* и *b*. В таблице приведены эти токи i и расчетные их значения i_p , вычисленные по формулам (28) — вариант *a* и (30) — вариант *b*.

Вариант	U , кВ	120	140	160	180	200	240
<i>a</i>	i , мкА	<4	40	100	190	280	500
	i_p , мкА	—	32	81	162	280	470
<i>b</i>	i , мкА	<10	60	160	260	370	—
	i_p , мкА	—	76	157	255	370	—

При этом $D2\pi r_n/(U_b - U_0)$ формулы (28) определялась по опытным данным варианта *a* для напряжения $U = 200$ кВ и $U_0 = 100$ кВ, а коэффициент G формулы (30) — по данным варианта *b* для $U = 200$ кВ и $U_0 = 115$ кВ (рис.6). Из таблицы видно, что расчетные и опытные токи близки друг к другу.

Выводы

1. Плотность объемных зарядов вблизи гладкой коронирующей поверхности провода в пучке не зависит от угловой координаты, что позволяет определить плотность ионов облака объемного заряда в любой его точке.

2. Размеры коронирующей поверхности провода в пучке могут быть рассчитаны из условия постоянства напряженности на этой поверхности.

3. Увеличение объемного заряда вблизи коронирующей поверхности провода в пучке приводит к росту ее размеров.

4. Средняя плотность объемных зарядов у провода с неоднородностями в пучке уменьшается к краям коронирующей зоны.

Список литературы

1. Попков В.И. Корона на электродах гиперболоид вращения — плоскость//Изв.АН СССР. Энергетика и транспорт. 1980. № 2.

2. Гринберг Г.А. Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений. Издво АН СССР, 1948.

3. Тамазов А.И. Переходной режим коронного разряда//Техническая электродинамика. 1996. № 4.

4. Попков В.И. Электрическое поле при переходной униполярной короне//Изв.АН СССР. ОТН. 1954. № 7.

5. Попков В.И., Рябая С.И. К теории короны при постоянном напряжении//Изв. АН СССР. ОТН. 1951. № 1.

ИЗОЛЯЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ

К вопросу определения диэлектрических потерь жидкой изоляции

Г.А.МИТРОФАНОВ, канд.техн.наук

Марийский государственный университет

Диэлектрические потери изоляции оцениваются тангенсом угла диэлектрических потерь ($\operatorname{tg}\delta$). Измерение $\operatorname{tg}\delta$ является одним из основных при контроле состояния изоляции маслонаполненного электрооборудования. Учитывая зависимость диэлектрических свойств изоляции от качества трансформаторного масла, по значению $\operatorname{tg}\delta$ масла судят о состоянии изоляции электроаппарата [1]. Поэтому определению $\operatorname{tg}\delta$ трансформаторного масла отводится важная роль в системе контроля качества изоляции электрооборудования.

Для измерения $\operatorname{tg}\delta$ трансформаторного масла используются промышленные (Р5021, Р5026 и др.), а также усовершенствованные приборы [2,3]. Однако эти приборы имеют большие габариты, дополнительно требуется генератор испытательного напряжения, а из-за использования ручного балансирования моста (M) процесс определения $\operatorname{tg}\delta$ изоляции трудоемкий.

В статье описан измеритель, где производится автоматическое балансирование M при определении $\operatorname{tg}\delta$ диэлектриков, а также возможно регулирование значения и частоты испытательного напряжения. Измеритель включает микропроцессорный блок управления (БУ) (рис.1), с помощью которого про-

изводится автоматическое балансирование M путем подключения соответствующих резисторов R_1 и R_3 в плечи M при помощи реле $P_1—P_{22}$ (рис.2). Условие баланса M выражается формулами

$$R_x R_2 = R_1 R_3, \quad (1)$$

откуда активное сопротивление исследуемого диэлектрика $R_x = R_1 R_3 / R_2$;

$$C_x R_3 = C_1 R_2, \quad (2)$$

откуда емкость диэлектрика $C_x = C_1 R_2 / R_3$.

Для исследуемого диэлектрика

$$\operatorname{tg}\delta = \omega R_x C_x = \omega R_1 C_1, \quad (3)$$

где ω — угловая частота испытательного напряжения.

Напряжение разбаланса M усиливается четырехкаскадным измерительным усилителем (ИУ). Напряжение с ИУ поступает на активный фильтр (АФ), где выделяется сигнал с частотой испытательного напряжения. Затем сигнал детектируется амплитудным детектором (АД), а с помощью сглаживающего фильтра (СФ) устраняются пульсации. Сигнал в цифровой форме с аналого-цифрового преобразователя (АЦП) поступает в БУ, который управляет работой реле $P_1—P_{22}$. Измеренное значение $\operatorname{tg}\delta$ исследуемого диэлек-

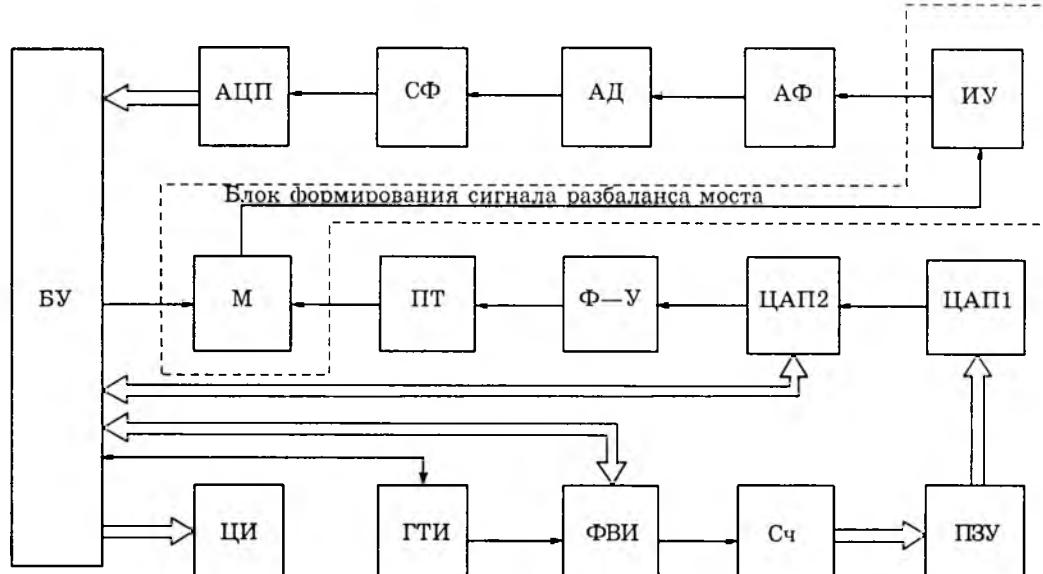


Рис.1. Структурная схема измерителя тангенса угла диэлектрических потерь

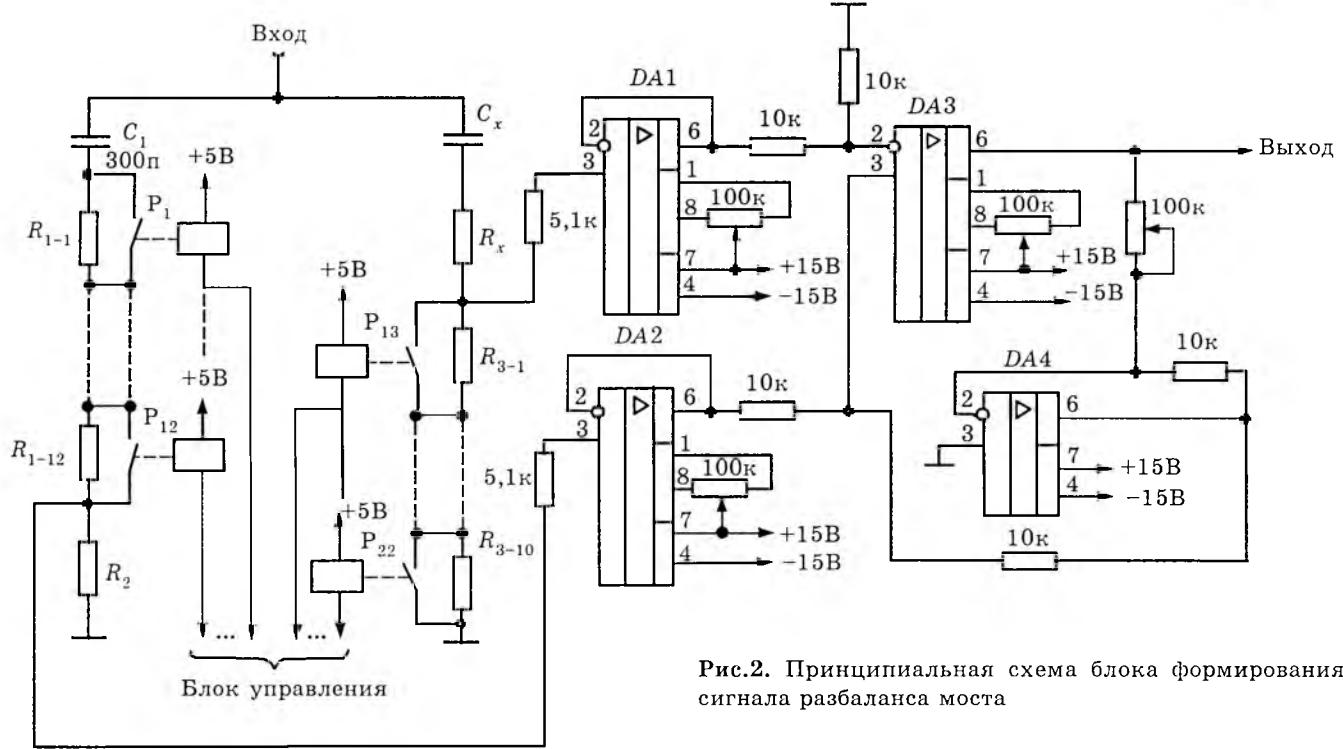


Рис.2. Принципиальная схема блока формирования сигнала разбаланса моста

лектрика выводится на четырехразрядный индикатор (ЦИ) [4].

Напряжение, подаваемое на M , имеет высокостабильные амплитуду и частоту. Стабильные параметры напряжения обеспечиваются формированием синусоидального сигнала при переборе 256 значений, находящихся в постоянном запоминающем устройстве (ПЗУ). Перебор осуществляется с помощью формирователя временных интервалов (ФВИ) и восьмиразрядного счетчика (Сч).

ФВИ представляет собой три шестнадцатиразрядных программируемых Сч. Коэффициент деления, программно записываемый в 1-й Сч, определяет период испытательного напряжения. 2-й Сч, вход которого подключен к выходу 1-го Сч, определяет задержку измерения амплитуды напряжения разбаланса M после коммутации реле. Коэффициент деления, записываемый в 3-й Сч, определяет скорость обмена информацией с внешними устройствами через последовательный интерфейс.

Задающим для работы измерителя $\text{tg}\delta$ является импульсный сигнал частотой 2,048 МГц, вырабатываемый генератором тактовых импульсов (ГТИ).

Первый цифроаналоговый преобразователь (ЦАП) ЦАП 1 преобразует цифровой код выборки ПЗУ в синусоидальное напряжение амплитудой 5 В. В зависимости от кода управляющего сигнала БУ амплитуда напряжения на выходе ЦАП 2 может изме-

няться в пределах 0—5 В. Это напряжение фильтруется и усиливается фильтром-усилителем (Ф-У) и поступает на повышающий трансформатор (ПТ). ПТ увеличивает амплитуду напряжения в 100 раз.

БУ выполнен на микросхемах (МС) серии КР580. М и ИУ составляют блок формирования сигнала разбаланса моста, принципиальная схема которого изображена на рис.2. ИУ, АФ, АД и СФ собраны на операционных усилителях К140 УД17 и К140 УД20. АЦП выполнен на МС 1113ПВ1. ЦИ изготовлен на светодиодах АЛС324Б. ФВИ и СЧ соответственно выполнены на МС КР580ВИ53 и 1533ИЕ5. Ф—У представляет собой АФ, собранный на МС КР574 УД1А, и транзисторный усилитель мощности.

Для обеспечения работы электронных узлов изготовлен блок питания (БП), конструктивно размещененный непосредственно в корпусе измерителя. БП вырабатывает постоянные напряжения ± 5 , ± 12 , ± 15 , ± 25 В и выполнен на МС серии К140, К142 и транзисторах КТ825А.

М включает эталонный конденсатор $C_1 = 300 \text{ пФ}$, резисторы $R_1 = 53,051 \div 53051 \text{ Ом}$, $R_2 = 5100 \text{ Ом}$, $R_3 = 51,15 \div 51150 \text{ Ом}$. В качестве эталонного используется конденсатор, имеющий $\text{tg}\delta = 10^{-4}$. Значение емкости (300 пФ) выбрано экспериментальным путем. Емкость измерительной ячейки с трансформаторным маслом C_x (рис.2) определяется как

$$C_x = C_0 \epsilon_r, \quad (4)$$

где C_0 — емкость измерительной ячейки с воздушным диэлектриком; ϵ_r — относительная диэлектрическая проницаемость испытываемого масла.

Известно [1], что при увеличении C_0 ячейки уменьшаются влияние местных дефектов исследуемого диэлектрика и погрешность измерения при определении $\tan \delta$. Для оптимизации значения C_0 сравнивались $\tan \delta$ трансформаторного масла (по ГОСТ 10121-76), измеренные в испытательных трансформаторах НОМ-10 при старении и при лабораторном анализе проб масла с помощью моста Р5026. В качестве стимулирующих факторов старения использовались температура 90°C и переменное электрическое поле 10 кВ. Исследовались ячейки с различными $C_0 = 10 \div 150$ пФ. Для объективности исследования отбираемые пробы масла анализировались также при температуре 90°C. За истинные принимались значения $\tan \delta$, измеренные применяемым в энергетике методом отбора проб масла [5]. Результаты получены при исследовании пяти трансформаторов для каждого варианта. Зависимость расхождения (погрешности) значений $\tan \delta$ масла от C_0 приведена на рис.3. С увеличением C_0 измерительной ячейки погрешность $P \tan \delta$ масла уменьшается по экспоненциальному закону

$$P = P_0 + Ae^{C_0 K}, \quad (5)$$

где P_0 , A и K — постоянные, равные соответственно 0,02; 0,16 и $-0,02$ пФ $^{-1}$; $K = -1/T$, здесь T — постоянная емкости, зависящая от материалов деталей ячейки, и равна 50 пФ.

Кривая (рис.3) показывает, что приемлемое значение C_0 составляет не менее 130 пФ. Поэтому для обеспечения необходимой точности и компактности измерительной ячейки выбрано $C_0 = 130$ пФ. Для масла $\epsilon_r \approx 2,3$, поэтому $C_x \approx 300$ пФ. При использовании указанных номиналов элементов $M C_x$ может принимать значения 250—350 пФ.

При исследованиях использовалась измерительная ячейка «открытого» типа [6], представляющая собой плоский конденсатор.

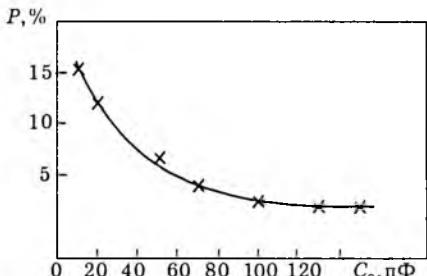


Рис.3. Зависимость погрешности измерения $\tan \delta$ трансформаторного масла при изменении C_0 измерительной ячейки

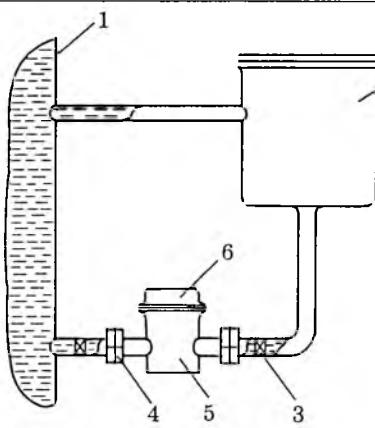


Рис.4. Схема установки измерительной камеры в ветви регенерации жидкой изоляции трансформатора:

1 — бак трансформатора; 2 — термосифонный фильтр; 3 — вентили; 4 — фланцы; 5 — измерительная камера; 6 — крышка измерительной камеры

В отличие от широко используемой ячейки «закрытого» типа [4] такая конструкция обеспечивает свободную циркуляцию масла, что позволяет устанавливать ее, например, в ветви регенерации жидкой изоляции маслонаполненного трансформатора (рис.4). При этом практически исключается образование «ила» на электродах ячейки и обеспечивается стабильность измерений.

С помощью данного измерителя определялся $\tan \delta$ масла в составе распределительных трансформаторов электрических сетей АО «МАРИЭНЕРГО» напряжением 110 кВ. При этом использовалась ячейка «открытого» типа, помещенная в измерительную камеру, которая устанавливалась в ветви регенерации жидкой изоляции маслонаполненного трансформатора (рис.4) [7,8]. При определении $\tan \delta$ вентили до и после измерительной камеры закрывались, крышка камеры снималась, к выводам ячейки подключался измеритель. Для определения погрешности измерителя параллельно определялся $\tan \delta$ жидкой изоляции в испытательной лаборатории путем анализа проб масла из указанных трансформаторов с помощью моста Р5026 и стандартной измерительной ячейки [6,9]. При измерениях испытательное напряжение и его частота составляли соответственно 2 кВ и 50 Гц. Измеритель и мост Р5026 подключались по «нормальной» (оба электрода испытываемого объекта изолированы) схеме [1]. Для снижения погрешности измерения температура трансформаторного масла при определении $\tan \delta$ с помощью измерителя и моста Р5026 была одинаковой. Расхождения значений $\tan \delta$ масла, измеренных мостом Р5026 и измерителем, составили 3,2—4,6%.

Также анализировалась температурная зависимость $\tan \delta$ масла. При этом температура масла составляла +20÷70°C [10]. Определялось усредненное значение $\tan \delta$ по ре-

зультатам пяти измерений при каждой температуре. Результаты измерений представлены в табл.1.

Таблица 1

Температура диэлектрика, °C	$\operatorname{tg}\delta \cdot 10^{-3}$	Погрешность измерений, %
20	0,2	10,0
25	0,3	6,6
30	0,3	6,6
35	0,4	5,0
40	0,5	8,0
45	0,6	6,6
50	0,7	5,8
55	0,8	5,0
60	1,0	6,0
65	1,3	6,1
70	1,5	5,3

Полученная точность измерителя определяется собственным $\operatorname{tg}\delta$ конденсатора C_1 (примерно $0,07 \cdot 10^{-3}$) и количеством разрядов индикатора (четыре).

По результатам измерений был проведен регрессионный анализ, который показал, что эмпирическая зависимость $\operatorname{tg}\delta$ от температуры согласуется с известным выражением [11]

$$\operatorname{tg}\delta = \operatorname{tg}\delta_0 \exp[A(T - T_0)], \quad (6)$$

где $\operatorname{tg}\delta_0$ — тангенс угла диэлектрических потерь трансформаторного масла при температуре $T_0 = 20^\circ\text{C}$; A — температурный коэффициент масла (расчетное значение составило 0,04).

Таблица 2

$\Delta T_i, ^\circ\text{C}$	Температурные коэффициенты приведения		Относительные расхождения $K, \%$
	K_b	K_p	
5	1,23	1,22	0,8
10	1,48	1,50	1,3
15	1,80	1,84	2,2
20	2,16	2,25	4,0
25	2,68	2,75	2,5
30	3,15	3,40	7,3
35	3,85	4,15	7,2
40	4,78	5,10	6,3
45	5,75	6,20	7,3
50	7,50	7,50	0,0

По результатам измерений были вычислены (табл.2) температурные коэффициенты приведения трансформаторного масла K_b [1] по формуле

$$K_b = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n K_{bi}, \quad (7)$$

где K_{bi} — температурный коэффициент приведения масла для i -й разности температур ΔT_i ; n — число ΔT_i в исследуемом диапазоне температур ($20\text{--}70^\circ\text{C}$).

Значения K_b сравнивались с реальными значениями температурных коэффициентов

приведения трансформаторного масла K_p (определенны с помощью промышленных приборов для измерения $\operatorname{tg}\delta$) [1] (табл.2).

Анализ табл.2 показывает, что максимальное расхождение вычисленных и реальных температурных коэффициентов приведения составило 7,3% (среднее значение 3,9%), что свидетельствует об удовлетворительной точности результатов исследования.

При использовании измерителя для определения $\operatorname{tg}\delta$ твердых диэлектриков (например, электрокартона, кабельной бумаги и т.д.) устанавливается соответствующий зазор (в зависимости от толщины исследуемого диэлектрика) между обкладками измерительной ячейки [6] путем использования изоляционных шайб необходимой толщины. При этом подбирается конденсатор C_1 (рис.2) емкостью, которая вычисляется по формуле (2).

Предложенный измеритель позволяет производить автоматическое балансирование M при измерении $\operatorname{tg}\delta$. При этом испытательное напряжение регулируется в пределах 0—2000 В при регулировании его частоты от 0,05 до 100,0 кГц без использования дополнительного генератора, $\operatorname{tg}\delta = 10^{-4} \div 10^{-1}$.

Выводы

1. Контроль состояния изоляции маслонаполненного электрооборудования может производиться по значению $\operatorname{tg}\delta$ жидкой изоляции.

2. Для контроля $\operatorname{tg}\delta$ трансформаторного масла может быть использован рассмотренный измеритель, отличающийся компактностью (габаритные размеры $300 \times 300 \times 250$ мм), простотой при эксплуатации благодаря автоматическому балансированию моста и позволяющий производить измерения без дополнительного генератора испытательного напряжения.

3. Достоинством указанного измерителя является также возможность регулирования значения и частоты испытательного напряжения в широких пределах, что позволяет например, исследовать частотную зависимость $\operatorname{tg}\delta$ диэлектриков.

4. Точность измерения может быть повышена, а нижний предел определения $\operatorname{tg}\delta$ уменьшен за счет использования, например, эталонного конденсатора (C_1) с более низким значением собственного $\operatorname{tg}\delta$ и увеличения числа разрядов индикатора.

5. При необходимости информация о результатах измерения может выводиться на принтер или передаваться в ЭВМ через последовательный интерфейс.

Список литературы

1. Бажанов С.А., Воскресенский В.Ф. Профилактические испытания изоляции оборудования высокого напряжения. М.: Энергия, 1977.
2. Киселев В.И., Султанов В.М. Устройство для определения диэлектрических параметров материалов на низких и высоких частотах//Приборы и техника эксперимента. 1991. № 3. С.172—175.
3. Приходько В.М., Кравченко В.И., Приходько А.М. Мобильная установка для комплексных испытаний и диагностики изоляции//Промышленная энергетика. 1995. № 10. С.7—12.
4. Обнаружитель кабельных линий электропередачи/ Г.А.Митрофанов, Ю.Н.Кожин, Н.Э.Светлаков, М.Ю.Стрельников//Электрические станции. 1996. № 11. С.56—58.
5. ГОСТ 6581-75. Материалы электроизоляционные жидкые. Методы электрических испытаний.
6. Пат. 1774285 РФ. Устройство для контроля жидких диэлектриков/Г.А.Митрофанов, И.Н.Поляков,
7. Применение кварцевых пьезорезонаторов для определения газосодержания жидких диэлектриков/ Г.А.Митрофанов, И.А.Бородин, С.В.Венедиктов, Е.П.Виногоров//Заводская лаборатория. 1995. № 3. С. 28—25.
8. Митрофанов Г.А., Стрельников М.Ю. Определение диэлектрических потерь изоляции электрооборудования//Промышленная энергетика. 1997. № 6. С.15—16.
9. Митрофанов Г.А., Стрельников М.Ю. Измеритель диэлектрических потерь с автоматическим балансированием моста//Приборы и техника эксперимента. 1997. № 3. С.165—166.
10. Митрофанов Г.А., Стрельников М.Ю. Измерение тангенса угла диэлектрических потерь//Заводская лаборатория. 1997. № 12. С.39—41.
11. Базуткин В.В., Ларионов В.П., Пинталь Ю.С. Техника высоких напряжений: изоляция и перенапряжение в электрических системах. М.: Энергоатомиздат, 1986.

Полиимидные лаки для обмоточной эмалевой изоляции

Б.А.ЖУБАНОВ, академик АН Республики Казахстан, В.Д.КРАВЦОВА, канд.хим.наук (Институт химических наук, г.Алматы), К.Х.БЕКМАГАМБЕТОВА, канд.техн.наук, Д.А.АХМЕТТАЕВ, инж. (Алматинский энергетический институт)

Рассмотрены новые электроизоляционные лаки, перспективные для изготовления различных видов изоляции, в том числе и обмоточной эмалевой изоляции.

Для изготовления обмоток электрических двигателей, эксплуатирующихся в тяжелых условиях, до недавнего времени применялись обмоточные провода в основном со стекловолокнистой, эмалевоволокнистой, эмалевостекловолокнистой и ленточной слюдинитовой или микалентной изоляцией. Однако в 70-е годы при проектировании новых серий электродвигателей стало понятным, что для получения требуемых технико-экономических показателей толщина изоляции у применяемых обмоточных проводов должна быть существенно снижена, а такие показатели, как механическая прочность, нагревостойкость, долговечность, пробивное напряжение увеличены. Это стало возможным с появлением термостойких полимерных пленочных материалов и внедрением технологии эмалирования проводов термостойкими полимерами [1,2].

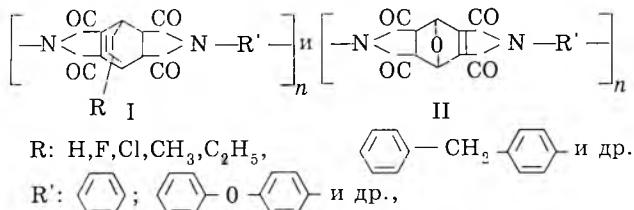
Известно, что в качестве нагревостойких электроизоляционных полимерных пленок применяются такие полимеры, как полиэтилентерефталат, политетрафторэтилен, политирафторхлорэтилен, сополимеры тетрафторэтилена с гексафтормонопропиленом и, в первую очередь, полиимиды [2,3].

Увеличение нагревостойкости полимеров сопровождается значительным ростом ка-

питальных затрат на их создание. Поэтому считается, что крупномасштабное производство полимеров с большей, чем у полипиромеллитимидов, нагревостойкостью в настоящее время нерентабельно и представляет только научный и узкопрактический интерес. Но расширение номенклатуры полиимидов с близкой или такой же нагревостойкостью, как у полиимидов ароматического строения, продолжается. К числу таких полимеров относятся полиимиды на основе диангидридов алициклического строения и ароматических диаминов, разработанные в Институте химических наук Министерства науки — Академии наук Республики Казахстан, и в результате тесного сотрудничества с Алматинским энергетическим институтом был создан ряд новых изделий — эмальпроводы, пазовая изоляция, пресс-материалы. В данной работе приведены результаты, полученные при исследовании полиимидных пленок.

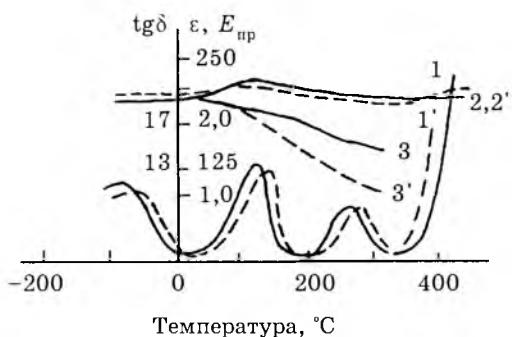
Пленки на основе полиимидов алициклического строения. Обычным способом получения полиимидов алициклического строения, так же как и полипиромеллитимидов, является поликонденсация, когда в результате взаимодействия диангидридов и диаминов вначале образуется полиимидокислота, из которой формуется пленка, которая

затем термическим путем превращается в полиимид, причем температурный режим термообработки форполимеров довольно жесткий — от 80—100 до 300—350°C. Нами разработан одностадийный способ синтеза полиимидов алициклической структуры общей формулы:



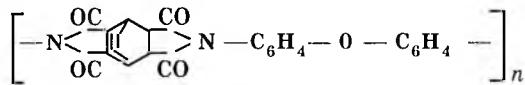
позволяющий получать полимеры в одну стадию по реакции одностадийной поликонденсации в интервале температур 70—80°C в амидных растворителях — N,N'-диметиллацитамиде, N,N'-диметилформамиде, N-метил-2-пирролидоне. Процесс осуществляется в мягких условиях в присутствии различных катализитических добавок [4,5]. При этом получаются лаки, стабильные во времени в интервале температур от -30 до +50°C, из которых отливаются высокопрочные эластичные пленки различной толщины.

Известно, что среди полимерных пленочных материалов полиимидная пленка занимает особое место благодаря высоким термическим, физико-механическим свойствам, диэлектрическим характеристикам, химической стойкости [2—4]. Синтезированные нами полиимиды несколько уступают полипиromеллитимидам по термической устойчивости, физико-механическим свойствам, но их диэлектрические показатели в широком температурном интервале аналогичны.



Температурная зависимость тангенса угла диэлектрических потерь (1,1'), диэлектрической проницаемости (2,2') и электрической прочности (3,3') для необлученной (1,2,3) и облученной (1', 2', 3') полиимидной пленки

Некоторые свойства полиимida на основе фотоаддукта бензола и малеинового ангидрида с 4,4'-диаминодифениловым эфиром



Удельное сопротивление ρ_v , Ом·м:

20°C	(1—3)·10 ¹⁵
200°C	(3—4)·10 ¹³
250°C	(2—4)·10 ¹²

Тангенс угла диэлектрических потерь

(1 кГц) tgδ:

20°C	0,001—0,003
200°C	0,001—0,003
250°C	0,003—0,005

Диэлектрическая проницаемость ε:

20°C	1,8—2,6
200°C	1,8—2,0
250°C	1,8—2,1

Электрическая прочность $E_{\text{пр}}$, В/м:

20°C	220—250
200°C	150—180
250°C	140—160

Прочность на разрыв σ_b , МПа (20°C) ... 160—180

Удлинение ε' (20°C), % 25—45

Стойкость к кипящему

трансформаторному маслу, ч До 10000

Толщина пленок, мкм 2—200

Как видно из приведенных данных, полиимид (условное обозначение ПИ_{AB}) обладает высокими значениями диэлектрических параметров, которые мало меняются в диапазоне температур 20—250°C.

На рисунке приведена также температурная зависимость тангенса угла диэлектрических потерь tgδ, диэлектрической проницаемости ε и диэлектрической прочности $E_{\text{пр}}$ для пленки толщиной 30 мкм. Из рисунка (кривая 1) видно, что температурная зависимость tgδ характеризуется тремя максимумами, релаксационными, в области температур от -100 до +270°C, рост потерь проводимости наблюдается с температурой 370°C. Значение ε (кривая 2) является стабильным во всем исследуемом интервале температур, а электрическая прочность монотонно снижается при переходе от температуры 20 до 300°C — от 240 до 160 В/м (кривая 3). Приведенная зависимость диэлектрических характеристик полиимida алициклического строения от температуры характерна для такого класса полимеров [1,6].

В настоящее время во многих странах выпускаются полиимиды типа Kapton для общепромышленного применения, изготовленные

ния обмоточных проводов, эмальпроводов, пазовой изоляции, гибких печатных плат и для авиакосмической техники. И хотя полимида на основе пиромеллитового диангидрида обладают интереснейшими свойствами, однако их широкое промышленное производство несколько затруднено из-за многостадийности синтеза исходного мономера, невысокой стабильности во времени полiamидокислотных лаков и т.д. Разработанные нами полиимидные лаки лишены указанных недостатков, а возможность использования диангидридов алициклического строения, получаемых с использованием нетрадиционного восполнляемого источника — солнечной энергии — для синтеза лаков превращает данное направление в весьма перспективное и несложно реализуемое в условиях мелкосерийного производства. Особый интерес при этом представляют лаки, синтезируемые на основе галогенсодержащих мономеров (фтор, хлор), а также на основе их фуранового аналога, что приводит к существенному повышению термической стабильности электролизационных материалов [7].

Пленки из полиимидного лака на основе диангидридов алициклического строения можно получать различной толщины — от 2 до 200 мкм. Они характеризуются повышенной стабильностью размеров и невысоким коэффициентом термической усадки, что важно для изготовления гибких печатных плат.

В процессе выполнения исследований свойств полимида алициклического строения нами была изучена также устойчивость данного полимера к воздействию излучений высоких энергий. Известно, что в условиях, когда большинство полимеров разрушаются, в полимидах происходят не очень значительные изменения [1,8]. Мы изучали поведение полимера при воздействии γ -радиации до 3000 Мрад. При этом обнаружено, что положение максимумов диэлектрических потерь не меняется, наблюдается лишь незначительное смещение их в сторону более высоких температур на 20—30°C при дозе 3000 Мрад. В результате облучения до доз 1000 Мрад удельное объемное сопротивление снижается от $2,4 \cdot 10^{14}$ до $1,8 \cdot 10^{13}$ Ом·м, а при дозе 3000 Мрад — до $3,4 \cdot 10^{12}$ Ом·м. Электрическая прочность при этом снижается незначительно — от 180 до 164 при 1000 Мрад и 150 В/м при дозе 3000 Мрад, т.е. в конце облучения в данном режиме сохраняется еще около 80% электрической прочности.

Рост потерь проводимости для облученного дозой 3000 Мрад полимида начинается при более низкой температуре по сравнению с необлученным — при 340°C, т.е. воздействие радиации, как и следовало ожидать, несколько понижает термическую устойчивость полимера.

Анализ изменения механических свойств облученного и контрольного полимера показал, что при наборе дозы 3000 Мрад механическая прочность ПИ_{AB} несколько увеличивается в первые моменты облучения, т.е. первоначально идет упрочнение полимера (в данном случае до доз 300 Мрад), после чего происходит снижение прочности в монотонном режиме. Если первоначальное значение прочности полимида пленки на разрыв равно 160 МПа, то при 1000 Мрад — 150, при 3000 Мрад — 120 МПа. Максимальное значение прочности приходится на 300 Мрад. Следует также отметить, что в процессе облучения происходит изменение растворимости полимида: если до облучения полимер был растворим в амидных растворителях, то после воздействия γ -радиации 3000 Мрад он становится нерастворимым даже в концентрированной серной кислоте. Такой ход изменения в процессе облучения механической прочности и растворимости характерен и для других полимеров и обусловлен протеканием реакций межмолекулярного взаимодействия, сопровождающегося сшивкой макромолекул [1,7].

Из полученных нами результатов видно, что, несмотря на некоторые колебания, $t_{g\delta}$ практически до 370°C для необлученного и 340°C для облученного сохраняет стабильные значения в пределах 0,001—0,003 до доз 3000 Мрад, при этом мало меняется диэлектрическая проницаемость, высокими остаются значения ρ_v и электрической прочности, сохраняется около 75—80% механической прочности. Данные результаты позволяют рекомендовать использовать полимида алициклического строения в качестве защитных покрытий в различных электротехнических устройствах при работе их в условиях, описанных в настоящей работе.

Полимида пленки подобно полипиромеллитимиду хорошо совмещаются с тефлоном, который образует на них тонкое однородное покрытие, что позволяет сваривать полимер. Введение слюды, солей металлов, сажи и других добавок позволяет получить полимида пленки специального назначения. Возможно также получение комбинированных пленок, сополимеров, окрашенных

пленок, что расширяет номенклатуру выпускаемых термостойких полимерных пленок электротехнического назначения.

Таким образом, нами разработаны новые полимерные лаки, позволяющие получать нагревостойкие полимерные пленки и покрытия для обеспечения надежности электрического оборудования.

Список литературы

1. Полиимиды — класс термостойких полимеров/ М.И.Бессонов, М.М.Котон, В.В.Кудрявцев, Л.А.Лайус. Л.: Наука, 1983.

2. Астахин В.В., Трезов В.В., Суханова И.В. Электроизоляционные лаки, пленки и волокна. М.: Химия, 1986.

3. Гнездин А.А., Мещанов Г.И. Обмоточные провода с пленочной изоляцией//Электротехническая промышленность. Сер.19. Кабельные изделия. 1987. Вып.2(7). С.1—35.

4. Некоторые закономерности образования алициклических полиимидов в присутствии бензойной кислоты/Б.А.Жубанов, О.А.Алмабеков, Г.И.Бойко, В.Д.Кравцова//Высокомолекулярные соединения. 1989. № 11. Т.А31.С.2652—2656.

5. Polyimides on the base aliphatic diamines and alicyclic dianhydrides/ G.M.Mirkarimova, T.K.Kozhabekova, V.D.Kravtsova, O.A.Almabekov//Modern problems science. Intern research conference. Tashkent. 1995. Р.115.

6. Электрические свойства полиимидов/Б.А.Жубанов, О.А.Алмабеков, В.Д.Кравцова, К.Х.Бекмагамбетова//Тр.ИХН АН КазССР. Алма-Ата: Наука, 1984. С.19—33.

7. Жубанов Б.А., Архипова И.А., Алмабеков О.А. Новые термостойкие гетероциклические полимеры. Алма-Ата: Наука, 1979.

8. Действие облучения на диэлектрические свойства и структуру полиимida/ Г.М.Бартенев, С.Н.Каримов, Б.Н.Нарзуллаев и др.///Высокомолекулярные соединения. 1977. № 10. Т.А19.С.2217—2223.

БИБЛИОГРАФИЯ

Новая книга о надежности электрооборудования угольных шахт

В угольных шахтах одним из источников взрыва метана или угольной пыли, пожара и электротравматизма, влекущих за собой негативные последствия, является взрывозащищенное и рудничное электрооборудование. Обеспечение его надежности и безопасности — острые проблема технико-экономического и социального характера. За последние 30 лет в этой области проведены многочисленные научные исследования, результаты которых внедрены в практику разработки и производства подобного электрооборудования, что позволило повысить надежность разных видов изделий в 2, 5 и даже 10 раз. Однако остается еще ряд нерешенных вопросов. Поэтому публикация монографии [1] о надежности такого электрооборудования, написанной специалистами Украинского научно-исследовательского, проектно-конструкторского и технологического института взрывозащищенного и рудничного электрооборудования (УкрНИИВЭ, Донецк) и Донецкого государственного технического университета по итогам многолетней научно-исследовательской работы — положительное явление.

Задача обеспечения надежности электрооборудования как одна из основ высокой экономической эффективности электрификации шахт и безопасности труда шахтеров решается четырьмя способами:

— разработкой и производством высоконадежных изделий каждого из видов электрооборудования;

— его техническим обслуживанием и ремонтом;

— применением средств технического диагностирования;

— резервированием сборочных единиц, изделий и участков сети электроснабжения.

В рецензируемой книге рассмотрены первые три способа, при этом повышению надежности и безопасности электрооборудования на стадии его разработки и изготовления, как наиболее эффективному способу, уделено основное внимание.

В монографии представлены научные подходы и конкретные инженерные решения по различным аспектам этого способа обеспечения надежности:

— разработка номенклатуры показателей надежности;

— физические закономерности старения и износа;

— методы испытаний на надежность и расчетов надежности;

— методы испытаний на стойкость к внешним климатическим и механическим факторам, технические средства испытаний;

— конструктивные и схемные меры повышения надежности двигателей, контакторов, блоков управ-

равления и защиты, пускателей, комплектных распределительных устройств, устройств управления, передвижных подстанций, а также взрывонепроницаемых оболочек;

— технологические меры повышения надежности двигателей, трансформаторов и аппаратов, в том числе результаты ряда статистически спланированных экспериментов по исследованию зависимости надежности их обмоток от технологических факторов.

Авторы убедительно показали, что повышение надежности электрооборудования происходит дискретно при переходе на новый тип или модификацию изделия, так как именно при этом обычно удается внедрить новые конструктивные и технологические решения, за счет которых показатели надежности изделий одного и того же вида и назначения, но разных типов, повышаются в несколько раз. В книге приведено большое количество таких конструктивно-технологических мер.

Подробно рассмотрены вопросы надежности при эксплуатации электрооборудования: характеристика внешних факторов условий эксплуатации, условий работы, механических воздействий и т.п., характер и причины отказов, сбор и статистическая обработка информации о надежности и ряд других. Авторы отмечают, что весомой организационной причиной отказов являются недостатки эксплуатации, на долю которых приходится больше всего отказов. Кроме того, много повреждений наносится электрооборудованию и деталям его взрывонепроницаемой оболочки, обеспечивающим взрывозащищенность, при транспортировании изделий от забоя до ремонтного завода (после демонтажа с места установки) и их хранении в ремонтном фонде, т.е. также по вине персонала шахт и ремонтных заводов. И хотя при современной социальной обстановке в шахтерских коллективах трудно надеяться на крупные перемены в этой области в ближайшие годы, авторы большое внимание уделили проблеме поддержания надежности в эксплуатации, в том числе техническому обслуживанию и ремонту, расчету запчастей и т.п.

При рассмотрении вопросов технического диагностирования авторы теоретически рассмотрели пример разработки системы технического диагностирования одного из типов двигателей (выявление признаков основных состояний, составление перечня дефектов и симптомов, разработку алгоритма диагностирования). Интерес представляют и экспериментальные исследования авторов по поиску диагностических признаков изоляции обмотки.

К недостаткам книги следует отнести чрезмерную краткость, по сравнению с [2—5], изложения вопросов прикладной теории надежности (§ 1.1),

ускоренных испытаний на надежность двигателей (§ 3.6) и, особенно, аппаратов (§ 3.7), оптимального проектирования двигателей с учетом их надежности (§ 6.2) и статистической обработки информации при определительных и контрольных испытаниях в случае многократно цензурированных выборок (§ 10.3). Данные о надежности ряда электрических аппаратов (§ 11.1) уже не соответствуют современному уровню, так как определялись достаточно давно и по устаревшим, несовершенным методикам. Из-за ограниченного объема книги не рассмотрено техническое диагностирование электрических аппаратов.

В целом рецензируемая книга — интересное и полезное производственно-практическое пособие для инженерно-технических работников, занятых разработкой, изготовлением, эксплуатацией и ремонтом электрооборудования, а также для студентов, аспирантов и преподавателей вузов, интересующихся данной проблемой. Ее публикацию следует оценить весьма положительно, так как она является единственной в отечественной и мировой литературе монографией, в которой на современном научном уровне доступно для широкого круга инженеров изложены основные аспекты проблемы надежности электрооборудования угольных шахт. Высокому качеству книги способствовали замечания докторов техн. наук З.П. Колосюка (Макеевка) и В.И. Щуцкого (Москва), высказанные ими при обсуждении ее плана-проспекта. Положительную роль в издании сыграли акционерный коммерческий банк «Икар-банк» (Донецк) и Научно-техническая горная ассоциация (Москва). Книга бесплатно разослана в библиотеки ряда заводов, НИИ и вузов, в том числе Днепропетровского, Московского и Санкт-Петербургского горных, Донецкого, Карагандинского, Киевского, Кузбасского, Новочеркасского и Харьковского политехнических институтов (технических университетов).

Список литературы

1. Надежность электрооборудования угольных шахт/Б.Н. Ванеев, В.М. Гостищев, В.С. Дзюбан и др. М.: Недра, 1997.
2. Надежность взрывозащищенного и рудничного электрооборудования/А.И. Быков, Б.Н. Ванеев, В.Д. Главный и др. М.: Недра, 1979.
3. Надежность асинхронных электродвигателей/Б.Н. Ванеев, В.Д. Главный, В.М. Гостищев, Л.И. Сердюк. Киев: Техника, 1983.
4. Ванеев Б.Н., Збарский Д.А., Сердюк Л.И. Метод контрольных испытаний взрывозащищенного электрооборудования на надежность//Электротехника. 1986. № 2. С.15—19.
5. Ванеев Б.Н., Горягин В.Ф. Учет надежности при оптимальном проектировании взрывозащищенных асинхронных электродвигателей//Электротехника. 1990. № 9. С.19—21.

Г.В. Серезентинов, канд. техн. наук

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Николай Васильевич Александров

(к 90-летию со дня рождения)

19 сентября 1998 г. исполнилось 90 лет профессору, доктору технических наук Николаю Васильевичу Александрову — главному научному сотруднику НТЦ ВЭИ «Электроизоляция».

Вся производственная и научная деятельность Н.В.Александрова связана с Всероссийским электротехническим институтом. Он поступил в ВЭИ им. Ленина в 1930 г. после окончания Казанского университета и продолжает работать в этом институте в настоящее время. В 30-е годы Н.В.Александров разработал специальные погружные электродвигатели для снабжения водой подразделений Советской армии. В конце 30-х годов им был создан новый вид оборудования для бурения глубоких нефтяных скважин — электробур. В 1941 г. за эту работу Н.В.Александрову была присуждена Государственная премия СССР. В послевоенные годы профессор Н.В.Александров возглавил работы по созданию систем изоляции генераторов, высоковольтных и тяговых электрических



машин. Им были разработаны и с большим технико-экономическим эффектом внедрены системы изоляции монолит-1 и монолит-2 на многих заводах России и стран СНГ. За создание новых электроизоляционных материалов и систем изоляции электрооборудования Н.В.Александрову в 1983 г. вторично была присуждена Государственная премия СССР.

В 1943 г. Н.В.Александров защитил диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук, а в 1948 г. он был утвержден в ученом звании профессора. Н.В.Александров является ведущим учё-

ным в области электроизоляционной техники. Он внес большой вклад в разработку новых методов исследований электроизоляционных материалов и конструкций, в создание новых технологий производства электроизоляционных материалов и систем изоляции электрооборудования. Созданные им системы изоляции позволили проектировать и изготавливать генераторы и высоковольтные электрические машины повышенной надежности и долговечности. Большое внимание Н.В.Александров уделяет подготовке инженерных и научных кадров, его ученики работают на многих заводах.

Результаты научных исследований отражены более чем в 80 публикациях и авторских свидетельствах. Деятельность Н.В.Александрова получила высокую оценку. Он избран академиком Академии электротехнических наук.

Поздравляем Николая Васильевича с 90-летием и желаем ему здоровья и творческих успехов.

Электротехнические конгрессы

1-й	15 сентября — 05 октября 1881 г.	Париж, Франция
2-й	24—31 августа 1889 г.	Париж, Франция
3-й	07—15 сентября 1891 г.	Франкфурт-на-Майне, Германия
4-й	21—24 августа 1893 г.	Чикаго, США
5-й	1896 г.	Женева, Швейцария
6-й	18 августа 1900 г.	Париж, Франция
7-й	12—17 сентября 1904 г.	Сент-Луис, США
8-й	14—20 сентября 1908 г.	Марсель, Франция
9-й	10—16 сентября 1911 г.	Турин, Италия
10-й	05—12 июля 1932 г.	Париж, Франция
11-й	21—25 июня 1977 г.	Москва, СССР
12-й	28 июня — 03 июля 1999 г.	Москва, Россия

Виктор Иванович Попов

(к 60-летию со дня рождения)

19 ноября 1998 г. исполнилось 60 лет со дня рождения доктора технических наук, профессора, члена-корреспондента Российской Академии электротехнических наук, главного научного сотрудника и руководителя научно-исследовательской лаборатории электромеханики Волжского государственного инженерно-педагогического института (ВГИПИ; Н.Новгород) Виктора Ивановича Попова.

В.И.Попов родился в г. Ереване, окончил в 1962 г. электротехнический факультет Ереванского политехнического института (ныне Государственный инженерный университет республики Армения), где работал ассистентом кафедры «Электрические машины и аппараты» с 1962 по 1964 гг. В 1964 г. поступил в очную аспирантуру кафедры «Электрические машины» Горьковского политехнического института (ныне Нижегородский государственный технический университет), а в 1968 г. защитил кандидатскую диссертацию, затем работал на той же кафедре преподавателем, доцентом и профессором до 1988 г. Докторскую диссертацию защитил в МЭИ в 1986 г. по электромашинным совмещенным преобразователям энергии и в 1990 г. утвержден в ученом звании профессора. В 1988—1993 гг. работал профессором кафедры «Теоретические основы электротехники и электрооборудование судов» Горьковского (Нижегородского) института инженеров водного транспорта, а с 1993 г. по настоящее время — в Волжском государственном инженерно-педагогическом институте главным научным сотрудником



и руководителем научно-исследовательской лаборатории электромеханики (НИЛЭ). С 1997 г. заведует по совместительству кафедрой «Инженерно-техническая» этого института.

В.И.Попов является известным специалистом в области электрических машин. Его научная деятельность связана с проблемами разработки специальных (совмещенных) электрических машин переменного тока и схем многофазных электрических машин совмещенных обмоток для них, а также разработки и исследования схем трехфазных обмоток при целых и дробных числах пазов на полюс и фазу с пониженным дифференциальным рассеянием для асинхронных и синхронных машин.

Выполняемые им научные исследования отличаются новизной, оригинальными и эффективными техническими решениями на уровне изобретений, тесной связью с электропромышленностью. В различные годы, начиная с аспирантской деятельности, он сотрудничал с заводами и НИИ электромашиностроения Еревана (НИИэлектромаш, Армэлектромаш, ВНИИКЭ), Выборга («Электроинструмент»), Владимира (ВНИПТИЭМ), Москвы (ЗВИ, ВНИИСМИ), Ярославля (ЯЭМЗ).

С 1967 г. В.И.Попов тесно сотрудничает с отделом главного конструктора Ярославского электромашиностроительного завода (ЯЭМЗ) и с 1993 г. является его научным консультантом. По разработкам В.И.Попова с 1981 г. на ЯЭМЗ освоен серийный выпуск трехфазных асинхронных одномашинных преобразователей частоты типа ОПЧС-50/200 Гц, внедрены в производство различные новые высокоеффективные схемы трехфазных обмоток асинхронных машин. Он принимал непосредственное научное участие в создании в ОАО «ЯЭМЗ—ELDIN» новой Российской серии RA асинхронных машин мощностью до 100 кВт на высотах оси вращения 71—280 мм, освоенной в производстве с 1995 г., разработал для серии ряд новых схем трехфазных одно- и двухслойных обмоток и методики электромагнитных расчетов.

В.И.Попов является автором четырех монографий и более 250 печатных научных, методических трудов и отчетов по НИР, 313 авторских свидетельств и 50 патентов России на изобретения, постоянным автором журнала «Электротехника». Им подготовлены свыше 90 инженеров-электромехаников, кандидаты технических наук и два доктора электротехники. В 1995 г. он избран членом-корреспондентом РАЭН.

Поздравляя Виктора Ивановича с 60-летним юбилеем, желаем ему здоровья, дальнейших творческих успехов в педагогической, научно-исследовательской и изобретательской деятельности на благо Российской электромеханики.

Николай Александрович Оболенский

(к 90-летию со дня рождения)

14 декабря 1998 г. исполняется 90 лет Николаю Александровичу Оболенскому.

Трудовая деятельность Н.А. Оболенского началась в 1928 г. с должности токаря. За 1928—1940 гг. он прошел путь до главного инженера, работая на различных заводах СССР.

В 40—50-х годах Н.А. Оболенский работал начальником производства, а затем главным инженером и директором на оборонных предприятиях Москвы. По работе он был связан с крупнейшими учеными страны — академиками С.П. Короловым, Н.А. Пилюгиным, А.И. Бергом, А.Н. Туполевым, А.Г. Иосифьяном, А.А. Распетиным, М.В. Келдышем и др.

В 1955—1960 гг. Н.А. Оболенский был директором московского завода «Прожектор». В эти годы на заводе проводилась интенсивная реконструкция, были построены новые производственные корпуса, внедрены передовые технологические процессы, освоены новые виды продукции.

При образовании совнархозов в 1960 г. Н.А. Оболенский был назначен Председателем Совета народного хозяйства Чувашской АССР. За годы его работы на этом посту были организованы новые производ-



ства в Чебоксарах и других городах республики (Канаше, Алатыре и др.), введены в строй новые корпуса Чебоксарского электроаппаратного завода. Много внимания уделялось подготовке кадров и развитию региональной науки. Были созданы филиал Московского энергетического института, позднее ставший одним из основных подразделений Чувашского государственного университета, и научно-исследовательский институт релестроения.

В 1963 г. после реорганизации совнархозов Н.А. Оболенский был назначен Председателем Госкомитета по электротехнике при Госплане СССР, а затем в течение длительного времени был первым заместителем министра электротехнической промышленности СССР.

Широкий кругозор и высокий профессионализм, творчес-

кая направленность мышления, большие организаторские способности и целеустремленность при решении сложных и ответственных задач создали Н.А. Оболенскому заслуженный авторитет.

Более десяти лет (с 1978 по 1989 гг.). Н.А. Оболенский был главным редактором журнала «Электротехника», используя свой огромный опыт и знания для пропаганды передовых достижений научно-технического прогресса и привлечения к участию в журнале талантливых специалистов-электротехников, а также ведущие электротехнические организации.

Трудовая деятельность Н.А. Оболенского отмечена многими высокими правительственными наградами, в том числе Государственной премией СССР и др.

Неиссякаемая энергия, открытость и доброжелательное отношение к людям заслуженно снискали Николаю Александровичу глубокое уважение всех, кто работал с ним.

Редакция журнала «Электротехника» от всей души поздравляет Николая Александровича с юбилеем и желает ему доброго здоровья, благополучия и долгих лет жизни.

Редактор отдела О.В. Кунавина
Научный редактор Л.А. Романова
Литературный редактор А.М. Мескина

Сдано в набор 14.09.98. Подписано в печать 26.10.98. Формат 60×88 1/8
Бумага офсетная № 1. Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 38

Макет выполнен и отпечатан в АООТ «Электропривод»
107078, Москва, ул. Садовая Спасская, 1/2, к. 3



DOPROGA
DOROGA



**Огромный успех выставки ДОРОГА' 98
гарантирует коммерческую отдачу
Вашего участия в выставке ДОРОГА' 99.**

ДОРОГА' 99

Москва, Манеж, 22-25 июня 1999 года



Основные разделы выставки:

- Инвестиции в программы дорожного строительства.
- Геоинформационные системы и проектирование дорог.
- Машины, оборудование и технологии для строительства, ремонта и содержания дорог и дорожных комплексов.
 - Мосты, путепроводы и тоннели.
 - Дорожная техника.
 - Придорожный и автомобильный сервис.
 - Экология.
 - Обеспечение безопасности движения.
 - Спецодежда.
 - Наружная реклама, пресса, специальная литература.

Официальная поддержка:

- Правительство Москвы • Федеральная дорожная служба • ГИБДД МВД РФ •
 - Госстрой России •

Принимаются заявки на участие:
т/ф (095) 2921136, 9592344, 9592362; E-mail: m-expo@cityline.ru



Федеральная
Дорожная
Служба
России



Всемирный электротехнический конгресс — ВЭЛК-99

В Москве летом 1999 г. будут проведены Всемирный электротехнический конгресс и специализированная научно-коммерческая выставка новейших достижений в области электротехники.

Такого рода крупнейшие и наиболее представительные для научных и инженерных работников-электротехников международные форумы (ВЭЛК) проводятся один раз в несколько десятилетий. Так, предшествующие конгрессы проводились: в 1916 г. — в Берлине, в 1932 г. — в Париже; в 1977 г. — в Москве.

Организаторами ВЭЛК-99, который будет проходить под девизом «На рубеже веков: итоги и перспективы», в соответствии с Распоряжением правительства РФ являются Министерство науки и технологий России, Министерство экономики России, Российская академия наук, Академия электротехнических наук РФ, Международная академия электротехнических наук, а также правительство г.Москвы. Этот конгресс будет проводиться при активном участии Международной электротехнической комиссии, ЮНЕСКО, ЮНИДО, СИГРЭ и других международных организаций, университетов и фирм. Проведение конгресса исключительно важно для повышения престижа и развития российской электротехнической науки и промышленности, создания новых возможностей для производства электротехнической продукции и активизации ее выхода на внешний международный рынок.

ВЭЛК-99 будет посвящен глобальным проблемам в области электротехники, электроэнергетики и электроники.

Особое внимание на конгрессе будет уделено прогнозам мирового потребления электроэнергии и электротехнической продукции на ближайшие десятилетия, перспективным направлениям развития электротехники и связанных с ней областей современной науки и техники, развитию электротехнической науки и промышленности, созданию новых возможностей для производства электротехнической продукции, крупным региональным и межрегиональным проектам, а также другим актуальным проблемам.

Основными целями ВЭЛК-99 являются консолидация ученых, специалистов и предпринимателей, работающих в области электротехники, электроэнергетики, электроники и информационной техники, конверсия оборонных высоких технологий, направленная на защиту человека и окружающей среды, инвестированное и международная кооперація в области электротехники и смежных с ней областей науки и техники.

Организационный комитет ВЭЛК-99 возглавляют: вице-премьер В.Б.Булгак, мэр г.Москвы Ю.М.Лужков и Президент Международной электротехнической комиссии М.Фюнфшиллинг.

В состав международных почетного и организационного комитетов, национальных организационного и выставочного комитетов входят крупнейшие ученые и специалисты, организаторы науки и промышленности Российской Федерации, США, Германии, Великобритании, Франции, Италии, Канады, Японии, Китая, Австралии, Индии, Египта, Финляндии, Польши, Словакии, Украины, Узбекистана и ряда других государств.

Во время Всемирного электротехнического конгресса помимо пленарных докладов крупнейших ученых и специалистов будут заслушаны доклады и выступления на следующих секциях:

1. Производство, передача и распределение электроэнергии.
2. Высоковольтное оборудование и силовая электроника.
3. Промышленные электротехнические системы.
4. Электротехнология.
5. Электротехнические системы транспорта.
6. Электротехнические материалы и кабельная техника.
7. Электротехника в космосе.
8. Диагностика и безопасность в электротехнике и электроэнергетике.
9. Электрофизические и сверхпроводящие устройства.
10. Светотехника.
11. Проблемы информации в экономике и социальной сфере.
12. Электротехника и электроника в медицине.
13. Развитие мировой системы электротехнического образования.
14. Стандартизация, сертификация и метрология в электронике.

Во время проведения конгресса будет организована специализированная электротехническая выставка.

В рамках конгресса и специализированной выставки намечено проведение круглых столов и деловых встреч, в которых предполагается широкое участие ученых и специалистов, представителей деловых кругов различных стран мира.

Организационный комитет конгресса подготовил и распространил информационные сообщения о «ВЭЛК-99» на русском и английском языках, в которых определены условия участия в конгрессе и в выставке ученых и специалистов России, стран СНГ и других зарубежных государств. В этих информационных сообщениях определены сроки представления тезисов и докладов, обеспечивающие своевременное издание трудов этого конгресса. В них описаны порядок представления и правила оформления материалов для участия в ВЭЛК-99, а также сроки представления и размеры регистрационных взносов для участников конгресса, банковские реквизиты для их оплаты, адрес, номер телефона, факса и электронной почты организационного комитета ВЭЛК-99.

В.Г.Герасимов, Президент АЭН РФ, Председатель национального организационного комитета ВЭЛК-99.

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru