

ISSN 0013-5860





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

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)

СОВЕТ УЧРЕДИТЕЛЕЙ

ЧИБИРКИН В.В., МАКАРЕВИЧ Л.В., МЕЩЕРЯКОВ В.М., СОРИН Л.Н.,
КОВАЛЕВ Ф.И. (председатель совета), ЮНЬКОВ М.Г., ПОДАРУЕВ А.И., ГЛОВАЦКИЙ А.В.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор **КОЧЕТКОВ В.Д.**

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

Содержание журнала можно бесплатно получить
в INTERNET через службу ИНФОМАГ,
организованную в Московском физико-техни-
ческом институте.

Адрес сайта: <http://www.infomag.ru>

Журнал переводится на английский язык в полном
объеме и выходит в США в издательстве
"ALLERTON PRESS, INC" (18 West 27th Street New
York, N.Y. 10001).

Подписаться на журнал можно в почтовых
отделениях связи по объединенному каталогу
Департамента почтовой связи. Подписной индекс
— 71111.

В редакции можно подписаться на журнал с
любого месяца и приобрести отдельные номера
за прошлые и нынешний годы.

При перепечатке ссылка на журнал «Электротехника»
обязательна.

Мнение редакции не всегда совпадает с точкой зрения
авторов статей.

За содержание рекламных материалов редакция
ответственности не несет.

Рукописи статей не возвращаются.

Издатель: ЗАО "Знак" 101000, Москва, Главпочтамт, а/я 648.

Адрес редакции: 123242, Москва, Зоологическая ул., 11, комн. 213 Телефон/факс: 254-11-52

E-mail elektrotechnika@mtu-net.ru

СОДЕРЖАНИЕ

ЭЛЕКТРОПРИВОД

Волков А.В. Потери мощности асинхронного двигателя в частотно-управляемых электроприводах с широтно-импульсной модуляцией.....	2
Веселовский О.Н., Полевский В.И., Сапсанов А.В. Оптимизация параметров электропривода линейного двигателя с катящимся ротором	9

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Иванов А.В., Меренков Д.А., Семенчуков Г.А., Сентюрихин Н.И., Щербаков А.В. Асинхронные конденсаторные двигатели повышенной мощности	14
---	----

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

Аракелян В.Г., Демина В.Н. Метод оперативной физико-химической диагностики элегазовых электротехнических аппаратов	22
Власов А.Б. Расчет эксплуатационных показателей надежности контактных соединений с помощью тепловизионного контроля	30
Гахраманов Н.Ф., Адыгезалов В.С. К определению характеристики преобразователей со ступенчатой катушкой	36
Гунько В.И., Гребенников И.Ю., Щупак И.В. Исследование характеристик конденсаторного рабочего диэлектрика в условиях воздействия температуры окружающей среды до 110°C	39
Федий В.С., Соболев В.Н. Электромагнитные процессы в многофазных электрических цепях с последовательными RLC-контурами и коммутаторами.....	43

ИЗОЛЯЦИОННАЯ ТЕХНИКА

Савалык Н.А. Обеспечение равномерности нанесения покрытия на движущуюся полимерную пленку	49
--	----

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Дербенев В.А., Степанов В.П., Бороха И.К. Некоторые аспекты разработки новых конструктивных исполнений щеток электрических машин ..	55
Степанов В.П., Семенов Ю.И. Некоторые аспекты использования щеток в щеткодержателях с рулонными нажимными пружинами постоянного давления	58
Зак В.Л. Электрообогреватель для дополнительного обогрева помещений.....	61

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

Игорь Евгеньевич Куимов	65
--------------------------------------	----

CONTENTS

ELECTRIC DRIVE

Volkov A.V. Asynchronous motor power losses in variable-frequency electric drive with PWM	2
--	---

Veselovsky O.N., Polevsky V.I., Sapsalev A.V.

Electric drive parameters optimization of linear motor with rolling rotor	9
---	---

ELECTRICAL MACHINES

Ivanov A.V., Merenkov D.V., Semenchukov G.A., Senturihin N.I., Sherbakov A.V. High power asynchronous capacitor motor	14
--	----

RESEARCH AND CALCULATIONS

Arakelyan V.G., Demina V.N. On-line method of SF ₆ electrotechnic apparatus physical-chemical diagnostics	22
---	----

Vlasov A.B. Reliability operating indices calculation of contact joints using thermal imaging control..	30
--	----

Gahramov N.F., Adygezalov V.S. To determination of stepped coil converter characteristic.....	36
--	----

Gunko V.I., Grebenschikov I.Y., Shupak I.V. Capacitor dielectric characteristics research at the ambient temperature below 110°C	39
---	----

Fedyi V.S., Sobolev V.N. Electromagnetic processes in multi phase electric circuits with series RLC-circuits and commutators	43
---	----

INSULATION

Savalyk N.A. Coating uniformity control of moving polymer film	49
---	----

FROM WORKING EXPERIENCE

Derbenev V.A., Stepanov V.P., Voroha I.K. Some aspects of new embodiment development of electrical machine brushes	55
---	----

Stepanov V.P., Semenov Y.I. Some aspects of brushes use in brush-holders with roll constant pressure spring	58
--	----

Zak V.L. Electric heater for additional heating of housing	61
---	----

JUBILEES

Igor Evgenovich Kuimov	65
-------------------------------------	----

Потери мощности асинхронного двигателя в частотно-управляемых электроприводах с широтно-импульсной модуляцией

ВОЛКОВ А.В.

С учетом несинусоидальной формы статорного тока асинхронного двигателя для электроприводов с автономным инвертором напряжения и непосредственным преобразователем частоты с ШИМ модуляцией выходного напряжения при релейном управлении "в трубке" модулем обобщенного вектора статорного тока двигателя получены аналитические зависимости для расчета потерь мощности двигателя в стационарных режимах, приведены результаты исследования влияния частоты модуляции и ширины токовой "трубки" на потери мощности двигателя.

Значимость проблемы энергосбережения и достигнутые в настоящее время существенные успехи преобразовательной техники при использовании быстродействующих силовых транзисторов и тиристоров обусловливают большой практический интерес анализа режимов энергопотребления новых перспективных регулируемых асинхронных электроприводов – на основе автономного инвертора напряжения (АИН) и непосредственного преобразователя частоты (НПЧ) с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ) выходного напряжения [1, 2]. Поскольку существенная (основная) доля общих потерь мощности в частотно-управляемых электроприводах рассеивается непосредственно в асинхронном двигателе (АД), то вопросы исследования данных потерь и получения соответствующих расчетных зависимостей, разработка инженерных методик проверки двигателя на нагрев для указанных электроприводов с учетом фактической несинусоидальной формы статорных токов двигателя представляются чрезвычайно важными и актуальными.

Известные же методики расчета потерь мощности частотно-регулируемых АД либо совсем не учитывают потери от несинусоидальности формы фактических статорных напряжений (токов) двигателя [3–5], либо базируются на гармоническом разложении несинусоидальных статорных напряжений в ряд Фурье и нахождении потерь от каждой гармонической составляющей напряжения в отдельности [6]. В первом случае (без учета несинусоидальности) вносится значительная погрешность в расчеты потерь мощности, а во втором (при гармоническом разложении) – полученные методики громоздки и сложны для инженерных расчетов, требуя к тому же

при изменении параметров режима электропривода заведомую известность формы статорного напряжения двигателя. Последнее же на практике затруднено для современных частотно-управляемых электроприводов с ШИМ и релейными (разрывными) режимами регулирования (статорного тока, электромагнитного момента и потокосцепления двигателя) [1, 7–9], чем обусловлена существующая необходимость разработки новых методик расчета потерь мощности двигателя, учитывающих особенности частотно-токового управления и релейных режимов регулирования.

Электромагнитные процессы в стационарных режимах асинхронных электроприводов с АИН-ШИМ и НПЧ-ШИМ при релейном (разрывном) управлении "в трубке" модулем обобщенного вектора статорного тока характеризуются постоянством значений скорости ω , угловой частоты ω_1 и амплитуды I_1 основной гармоники

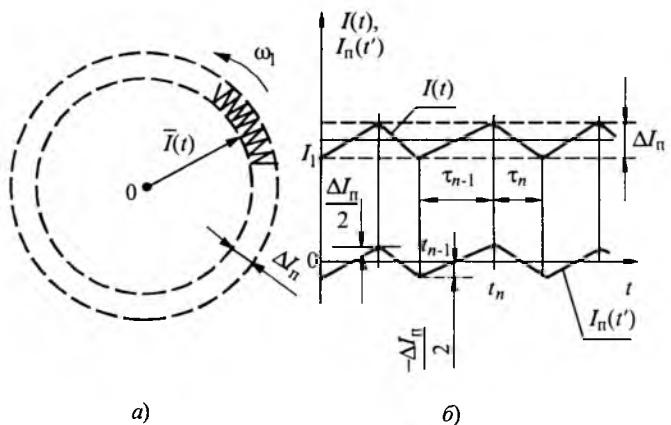


Рис.1. Векторная (а) и временная (б) диаграммы статорного тока АД при питании от АИН-ШИМ и НПЧ-ШИМ для релейного управления с токовой "трубкой"

статорного тока двигателя ($\omega, \omega_1, I_1 = \text{const}$), иллюстрируются векторной и временной диаграммами на рис.1,а,б и описываются следующей системой уравнений [9]:

$$\left. \begin{aligned} \bar{U}_n(t') &= R_s \bar{I}(t) + (L_{\sigma s} + kL_{\sigma r}) \frac{d\bar{I}(t)}{dt} + k\bar{E}(t); \\ \bar{I}(t) &= I(t) e^{j(\omega_1 t + \alpha_0)}; \\ I(t) &= I_1 + I_n(t'); \\ I_n(t') &= (-1)^n \Delta I_n (1/2 - t'/\tau_n); \\ \bar{E} &= \frac{d\bar{\Psi}(t)}{dt} \approx \bar{E}_1 = E_1 e^{j(\omega_1 t + \alpha_0 + \varphi_E)}; \\ \bar{\Psi}(t) &\approx \bar{\Psi}_1(t) = \Psi_1 e^{j(\omega_1 t + \alpha_0 - \varphi)}; \\ \Psi_1 &= L_m I_1 / (1 + \beta^2 T^2)^{1/2}; \\ E_1 &= \omega_1 \Psi_1; \\ \omega_1 &= \omega + \beta; \\ \varphi &= \arctg(\beta T); \\ \beta &= (kR, I_1 \sin \varphi) / \Psi_1 = R, \mu^* / \Psi_1^2; \\ \mu^* &= kI_1 \Psi_1 \sin \varphi = k^2 R, T^2 I_1^2 \beta / (1 + \beta^2 T^2); \\ \varphi_E &= \pi[\text{sign}(\omega_1)]/2 - \varphi; \\ k &= L_m / (L_m + L_{\sigma r}); \\ 0 \leq t' &= t - t_n < \tau_n, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $I_n(t')$ и α_0 – соответственно модуляционная составляющая модуля $I(t)$ обобщенного вектора статорного тока $\bar{I}(t)$ и начальный (при $t = 0$) аргумент указанного вектора; ΔI_n – размах токовой "трубки"; $\bar{E}(t)$, E_1 , φ_E – обобщенный вектор ЭДС ротора двигателя, модуль его основной гармонической составляющей и фазовый сдвиг относительно вектора статорного тока $\bar{I}(t)$ соответственно; $\bar{\Psi}(t)$, Ψ_1 , φ – обобщенный вектор потокосцепления ротора двигателя, модуль его основной гармонической составляющей и фазовый сдвиг этого вектора относительно вектора статорного тока $\bar{I}(t)$ соответственно; μ^* – среднее значение электромагнитного момента АД; β – абсолютное скольжение двигателя; R_s , R_r и L_m , $L_{\sigma s}$, $L_{\sigma r}$ – параметры схемы замещения идеализированного трехфазного короткозамкнутого АД: соответственно активные сопротивления статора и ротора, индуктивности намагничивания, рассеяния статора и ро-

тора; T , k – электромагнитная постоянная времени ротора и коэффициент связи ротора соответственно; t , t' – соответственно время текущее и отсчитываемое от начала и на протяжении каждого межкоммутационного интервала (т.е. между соседними переключениями силовых ключей в АИН-ШИМ или НПЧ-ШИМ); t_n и τ_n – соответственно время наступления и продолжительность n -го межкоммутационного интервала; $\bar{U}_n(t')$ – значение обобщенного вектора выходного напряжения АИН-ШИМ или НПЧ-ШИМ на рассматриваемом межкоммутационном интервале; j – мнимая единица.

Использованная в системе (1) для стационарного режима электропривода аппроксимация: модулей Ψ_1 и E_1 обобщенных векторов потокосцепления $\bar{\Psi}$ и ЭДС \bar{E} ротора – постоянными значениями, равными соответствующим амплитудам Ψ_1 и E_1 основных гармонических составляющих указанных величин, а изменения модуля $I(t)$ статорного тока двигателя – линейной функцией от времени t' – на практике выполняется и справедлива для инженерных расчетов при мощностях общепромышленных АД, равных 3-5 кВт и более при питании от АИН-ШИМ и НПЧ-ШИМ с частотами модуляции силовых ключей свыше 1 кГц [9]. Система (1) записана в неподвижной относительно статора двигателя координатной системе при использовании общепринятой для машин переменного тока системы относительных единиц [5]. За ось отсчета аргументов обобщенных векторов в указанной неподвижной системе координат принята магнитная ось обмотки фазы a статора двигателя.

На любом n -м межкоммутационном интервале времени t' мгновенное значение потребляемой двигателем активной мощности $P(t')$ может быть определено скалярным произведением (Re) обобщенного вектора статорного напряжения $\bar{U}_n(t')$ на сопряженное значение $\hat{\bar{I}}(t')$ обобщенного вектора статорного тока АД [10]:

$$P(t') = \text{Re}\{\bar{U}_n(t') \hat{\bar{I}}(t')\} = U_n(t') I(t) \cos(\theta_{U_n} - \theta_I), \quad (2)$$

где $U_n(t')$ и θ_{U_n} – значения соответственно модуля и аргумента обобщенного вектора $\bar{U}_n(t')$ выходного напряжения АИН-ШИМ или НПЧ-ШИМ на рассматриваемом n -м межкоммутаци-

онном интервале; $\theta_I = \omega_1 t + \alpha_0$ и $(-\theta_I)$ – текущие значения аргументов обобщенного вектора статорного тока $\bar{I}(t)$ и сопряженного ему вектора $\hat{I}(t)$ соответственно.

Умножив левую и правую части первого уравнения из системы (1) на сопряженное значение обобщенного вектора статорного тока $\hat{I}(t) = I(t)e^{-j(\omega_1 t + \alpha_0)}$, с учетом (2) и уравнений для $I(t)$ и $I_n(t')$ из системы (1) получим формулу для вычисления мгновенной активной мощности АД:

$$\begin{aligned} P(t') = \operatorname{Re} \left\{ R_s \bar{I}(t) \hat{I}(t) + (L_{\sigma s} + kL_{\sigma r}) \hat{I}(t) \frac{d\bar{I}(t)}{dt} + \right. \\ + k\bar{E}(t) \hat{I}(t) \left. \right\} = \operatorname{Re} \left\{ R_s [I_1 + I_n(t')]^2 + (L_{\sigma s} + kL_{\sigma r}) \times \right. \\ \times [I_1 + I_n(t')] e^{-j(\omega_1 t + \alpha_0)} \left[\frac{dI_n(t')}{dt} + j\omega_1 (I_1 + I_n(t')) \right] \times \\ \times e^{j(\omega_1 t + \alpha_0)} + kE_1 e^{j(\omega_1 t + \alpha_0 + \varphi_E)} [I_1 + I_n(t')] e^{-j(\omega_1 t + \alpha_0)} \left. \right\} = \\ = R_s \left[I_1 + (-1)^n \Delta I_n \left(\frac{1}{2} - \frac{t'}{\tau_n} \right) \right]^2 + (-1)^n \frac{\Delta I_n}{\tau_n} (L_{\sigma s} + \right. \\ \left. + kL_{\sigma r}) \left[I_1 + (-1)^n \Delta I_n \left(\frac{1}{2} - \frac{t'}{\tau_n} \right) \right] + \right. \\ \left. + kE_1 \left[I_1 + (-1)^n \Delta I_n \left(\frac{1}{2} - \frac{t'}{\tau_n} \right) \right] \cos \varphi_E. \right. \quad (3) \end{aligned}$$

Используя конечное выражение из (3), рассчитаем среднюю за n -й межкоммутационный интервал активную мощность двигателя:

$$\begin{aligned} P^* = \frac{1}{\tau_n} \int_0^{\tau_n} P(t') dt = P_{\text{эм}}^* + \Delta P_{\text{3s}}^* = \\ = kE_1 I_1 \cos \varphi_E + R_s I_1^2 \left(1 + \frac{1}{12} \frac{\Delta I_n^2}{I_1^2} \right), \quad (4) \end{aligned}$$

тождественно равную в стационарном режиме при управлении в токовой "трубке" (с учетом неизменности параметров: I_1 , E_1 , $\cos \varphi_E$, ΔI_n) среднему значению потребляемой активной мощности P^* двигателя за период $(2\pi/\omega_1)$ изменения выходной частоты основной гармоники ω_1 статорного тока. В этой формуле первое слагаемое определяет среднюю развивающую идеализированное АД электромагнитную мощность, равную

$$P_{\text{эм}}^* = \mu^* \omega_1, \quad (5)$$

а последнее слагаемое – среднюю мощность электрических потерь ΔP_{3s}^* статорной обмотки двигателя.

Выразим среднюю мощность электрических потерь ΔP_{3s}^* в статоре через значение амплитуды I_1 основной гармоники статорного тока и эквивалентное активное сопротивление R'_s статорной обмотки двигателя в виде:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{\text{3s}}^* &= R'_s I_1^2; \\ R'_s &= R_s [1 + \delta (\Delta I_n / I_1)^2]. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Принимая во внимание, что собственное активное сопротивление R_s статорной обмотки в АД небольшой мощности (менее 10–15 кВт) практически не зависит от частоты статорного тока, а в двигателях средней и большой мощности из-за интенсивного вытеснения тока при высоких частотах – примерно прямо пропорционально изменяется в функции частоты [6], то для машин небольшой мощности коэффициент приведения δ согласно (4)

$$\delta = \frac{1}{12}, \quad (7)$$

а для машин средней и большой мощности –

$$\delta \approx \frac{1}{12} \left(\frac{f_n^*}{50} \right), \quad (8)$$

где $f_n^*/50$ – кратность отношения среднего значения модуляционной частоты f_n^* к номинальной частоте, равной 50 Гц. Среднее значение модуляционной частоты (в абсолютных единицах – герцах) рассчитывается из формулы:

$$f_n^* = 50N\omega_1, \quad (9)$$

где N – количество межкоммутационных интервалов в полупериоде статорного тока двигателя при рассматриваемом частотно-токовом управлении "в трубке".

Из известных зависимостей для вычисления обобщенного вектора главного потокосцепления (в воздушном зазоре) $\bar{\Psi}_m$ АД через значение обобщенного вектора потокосцепления ротора $\bar{\Psi}$ [11]:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\Psi}_m &= (\bar{\Psi} + L_{\sigma r} \bar{I}) k; \\ \bar{\Psi}_m &= \bar{\Psi} - L_{\sigma r} \bar{I}, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

определим текущее значение обобщенного вектора роторного тока \bar{I}_r двигателя:

$$\bar{I}_r = (\bar{\Psi} - L_m \bar{I}) / (L_m + L_{\sigma r}). \quad (11)$$

С учетом принятой в (1) аппроксимации обобщенного вектора потокосцепления $\bar{\Psi}$ вектором его первой гармонической составляющей $\bar{\Psi}_1$ (дающей погрешность менее 0,1% для общепромышленных АД мощностью 3–5 кВт и более при частотах модуляции выше 1 кГц [9]) и с учетом известного соотношения для стационарных режимов

$$\Psi_1 = L_m = I_1 \cos \varphi, \quad (12)$$

получим из (11) значения проекций I_{rx} , I_{ry} обобщенного вектора роторного тока \bar{I}_r на ортогональные оси вращающейся координатной системы x – y , связанной вещественной осью x с обобщенным вектором потокосцепления ротора $\bar{\Psi}_1$:

$$\left. \begin{aligned} I_{rx} &= [\Psi_1 - L_m I(t) \cos \varphi] / (L_m + L_{\sigma r}) = \\ &= -k I_{\pi}(t') \cos \varphi, \\ I_{ry} &= -k I(t) \sin \varphi = -k [I_1 + I_{\pi}(t')] \sin \varphi. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Определим модуль I_r обобщенного вектора роторного тока \bar{I}_r двигателя:

$$\begin{aligned} I_r &= [I_{rx}^2 + I_{ry}^2]^{1/2} = \\ &= k \{ [I_1 + I_{\pi}(t')]^2 \sin^2 \varphi + I_{\pi}^2(t') \cos^2 \varphi \}^{1/2}. \end{aligned} \quad (14)$$

После подстановки из (1) значения $I_{\pi}(t')$ рассчитаем из (14) среднюю на n -м межкоммутационном интервале мощность электрических потерь в роторе АД

$$\Delta P_{3r}^* = \frac{1}{\tau_n} \int_0^{\tau_n} R_r I_r^2 dt = k^2 R_r I_1^2 \left[\sin^2 \varphi + \frac{1}{12} \frac{\Delta I_{\pi}^2}{I_1^2} \right], \quad (15)$$

которая в стационарном режиме при управлении в токовой "трубке" остается неизменной для любого межкоммутационного интервала и равна среднему значению мощности электрических потерь в роторе за период изменения частоты основной гармоники статорного тока двигателя.

С учетом зависимости собственного сопротивления R_r ротора от частоты роторного тока (из-за эффекта вытеснения тока) [6] и соотношения $\omega_1 < f_{\pi}^*/50$ для рассматриваемых электроприводов (позволяющего приближенно считать частоту высших гармоник тока в роторе и ста-

торе одинаковыми и равными f_{π}^*) мощность электрических потерь в роторе ΔP_{3r}^* может быть вычислена для АД средней и большой мощности аналогично потерям в статорной обмотке через коэффициенты приведения δ из (7) или (8), амплитуду основной гармонической составляющей I_1 статорного тока, текущее R_r и эквивалентное R'_r значения сопротивления ротора из формул:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{3r}^* &= R'_r I_1^2; \\ R'_r &= k^2 R_r [\sin^2 \varphi + \delta (\Delta I_{\pi} / I_1)^2] \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

где φ – фазовый сдвиг между обобщенными векторами статорного тока и потокосцепления ротора АД, регулируемый векторными системами частотного управления (в стационарном режиме $\varphi = \text{const}$).

Просуммировав электрические потери в статорной и роторной обмотках двигателя из (6) и (16), получим, что суммарные электрические потери ΔP_3 АД содержат основную ΔP_{31} (зависящую от амплитуды I_1 основной гармоники статорного тока) и модуляционную $\Delta P_{3..n}$ (зависящую от размаха ΔI_{π} модуляционных пульсаций статорного тока) составляющие потерь мощности:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_3 &= \Delta P_{31} + \Delta P_{3..n}; \\ \Delta P_{31} &= (R_s + k^2 R_r \sin^2 \varphi) I_1^2; \\ \Delta P_{3..n} &= \delta (R_s + k^2 R_r) \Delta I_{\pi}^2. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Перейдя далее от идеализированного к реальному АД (в части дополнительного учета потерь в стали), рассчитаем аналогично общие магнитные потери $\Delta P_{\text{ст}}$ в стали двигателя в виде суммы двух составляющих этих потерь – от действия основной ($\Delta P_{\text{ст}1}$) и модуляционной ($\Delta P_{\text{ст}..n}$) составляющих главного магнитного потокосцепления [6]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{\text{ст}} &= \Delta P_{\text{ст}1} + \Delta P_{\text{ст}..n}; \\ \Delta P_{\text{ст}1} &\approx \Delta P_{\text{ст}..n} (\Psi_{m1} / \Psi_{mn})^2 \omega_1^{1,3}; \\ \Delta P_{\text{ст}..n} &\approx \Delta P_{\text{ст}..n} (\Psi_{mn} / \Psi_{m1})^2 (f_{\pi}^* / 50)^{1,3}, \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

где Ψ_{m1} , Ψ_{mn} , Ψ_{m1} – соответственно амплитуды основной и модуляционной составляющих главного потокосцепления двигателя, номинальное значение амплитуды указанного потокосцепления; $\Delta P_{\text{ст}..n}$ – значение магнитных потерь двигателя в номинальном режиме.

Подстановкой из (1) и (12) значений для статорного тока $\bar{I}(t)$ и модуля потокосцепления

ротора $\psi \approx \psi_1$ в первую формулу (10), найдем ортогональные проекции Ψ_{mx} , Ψ_{my} обобщенного вектора главного потокосцепления $\bar{\Psi}_m$ на оси вращающейся координатной системы x - y (связанной осью x с обобщенным вектором потокосцепления ротора $\bar{\Psi}$) и определим амплитуды основной ψ_{m1} и модуляционной $\psi_{m\pi}$ составляющих главного потокосцепления:

$$\left. \begin{aligned} \Psi_{mx} &= k[\psi + L_{\sigma r} I(t) \cos \varphi] = \\ &= kI_1(L_m + L_{\sigma r}) \cos \varphi + kL_{\sigma r} I_{\pi}(t') \cos \varphi; \\ \Psi_{my} &= kL_{\sigma r} I(t) \sin \varphi = \\ &= kI_1 L_{\sigma r} \sin \varphi + kL_{\sigma r} I_{\pi}(t') \sin \varphi; \\ \psi_{m1} &= I_1(L_m^2 \cos^2 \varphi + k^2 L_{\sigma r}^2 \sin^2 \varphi)^{1/2}; \\ \psi_{m\pi} &= kL_{\sigma r} I_{\pi}/2. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

С учетом последних формул из (19) определим из (18) основную и модуляционную составляющие магнитных потерь в АД:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{ct1} &= \Delta P_{ct.H} (L_m^2 \cos^2 \varphi + k^2 L_{\sigma r}^2 \sin^2 \varphi) \times \\ &\times I_1^2 \omega_1^{1,3} / \psi_{mH}^2; \\ \Delta P_{ct.\pi} &= k^2 \Delta P_{ct.H} L_{\sigma r}^2 I_{\pi}^2 (f_{\pi}^* / 50)^{1,3} / 4 \psi_{mH}^2, \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

где

$$\psi_{mH} = L_m^2 \cos^2 \varphi_H + k^2 L_{\sigma r}^2 \sin^2 \varphi_H$$

– номинальное значение амплитуды главного потокосцепления; φ_H – номинальное значение (в номинальном режиме двигателя) разового сдвига φ между обобщенными векторами основных гармонических составляющих статорного тока \bar{I}_1 и потокосцепления ротора $\bar{\Psi}_1$.

Суммарные потери мощности двигателя

$$\Delta P_{\Sigma} = (\Delta P_{\text{э}} + \Delta P_{\text{ст}} + \Delta P_{\text{д}}) + \Delta P_{\text{мех}} = \Delta P_{\text{эм}} + \Delta P_{\text{мех}} \quad (22)$$

кроме рассмотренных составляющих $\Delta P_{\text{э}}$ и $\Delta P_{\text{ст}}$ общих электромагнитных потерь $\Delta P_{\text{эм}}$, содержат добавочные $\Delta P_{\text{д}}$ и механические $\Delta P_{\text{мех}}$ потери мощности, рассчитываемые из формул [6]:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{\text{д}} &\approx 0,005 I_1^2 P_H / \eta_H; \\ \Delta P_{\text{мех}} &\approx \Delta P_{\text{мех.н}} (\omega / \omega_H)^2, \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где P_H , $\Delta P_{\text{мех.н}}$, η_H , ω_H – номинальные значения (в номинальном режиме) соответственно полезной мощности, мощности механических потерь, КПД и скорости двигателя. С учетом значений потерь мощности по формулам (17), (20) и (23) получим из (22) выражения для расчета общей электромагнитной мощности потерь $\Delta P_{\text{эм}}$ через

две ее составляющие: основную $\Delta P_{\text{эм1}}$ (определенную амплитудой I_1 основной гармоники статорного тока) и модуляционную $\Delta P_{\text{эм.п}}$ (зависящую от значения I_{π} размаха модуляционных пульсаций статорного тока)

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_{\text{эм}} &= \Delta P_{\text{эм1}} + \Delta P_{\text{эм.п}}; \\ \Delta P_{\text{эм1}} &= I_1^2 [(R_s + 0,005 P_H / \eta_H) + k^2 R_r \sin^2 \varphi + \\ &+ \Delta P_{\text{ст.H}} (L_m^2 \cos^2 \varphi + k^2 L_{\sigma r}^2 \sin^2 \varphi) \omega_1^{1,3} / \psi_{mH}^2]; \\ \Delta P_{\text{эм.п}} &= \Delta I_{\pi}^2 [\delta (R_s + k^2 R_r) + \\ &+ k^2 \Delta P_{\text{ст.H}} L_{\sigma r}^2 (f_{\pi}^* / 50)^{1,3} / 4 \psi_{mH}^2]. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

При этом необходимым условием нормального (без теплового перегрева) функционирования АД в продолжительных стационарных режимах является не превышение фактической электромагнитной мощностью потерь $\Delta P_{\text{эм}}$ допустимого максимального значения отводимой из двигателя мощности электромагнитных потерь $\Delta P_{\text{эм.м.}}$:

$$\Delta P_{\text{эм}} \leq \Delta P_{\text{эм.м.}} \quad (25)$$

или с учетом первого равенства из (24)

$$\Delta P_{\text{эм1}} \leq \Delta P_{\text{эм.м.}} - \Delta P_{\text{эм.п.}} \quad (26)$$

Принимая во внимание, что для большинства общепромышленных частотно-регулируемых электроприводов характерно функционирование магнитно ненасыщенного АД в диапазоне частот не выше номинальной частоты ($\omega_1 \leq 1$ о.е.) и справедливы соотношения для мощностей потерь $\Delta P_{\text{эм1}} \leq \Delta P_{\text{ст.H}}$ и $\Delta P_{\text{ст.п}} \approx 0$, условие (26) проверки АД на тепловой нагрев в таких электроприводах можно привести к упрощенному приближенному выражению, удобному для прикладных инженерных расчетов. Ограничивааясь только оценкой основной составляющей суммарных электрических потерь $\Delta P_{\text{эм1}}$ из (17) и сравнивая ее с максимальным допустимым значением соответствующей мощности отводимых электрических потерь $\Delta P_{\text{эм.м.}}$, получаем:

$$\Delta P_{\text{эм1}} \leq \Delta P_{\text{эм.м.}} - \Delta P_{\text{эм.п.}} \quad (27)$$

Для двигателей с внешним обдувом (независимой вентиляцией) допустимые максимальные значения отводимой мощности электрических и электромагнитных потерь находятся из формул:

$$\Delta P_{\text{эм.м.}} = \Delta P_{\text{ст.H}}; \quad \Delta P_{\text{эм.м.}} = \Delta P_{\text{эм.H}} \quad (28)$$

а для самовентилируемых АД –

$$\Delta P_{\text{эм.м.}} = \lambda \Delta P_{\text{ст.H}}; \quad \Delta P_{\text{эм.м.}} = \lambda \Delta P_{\text{эм.H}}. \quad (29)$$

В формулах (28) и (29) $\Delta P_{\text{ст.H}}$ и $\Delta P_{\text{эм.H}}$ – номинальные значения электрических и электромаг-

нитных потерь двигателя соответственно (расчитываемые из формул (17) или (24) для значений $\Delta P_{\text{эл}}$ и $\Delta P_{\text{эм}}$ при номинальных условиях: $I_1 = 1$ о.е.); $\lambda(\omega)$ – коэффициент теплоотвода, учитывающий изменение условий теплоотдачи самовентилируемых двигателей при варьировании скорости ω (где $\lambda = 1$ при $\omega = \omega_n$; $\lambda < 1$ при $\omega < \omega_n$; $\lambda > 1$ при $\omega > \omega_n$); ω_n – номинальное значение скорости АД.

С учетом выражений (17), (24), (26) или (27) рассчитывается для длительных стационарных режимов максимально допустимое (из условия функционирования без перегрева самовентилируемого двигателя) значение основной гармоники статорного тока

$$I_{1M} = \left[\frac{\lambda \Delta P_{\text{эм},n} - \Delta P_{\text{эм},p}}{(R_s + 0,005 P_n / \eta_n) + k^2 R_s \sin^2 \varphi + \Delta P_{\text{ст},n} (L_m^2 \cos^2 \varphi + k^2 L_{or}^2 \sin^2 \varphi) \omega_n^{1/3} / \psi_{m,n}^2} \right]^{1/2} \quad (30)$$

при проверке по электромагнитным потерям или

$$I_{1M} = \left[\frac{\lambda \Delta P_{\text{эм},n} - \Delta P_{\text{эм},p}}{R_s + k^2 R_s \sin^2 \varphi} \right]^{1/2} \quad (31)$$

при проверке по электрическим потерям.

Приведенные зависимости для расчета потерь мощности АД в частотно-управляемых электроприводах с ШИМ пригодны для использования не только при рассмотренном релейном управлении в "трубке" модулем обобщенного вектора статорного тока (когда $\Delta I_n = \text{const}$), но и для других видов управления: при классической синусоидальной ШИМ с явно выраженным опорным сигналом [1] или с релейным управлением в "трубке" фазными значениями статорного тока двигателя [7], когда для модуля статорного тока границы токовой "трубки" не остаются неизменными в течение периода T_1 основной гармоники статорного тока (т.е. $\Delta I_n \neq \text{const}$). В этом случае в полученных зависимостях следует в качестве параметра ΔI_n ширины "токовой трубки" подставлять его эквивалентное (среднеквадратичное) значение $\Delta I'_n$, рассчитанное из формулы:

$$\Delta I'_n = 2\sqrt{3} \left\{ \frac{1}{T_1} \int_0^{T_1} [I(t) - I_1]^2 dt \right\}^{1/2}, \quad (32)$$

где $I(t)$ и I_1 – текущее значение модуля обобщенного вектора статорного тока и его среднее значение (или модуль обобщенного вектора основ-

ных гармоник статорного тока) соответственно.

Точный расчет потерь мощности и правильный выбор АД для частотно-регулируемого электропривода требует от разработчиков и изготовителей электрических машин приводить в справочных данных на асинхронные электродвигатели кроме номинальных параметров и параметров схемы замещения двигателя (соответствующих расчетной рабочей температуре АД) дополнительные сведения о зависимости активных сопротивлений статора и ротора от частоты высших модуляционных гармоник тока $R_s(f_n^*)$ и $R_r(f_n^*)$, о номинальном значении потерь в стали $\Delta P_{\text{ст},n}$ двигателя (или их доле $\Delta P_{\text{ст},n} / \Delta P_{\Sigma n}$ от общих потерь $\Delta P_{\Sigma n}$ двигателя в номинальном режиме) и о зависимости от скорости коэффициента теплоотвода $\lambda(\omega)$ самовентилируемых АД.

На примере электродвигателя А-114-6М (паспортные данные: $P_n = 320$ кВт; $U_{n,\phi} = 380$ В; $I_{n,\phi} = 324$ А; $\eta_n = 94,7\%$; $n_n = 985$ об/мин; $\mu_n = 3100$ Н·м = 0,88 о.е.; $R_s = 0,013$ Ом = 0,0111 о.е.; $R_r = 0,017$ Ом = 0,0145 о.е.; $L_m = 0,0145$ Гн = 3,881 о.е.; $L_{ss} = 0,551 \cdot 10^{-3}$ Гн = 0,147 о.е.; $L_{or} = 0,392 \cdot 10^{-3}$ Гн = 0,105 о.е.; $\Delta P_{ss} = 4,094$ кВт; $\Delta P_{sr} = 4,798$ кВт; $\Delta P_{\text{ст},n} = 4,490$ кВт; $\Delta P_d = 1,69$ кВт; $\Delta P_{\text{мех},n} = 2,837$ кВт; $\phi_n = 1,333$ рад; $k = 0,974$) в стационарном номинальном режиме его работы ($\omega_1 = 1$ о.е.; $\mu^* = \mu_n$) из полученных формул рассчитан ряд зависимостей. В частности, на рис.2 в виде графиков иллюстрируются отношения модуляционных составляющих суммарных электрических $\Delta P_{\text{эм}}$ и магнитных $\Delta P_{\text{ст},n}$ потерь мощности к номинальному значению $\Delta P_{\Sigma n}$ потерь мощности двигателя, а также предельные максимальные значения амплитуды I_{1M} основной гармоники статорного тока.

Полученные теоретические зависимости и результаты подтверждены (с погрешностью менее 2–3%) экспериментальными исследованиями стационарных режимов электродвигателей А-62-4 мощностью 14 кВт, А-91-4 мощностью 75 кВт и А-114-6М мощностью 320 кВт:

а) при питании от синусоидальной трехфазной сети указанные АД нагружались номинальным моментом нагрузки (до номинального значения тока), измерялась установившаяся температура корпуса и статорной обмотки машины (значения которых принимались за предельно допустимые);

б) для питания этих АД от АИН-ШИМ при различных установившихся частотах основной

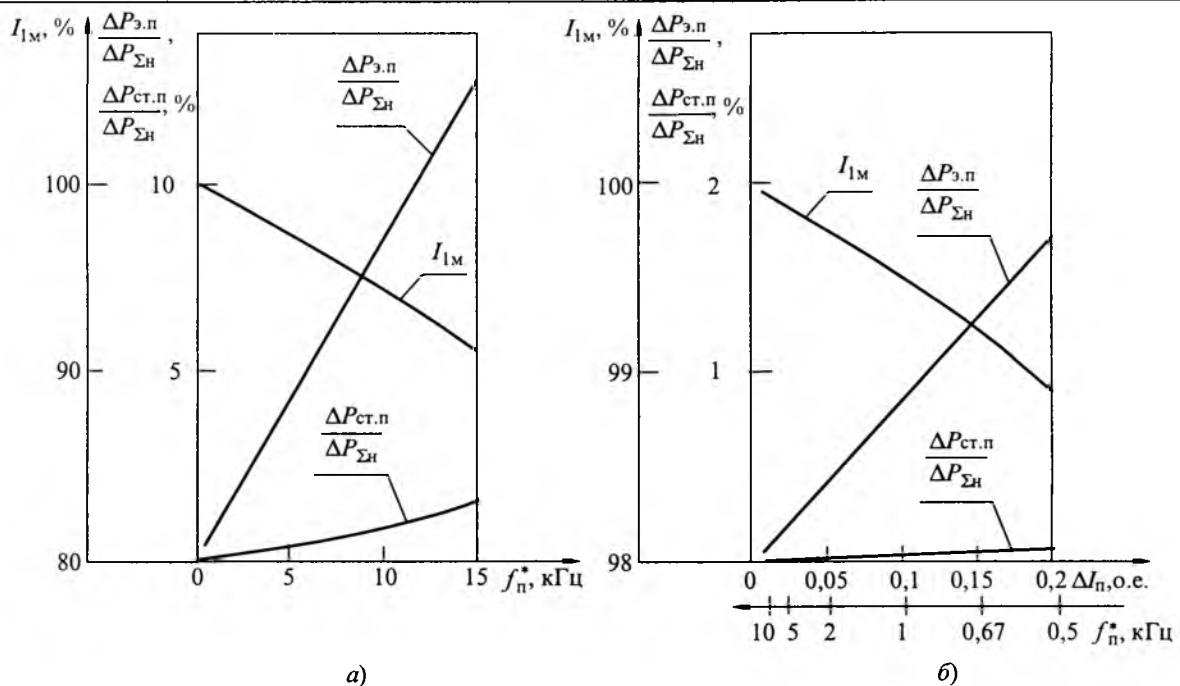


Рис.2. Расчетные зависимости модуляционных составляющих электрических и магнитных потерь, максимального допустимого по нагреву значения основной гармоники статорного тока электродвигателя А-114-6М:

а – для заданного эквивалентного значения $\Delta I_1' = 0,1$ о.е. размаха пульсаций модуля обобщенного вектора статорного тока – в функции модуляционной частоты; б – для регулирования в "трубке" модуля обобщенного вектора статорного тока – в функции ширины ΔI_1 токовой "трубки"

гармоники статорного тока задавался момент нагрузки, обеспечивающий такие же предельные температуры (корпуса и статорной обмотки) двигателя; при этом измерялись соответствующие мгновенные фазные значения и амплитуда I_{1M} основной гармоники статорных токов, модуляционная частота f_1^* , скорость ω АД и угол нагрузки ϕ (последний задается векторными системами регулирования электроприводов), через которые определялись из (32) эквивалентное значение $\Delta I_1'$ размаха пульсаций модуля статорного тока, а из (24) – модуляционные потери мощности $\Delta P_{\text{эм.п.}}$.

в) из (30) рассчитывались значения коэффициента теплоотвода $\lambda(\omega)$ применяемых двигателей;

г) при варьировании значений частоты основной гармоники статорного тока, эквивалентной ширины токовой "трубки" и модуляционной частоты повторялись исследования по п.б), после чего измеренные предельные значения амплитуды I_{1M} основной гармоники статорного тока сравнивались с расчетными из зависимостей (30) и (31).

Выводы

1. Несинусоидальность формы статорного тока АД в электроприводах с АИН-ШИМ и

НПЧ-ШИМ приводит к дополнительным потерям мощности в двигателе – примерно 1–16% общих номинальных потерь двигателя (в диапазоне изменения модуляционной частоты от 1 до 15 кГц при значении эквивалентного размаха $\Delta I_1'$ пульсаций статорного тока не более 0,1 о.е.), что в целом вызывает снижение общего КПД указанных электроприводов менее чем на 2%.

2. Для двигателей общепромышленных серий (А(О), 2А(О), ВАО, МТК, 4А и др.) средней и большой мощности основную долю общих модуляционных потерь составляют модуляционные электрические потери $\Delta P_{\text{э.п.}}$ мощности в статорной и роторной обмотках двигателя, а модуляционными магнитными потерями $\Delta P_{\text{ст.п.}}$ мощности таких АД в инженерных расчетах можно пренебречь ($\Delta P_{\text{ст.п.}} \approx 0$), так как они составляют менее 5–10% всех модуляционных потерь.

3. Релейное регулирование в "трубке" модуля обобщенного вектора статорного тока характеризуется при уменьшении ширины ΔI_1 токовой "трубки" взаимосвязанным и примерно обратнопропорциональным увеличением значения модуляционной частоты f_1^* , а в целом – снижением при этом общих электромагнитных $\Delta P_{\text{эм.п.}}$.

электрических $\Delta P_{э.п}$ и магнитных $\Delta P_{ст.п}$ модуляционных потерь в двигателе.

4. Из условия не превышения теплового перегрева двигателя в длительных стационарных режимах необходимо уменьшать (вследствие наличия модуляционных потерь мощности) максимальную загрузку АД основной гармоникой I_1 статорного тока (создающей, как известно, среднее значение развивающегося электромагнитного момента μ^* двигателя). В частности, для средней и большой мощности АД в диапазонах изменения скорости и нагрузки не более их номинальных значений, а также при значениях эквивалентного размаха $\Delta I'_п$ пульсаций модуля обобщенного вектора статорного тока в пределах не более 0,1 о.е., требуется снижать максимальную загрузку двигателя основной гармоникой I_{1m} статорного тока примерно на 1–9%.

5. На основе полученных математических зависимостей разработаны и успешно применяются в ОАО НИИ "Преобразователь" инженерные методики выбора мощности АД для длительных стационарных и переменных повторяющихся режимов работы электроприводов с широтно-импульсной модуляцией.

Список литературы

1. Дацковский Л.Х., Роговой В.И., Абрамов В.И. и др. Современное состояние и тенденции в асинхронном частотно-регулируемом электроприводе (краткий аналитический обзор) // Электротехника. 1996. № 10. С.18–28.

2. Чехет Э.М., Мордач В.П., Соболев В.Н. Непосредственные преобразователи частоты для электропривода.

Киев: Наукова думка, 1988.

3. Булгаков А.А. Частотное управление асинхронными двигателями. М.: Наука, 1966.

4. Сандлер А.С., Сарбатов Р.С. Автоматическое частотное управление асинхронными двигателями. М.: Энергия, 1974.

5. Шрейнер Р.Т., Дмитренко Ю.А. Оптимальное частотное управление асинхронными электроприводами. Кишинев: Штиинца, 1982.

6. Радин В.И., Брускин Д.Э., Зорохович А.Е. Электрические машины. Асинхронные машины. М.: Высшая школа, 1988.

7. Бродовский В.Н., Иванов Е.С. Приводы с частотно-токовым управлением. М.: Энергия, 1974.

8. Изосимов Д.Б., Козаченко В.Ф. Алгоритмы и системы цифрового управления электроприводами переменного тока//Электротехника. 1999. № 4. С.41–51.

9. Волков А.В. Анализ электромагнитных процессов и регулирование асинхронных частотно-управляемых электроприводов с широтно-импульсной модуляцией//Электротехника. 2002, № 1. С.2-10.

10. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. М.: Госэнергоиздат, 1963.

11. Петров Л.П., Ладензон В.А., Подзолов Р.Г., Яковлев А.В. Моделирование асинхронных электроприводов с тиристорным управлением. М.: Энергия, 1977.

Волков Александр Васильевич – главный конструктор электроприводов переменного тока ОАО НИИ "Преобразователь", доктор техн. наук, старший научный сотрудник. В 1975 г. окончил кафедру электропривода Уральского политехнического института (г.Екатеринбург). В 1981 г. защитил кандидатскую диссертацию в Уральском политехническом институте, а в 1999 г. – докторскую диссертацию по теме "Электромеханические процессы и регулирование асинхронных электроприводов с инверторными преобразователями частоты" в Национальной горной академии Украины (г. Днепропетровск).

Оптимизация параметров электропривода линейного двигателя с катящимся ротором

ВЕСЕЛОВСКИЙ О.Н., ПОЛЕВСКИЙ В.И., САПСАЛЕВ А.В.

Рассматривается специальный линейный асинхронный двигатель с катящимся ротором, перспективный для применения в электроприводах исполнительных устройств транспортных манипуляторов, работающих непосредственно в технологической среде замкнутого объема. Показаны преимущества двигателей данного типа для работы в условиях сверхвысокого вакуума. Обсуждаются вопросы построения целевой функции, на основе которой производится оптимизация. Приводятся результаты расчетов.

Задача реализации исполнительных устройств манипуляторов, работающих непосред-

The paper considers a special linear induction motor with the rolling rotor, which is a perspective application in electric drives of actuator devices of transport manipulators operating in technological medium inside a closed volume. Advantages of motors of this type are shown for ultra-high vacuum operating conditions. Questions of synthesis of purpose function, to be optimized, are discussed. The results of calculations are stated.

ственно в технологической среде замкнутого объема, представляет собой достаточно слож-

ную и важную проблему. Особенно остро данный вопрос стоит при производстве элементной базы современных электронных устройств, характеризующихся дальнейшей миниатюризацией при одновременном ужесточении требований к качеству. Для производства тонкопленочных элементов интегральных схем, чувствительных элементов интегральной оптики требуется уникальное оборудование, использующее в качестве рабочей технологической среды сверхвысокий вакуум (СВВ).

Одной из основных проблем в создании разветвленных СВВ систем является реализация многочисленных транспортных операций, необходимых для перемещения технологических объектов, используемых материалов, технологической и контрольно-измерительной оснастки и другой аппаратуры. Находящиеся в эксплуатации электромеханизмы и манипуляторы, использующие контактные и бесконтактные способы передачи движения в замкнутый объем, не отвечают возросшим требованиям вакуумной гигиены и надежности. Рабочий объем камер СВВ установок характеризуется экстремальными условиями: отсутствие жидких и консистентных смазок; обезгаживающие прогревы до 250–450° С; жесткие требования по составу остаточных газов технологической среды; использование сверхчистых конструкционных и технологических материалов. Эти факторы определяют условия работы всех элементов СВВ системы, в том числе и ее транспортных средств, которые должны обеспечивать отсутствие вибраций, плавность и точность перемещений исполнительных устройств, высокую надежность и длительный срок эксплуатации. Например, наличие минимальной вибрации исполнительных органов транспортной системы приводит к резкому ухудшению состава газовой среды и повышению давления остаточных газов более чем на порядок.

Электромеханизмы, предназначенные для работы в условиях вакуума, отличаются от традиционных не только по составу используемых материалов, но и многими конструктивными особенностями и специфическими режимами работы. Исполнительные устройства манипуляторов, работающих непосредственно в технологической среде замкнутого объема, должны обладать особенно большой надежностью. Это обусловлено высокой стоимостью работ по разгерметизации СВВ системы и последующего ее вывода на режим. Большинству этих требований отвечают специальные линейные асинхронные двигатели (ЛАД) с катящимся ротором [1]. Эле-

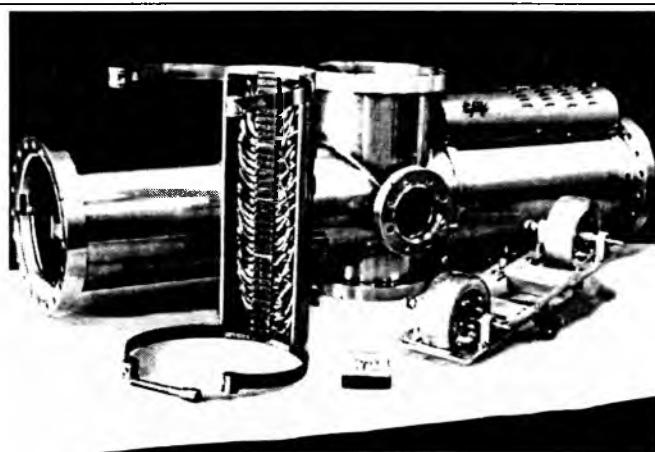


Рис.1

менты конструкции СВВ камеры с таким двигателем приведены на рис.1.

Обобщенное уравнение движения электропривода ЛАД с катящимся ротором

Необходимость оптимизации параметров электропривода ЛАД с катящимся ротором вытекает непосредственно из требований по ограничению габаритов к любым конструктивным элементам, располагаемым внутри технологического объема СВВ установок. В основу оптимизации положена линейная тахограмма скорости (рис.2) с постоянным максимумом тока на участках разгона и торможения, которая по большинству основных параметров незначительно уступает оптимальной параболической, а по ряду характеристик имеет некоторые преимущества [2–4].

Рабочий цикл состоит из времени работы t_p и времени паузы t_0 в точках позиционирования. Задача электропривода состоит в перемещении исполнительного механизма на требуемую величину с заданным быстродействием. При этом номинальные параметры двигателя должны обеспечивать отработку требуемых максимальных перемещений в повторно-кратковременном режиме позиционирования при полном использовании активных материалов двигателя с учетом тепловых ограничений.

Расчетная модель ЛАД с катящимся ротором представлена на рис.3. Ротор двигателя осуществ-

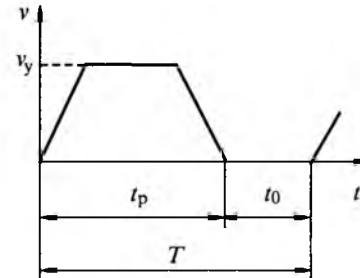


Рис.2.

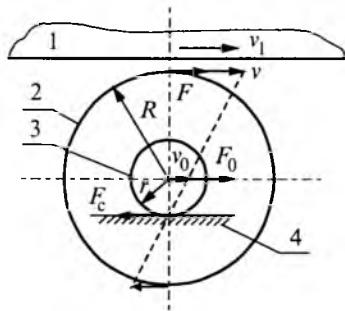


Рис.3. Расчетная модель ЛАД с катящимся ротором:
1 – индуктор; 2 – ротор; 3 – вал ротора; 4 – направляющие

ляет плоское движение. В то же время каждая его точка обладает скоростью поступательного движения, равной скорости центра масс v_0 , и угловой скоростью $\omega = v_0/r$, где r – радиус цилиндра качения. Рассматривая движение ротора как поступательное некоторой материальной точки с эквивалентной массой m_3 под действием результирующей внешних сил, можно записать

$$F_0 \pm F_c = m_3 d v_0 / dt, \quad (1)$$

где F_0 – эквивалентная сила двигателя, приложенная к центру масс тела; v_0 – скорость поступательного движения; F_c – сила статического сопротивления движению в точке качения.

Значение эквивалентной массы определяется из условия баланса кинетических энергий эквивалентного твердого тела и поступательно-вращательного движения тела ротора

$$m_3 = m + m_p R^2 / r^2, \quad (2)$$

где $m = m_p + m_h$ – суммарная масса ротора m_p и постоянно связанных с ним поступательно движущихся масс технологических устройств, а также массы перемещаемого объекта – нагрузки m_h ; R – радиус внешнего цилиндра ротора.

Параметры уравнения движения электропривода F_0 и v_0 приведем к параметрам индуктора ЛАД с катящимся ротором. Из рис.3 видно, что

$$F_0 = F(r + R)/r; \quad v_0 = vr/(r + R), \quad (3)$$

где F – электромагнитная сила двигателя, действующая на внешнюю поверхность цилиндра ротора; $v = 2\pi f(1 - s)$ – скорость движения точек ротора, лежащих на внешней поверхности цилиндра; s – скольжение; f – полюсное деление обмотки индуктора.

После подстановки (2) и (3) в (1) уравнение движения электропривода примет вид

$$\left(m + \frac{m_p R^2}{r^2} \right) \left(\frac{r}{R + r} \right) \frac{dv}{dt} = F \frac{R + r}{r} \pm F_c. \quad (4)$$

Примем в качестве базовых: $v_b = 2L/t_p$ – скорость в конце разгона при отработке максимальных перемещений L по треугольной тахограмме; $F_b = (2m_p v_b)/t_p$ – динамическая сила, необходимая для разгона до базовой скорости инерционных масс ротора при равной нулю статической нагрузке за время $t_p/2$. На основании принятых базовых величин вводятся следующие относительные параметры: относительная скорость в конце времени разгона, определяемая выражением $v = v_y t_p / 2L$; относительное значение статической силы сопротивления движению

$$\mu_c = \frac{F_c}{F_b} = \frac{F_c t_p^2}{4m_p L}; \quad (5)$$

относительное значение силы двигателя

$$\mu = \frac{F}{F_b} = \frac{F t_p^2}{4m_p L}; \quad (6)$$

инерционный параметр $j = m/m_p$; коэффициент редукции скорости $i = (R + r)/r$.

С учетом принятых базовых величин при трапецидальной тахограмме скорости на основе выражения (4) можно получить обобщенное уравнение движения электропривода в именованных единицах

$$2 \frac{t_p v_y - L}{v_y} = \frac{2C m_p v_y F}{F^2 i^2 - F_c^2}, \quad (7)$$

где $C = j + (i - 1)^2$.

При разгоне и торможении с постоянным максимумом тока, которому соответствует условие $F = F_n = KF_h$, после преобразования последнего равенства с учетом базовых и относительных величин получим обобщенное уравнение движения электропривода в относительных единицах

$$(2v - 1)(K^2 \mu_h^2 i^2 - \mu_c^2) = Cv^2 K \mu_h, \quad (8)$$

где μ_h – относительное значение номинальной электромагнитной силы двигателя; K – кратность пусковой силы.

Уравнение движения с учетом ограничения потерь в двигателе. Функция цели

При условии независимости теплоотдачи от скорости и без учета механических потерь значение номинальной электромагнитной силы двигателя в относительных единицах будет определяться выражением

$$\mu_h^2 = m_c^2 K_{\text{п.в.}} (1 - v) [v - K_{\text{п.в.}} K^2 (2v - 1)]^{-1}. \quad (9)$$

Кратность пускотормозных сил определяет-

ся из (8)

$$K = \left(B + \sqrt{B^2 + \mu_c^2} \right) / i \mu_h, \quad (10)$$

где $B = Cv^2 / [2i(2v-1)]$.

Из совместного решения уравнений (9) и (10) получается окончательное выражение для определения номинальной силы в относительных единицах

$$\mu_h^2 = \frac{K_{\text{п.в}}}{v} \left[\mu_c^2 (1-v) + \frac{1}{i^2} \left(B + \sqrt{B^2 + \mu_c^2} \right)^2 (2v-1) \right]. \quad (11)$$

Уравнение (11) представляет функцию цели, минимум которой обеспечивает максимальное использование двигателя при заданном быстродействии позиционного электропривода. Уравнение в неявном виде связывает через обобщенные координаты основные параметры двигателя, нагрузки и диаграммы движения электропривода. Параметры системы, удовлетворяющие точкам множества решения уравнения (11), удовлетворяют и требованиям по заданным значениям перемещений, времени их отработки и степени нагрева электродвигателя. Варьируемыми переменными функции являются следующие параметры:

– относительная скорость v ; ее граничные значения определяются предельными случаями трапецидальной тахограммы скорости (треугольной и прямоугольной) и находятся в пределах $1 > v_{\text{опт}} > 0,5$;

– инерционный параметр j изменяется от 1, когда масса нагрузки пренебрежимо мала по сравнению с массой подвижного элемента двигателя, до ∞ при обратном соотношении $\infty > j \geq 1$;

– относительное значение силы статического сопротивления движению $\mu_c \geq 0$;

– коэффициент редукции скорости i ; его значение может изменяться от 2, когда диаметр цилиндра качения равен диаметру ротора, и теоретически до ∞ , когда диаметр ротора намного больше диаметра цилиндра качения $i \geq 2$.

Исследование взаимосвязей основных параметров привода

Из условия экстремума функции (11) $\partial \mu_h^2 / \partial v = 0$ можно найти оптимальное значение относительной скорости:

$$\frac{\mu_c^2 (1-i^2)}{v^2} + \frac{C}{i} \left(B + \sqrt{B^2 + \mu_c^2} \right) \times \times \left[1 + \frac{2B(v-1)}{(2v-1)\sqrt{B^2 + \mu_c^2}} \right] = 0. \quad (12)$$

В общем случае решение уравнения (12) относительно скорости и выделение ее в виде аналитической функции представляют достаточно сложную задачу. Поэтому поиск оптимальных значений относительной скорости и соответствующих значений относительной номинальной силы и кратности пусковой силы осуществлялся численными методами. Для практически важного случая, когда нагрузка привода носит преобладающий инерционный характер и силами статического сопротивления движению можно пренебречь ($\mu_c = 0$), уравнение функции цели существенно упрощается

$$\mu_h^2 = 2K_{\text{п.в}} \frac{C^2 v^3}{(2v-1)i^4}. \quad (13)$$

Упрощается и выражение для определения кратности пускотормозных сил

$$K = \frac{Cv^2}{\mu_h(2v-1)i^2}.$$

При этом открывается возможность аналитически найти оптимальное значение относительной скорости $v_{\text{опт}} = 0,75$. При оптимальном значении относительной скорости номинальная сила определится выражением

$$\mu_h = \sqrt{K_{\text{п.в}}} 0,91856 C / i^2 = \sqrt{K_{\text{п.в}}} 0,91856 \times \times (1+j+i^2-2i) / i^2, \quad (14)$$

а кратность пускотормозных сил будет постоянной, не зависящей от обобщенных координат системы $K = 1,225$.

Из условия экстремума функции (14) $\partial \mu_h / \partial i = 0$ находится оптимальное значение коэффициента редукции скорости $i_{\text{опт}} = j + 1$.

В результате при оптимальных значениях обобщенных координат скорости и коэффициента ее редукции относительное значение номинальной силы определится выражением

$$\mu_h = \sqrt{K_{\text{п.в}}} 0,91856 j / (1+j). \quad (15)$$

Графическая зависимость относительной номинальной силы от инерционного параметра, построенная на основании уравнения (15), представлена на рис.4.

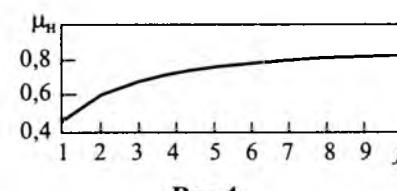


Рис.4.

Таблица 1

i	j										
	1,0	1,1	1,3	1,5	1,75	2,0	2,5	3,0	5,0	7,5	10,0
2,0	0,459	0,482	0,528	0,574	0,632	0,689	0,804	0,919	1,378	2,833	2,526
2,5	0,478	0,492	0,522	0,551	0,588	0,625	0,698	0,772	1,066	1,857	1,800
3,0	0,510	0,521	0,541	0,561	0,587	0,612	0,663	0,714	0,919	1,440	1,429
4,0	0,571	0,580	0,591	0,603	0,617	0,632	0,66	0,689	0,804	1,100	1,091
5,0	0,625	0,628	0,636	0,643	0,652	0,661	0,68	0,698	0,772	0,979	0,955
7,0	0,694	0,695	0,669	0,703	0,708	0,712	0,722	0,731	0,769	0,906	0,862
9,0	0,737	0,738	0,741	0,743	0,746	0,748	0,754	0,760	0,782	0,894	0,839
11,0	0,767	0,767	0,769	0,771	0,772	0,774	0,778	0,782	0,797	0,896	0,835

Таблица 2

i	j									
	1,0	1,1	1,3	1,5	1,75	2,0	2,5	3,0	5,0	10,0
2,0	0,667	0,733	0,767	0,833	0,917	1,000	0,804	1,167	2,000	3,662
2,5	0,619	0,638	0,676	0,714	0,762	0,810	0,905	1,000	1,381	2,333
3,0	0,625	0,637	0,663	0,688	0,719	0,750	0,813	0,875	1,125	1,750
4,0	0,667	0,673	0,687	0,700	0,715	0,733	0,767	0,800	0,933	1,267
5,0	0,708	0,712	0,721	0,729	0,740	0,750	0,771	0,792	0,875	1,083
7,0	0,771	0,773	0,777	0,781	0,786	0,792	0,802	0,813	0,854	0,958
9,0	0,813	0,814	0,816	0,819	0,822	0,825	0,831	0,838	0,863	0,925
11,0	0,842	0,843	0,844	0,846	0,848	0,850	0,854	0,858	0,875	0,917

Точки, лежащие на кривой графика рис. 4 соответствуют глобальному оптимуму электромеханической системы при $\mu_c = 0$. При проектировании электроприводов с двигателями с катящимся ротором не всегда представляется возможным обеспечить оптимальное соотношение между инерционным параметром и коэффициентом редукции скорости. Поэтому на основании уравнения (14) проведен расчет значений μ_c при изменении инерционного параметра от 1 до 10 и коэффициента редукции скорости от 2 до 11. Результаты расчета сведены в табл.1.

Предварительный численный анализ показал, что при $\mu_c \neq 0$ для достаточно большого массива сочетания обобщенных координат j , i и μ_c оптимальное значение относительной скорости лежит на верхней границе его допустимых значений, т.е. $v_{\text{опт}} = 1$. Как следует из (9), при $v = 1$ кратность пусковых сил равна $K = 1/K_{\text{п.в}}^{-0,5}$. Упрощается и формула функции цели (11)

$$\mu_h = \sqrt{K_{\text{п.в}}} \left(B + \sqrt{B^2 + \mu_c^2} \right) / i, \quad (16)$$

а выражение (12) позволяет найти аналитическую связь между остальными обобщенными координатами

$$\mu_c = \frac{C}{i^2 - 1} = \frac{j}{i^2 - 1} + \frac{i-1}{i+1}. \quad (17)$$

Результаты расчета взаимосвязи параметров на граничном оптимуме $\mu_c = \mu_c(j, i)$ сведены в табл.2.

Поскольку все вычисления произведены для функций, записанных через обобщенные координаты, то их результаты охватывают все возможные для практической реализации варианты приводов независимо от конкретного исполнения механизма позиционного перемещения. При расчетах коэффициент продолжительности включения принят равным единице $K_{\text{п.в}} = 1$.

Перерасчет сил и их кратности для конкретных значений коэффициента продолжительности включения осуществляется по формулам

$$\mu_h = \mu_{h1} \sqrt{K_{\text{п.в}}}; \quad K = 1,225 / \sqrt{K_{\text{п.в}}},$$

где величины с индексом 1 берутся из таблиц или графиков, соответствующих значению $K_{\text{п.в}} = 1$.

Выводы

1. В приводах транспортных манипуляторов сверхвысоковакуумных систем перспективно применение линейных двигателей с катящимся ротором.

2. Полученные расчетные соотношения и результаты их анализа позволяют осуществить оптимальный выбор двигателей с катящимся ротором для привода транспортных манипуляторов СВВ установок, обеспечивающих воспроизведение заданных перемещений с учетом согласования с диаграммой движения привода.

На основании полученных результатов рассчитывались параметры приводов транспортных манипуляторов со специальными электродвигателями, успешно работающими в различных технологических сверхвысоковакуумных системах. Лабораторные испытания и опыт эксплуатации приводов СВВ систем подтвердили достоверность основных положений разработанного метода оптимального выбора исполнительных двигателей с катящимся ротором.

Список литературы

1. Полевский В.И. Электромагнитный момент специального линейного асинхронного двигателя с катящимся ротором // Электротехника. 1990. №7. С. 27–32.

2. Горайко А.Ф. Расчет электропривода с повторно-кратковременным режимом работы по критерию минимальной установленной мощности//Электричество. 1963. № 9. С.70–73.

3. Слежановский О.В. Реверсивный электропривод постоянного тока. М.: Металлургия. 1967.

4. Сапсалев А.В., Савин Н.П. Расчет номинальной силы линейного двигателя постоянного тока по параметрам воспроизведимого движения //Изв. вузов. Электромеханика. 1989. №2. С. 87–93.

Веселовский Олег Николаевич – доктор технических наук, профессор кафедры "Общая электротехника" НГТУ. Окончил электромеханический факультет МЭИ в 1950 г. Защитил диссертацию по теме "Низкоскоростные линейные двигатели" в 1979 г.

Полевский Виталий Иванович – доктор технических наук, профессор кафедры "Общая электротехника" НГТУ. Окончил электромеханический факультет НЭТИ в 1964 г. Защитил диссертацию по теме "Электромагнитный момент сверхвысоковакуумного ЛАД с катящимся ротором и концентраторами магнитного потока" в 1994 г.

Сапсалев Анатолий Васильевич – кандидат технических наук, доцент кафедры "Общая электротехника". Окончил электромеханический факультет НЭТИ в 1970 г. Защитил диссертацию по теме "Разработка и исследование силовых элементов электропривода поступательного перемещения промышленных роботов" в 1978 г.

ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ МАШИНЫ

Асинхронные конденсаторные двигатели повышенной мощности

ИВАНОВ А.В., МЕРЕНКОВ Д.А., СЕМЕНЧУКОВ Г.А., СЕНТЮРИХИН Н.И., ЩЕРБАКОВ А.В.

Однофазные асинхронные двигатели находят широкое применение в бытовой технике, сельском хозяйстве, торговле, медицине и в других областях, где требуется дешевый нерегулируемый электропривод, питаемый от однофазной сети переменного тока. Они выпускаются миллионами штук в год. Однофазные сети, как правило, экономически целесообразны при относительно небольшой мощности. Это предопределило в первую очередь разработку и массовый выпуск машин малой мощности (до 1,5 кВт), предназначенных для бытовых приборов. В масштабах государства большие объемы выпуска приводят к большим затратам энергетических ресурсов и материалов. Потребление энергии бытовыми приборами соизмеримо с промышленным производством, а расход активных материалов – с турбо- и гидрогенераторостроени-

ем вместе взятыми. Поэтому значительное внимание всегда уделялось исследованиям, направленным на уменьшение затрат ресурсов при производстве и эксплуатации этих двигателей, улучшение выходных характеристик и повышение их конкурентоспособности.

В последнее время в России и в странах Азии, Северной Африки и Латинской Америки значительно расширилась потребность в однофазных асинхронных двигателях (ОАД) несколько большей мощности, чем ранее было принято, для бытовых, промышленных и сельскохозяйственных нужд (особенно для малых предприятий). Они в основном используются там, где отсутствует трехфазная сеть (в бытовых условиях, в удаленных районах), и применяются для привода электробытовых приборов, насосов и т. д.

Считалось, что применение ОАД мощностью

более 1,5 кВт экономически нецелесообразно, так как они имеют худшие энергетические и мас-согабаритные показатели и более низкий пусковой момент по сравнению с трехфазными машинами. К тому же в качестве аксиомы предполагалось повсеместное развитие трехфазных сетей. Казалось бы, нет ничего проще, чем перейти на трехфазную сеть и использовать стандартные трехфазные двигатели, например, серии 4А или АИР (АИС), но в отдаленных и особенно пустынных районах такой сети часто просто не существует. К тому же опыт функционирования экономики малых предприятий показывает, что для таких предприятий или отдельных собственников зачастую просто невозможно или не по карману получить на законных основаниях в свое распоряжение трехфазную электрическую сеть и приходится довольствоваться однофазной, причем соблюдая достаточно жесткие ограничения по значениям тока и мощности. Поэтому они вынуждены, например, питать трехфазные электродвигатели центробежных насосов от дизель-генераторов, что в десятки раз повышает стоимость добытой воды, а вместе с ней и сельскохозяйственной продукции.

Вместе с этим изменение структуры и единичной мощности бытовой техники, необходимость развития фермерского и дачного поливного земледелия (с использованием стационарных и погружных насосов) и применение в сельских условиях деревообрабатывающих и множества других станков с электроприводом требуют увеличения мощности нерегулируемого асинхронного привода. Основная потребность в ОАД в диапазоне мощностей 2,2–4,0 кВт, но при этом не исключается и необходимость в двигателях мощностью 6,3 и даже 11 кВт.

Использование трехфазных двигателей, включенных по различным схемам с одним или несколькими конденсаторами, приводит к увеличению размеров используемой машины, как правило, на два габарита, что существенно влияет на её стоимость и на стоимость всего привода, с которым она применяется.

Применение двигателей однофазного конденсаторного исполнения иногда позволяет сохранить габариты трехфазного двигателя той же мощности, а чаще требует перехода на одну ступень мощности вниз. Но и в последнем случае присутствует экономический эффект как для производителя, так и для потребителя.

Интересной альтернативой конденсатору является использование при работе асинхронного двигателя в однофазной сети электронных фа-

зосдвигающих устройств (ФСУ). В связи с огромным скачком в развитии полупроводниковой техники в последние годы появилась возможность заменить конденсатор электронным фазосдвигающим устройством, основными компонентами которого являются либо два параллельных встречно включенных тиристора, либо транзисторы, либо симистор. Регулируя с помощью схемы управления угол отпирания, можно получить различный временной сдвиг токов, приближая форму вращающегося магнитного поля к круговой. Электронные ФСУ по сравнению с конденсаторами имеют меньшие массу и габариты и сравнительно низкую себестоимость, к тому же полупроводниковые элементы неуклонно совершенствуются и дешевеют. Угол сдвига по фазе напряжений при использовании электронных ФСУ остается неизменным при всех режимах работы двигателя. Однако пока не удается, используя сравнительно простые электронные схемы, обеспечить ортогональность векторов напряжений фаз и достаточно высокие пусковые моменты. Отрицательное влияние на работу двигателя и сети оказывает и несинусоидальность тока при применении электронных ФСУ.

Как известно, с ростом мощности электрических двигателей, в том числе и однофазных асинхронных (ОАД), повышается их пусковой ток. Предельная кратность пускового тока асинхронных конденсаторных двигателей в соответствии с ГОСТ $k_i = I_p/I_n = 5,0$ (реально обычно получается даже 3,0–4,5, что подтверждается поверочными расчетами ОАД). С учетом этого при реальных значениях КПД и коэффициента мощности (последний благодаря конденсатору приближается и даже может быть равен единице), максимальная мощность, которую можно получить для двухполюсного двигателя при использовании однофазной потребительской сети с напряжением $U = 220$ В при допустимом в соответствии с нормами пусковом токе $I = 150$ А (в сети Северной Африки – 170 А), составляет чуть более 4,0 (5,0) кВт, а с отдельными ухищрениями – 6,3 кВт. У четырехполюсных двигателей кратность пускового тока несколько ниже, и предельная мощность их при указанных ограничениях возрастает до 11 кВт.

При предполагаемом объеме выпуска (около 1000 штук в год) экономически целесообразно разрабатывать однофазные конденсаторные двигатели мощностью до 6,3 кВт ($2p=2$) и 11 кВт ($2p=4$) как обмоточные модификации единых серий общего назначения 4А или АИР (АИС)

без существенного изменения конструкции машин (другие обмоточные данные, изменение типа обмотки, незначительная дополнительная механическая обработка ротора и в некоторых случаях изменение числа пазов ротора).

После оценки технической потребности при сотрудничестве кафедры электромеханики МЭИ(ТУ) и ЗАО "Агрегат-Привод" был реализован проект разработки асинхронного конденсаторного двигателя повышенной мощности для водоподъемного насоса. На первом этапе разрабатывался двухполюсный асинхронный конденсаторный двигатель мощностью 6 кВт при наиболее распространенной схеме включения в однофазную сеть: параллельное соединение фаз двухфазной обмотки статора с последовательно включенным конденсатором в цепи вспомогательной фазы. С учетом особенностей работы насоса пусковой момент должен быть не менее 15 Н·м, что соответствует кратности пускового момента $k_p = 0,75$. Поэтому была принята схема с рабочим и пусковым конденсаторами.

Теоретические предпосылки к разработке асинхронных конденсаторных двигателей повышенной мощности

В общем случае разработка асинхронных конденсаторных двигателей полезной мощностью до 5–8 кВт требует обратить повышенное внимание на решение следующих вопросов:

1. Исследование способов подавления синхронных и асинхронных моментов от высших пространственных гармонических магнитного поля, которые могут вызвать недопустимые провалы в механической характеристике, обусловливающие застrevание двигателя на низких скоростях при разгоне, и колебания пускового момента в зависимости от углового положения ротора, приводящие к залипанию ротора при пуске.

2. Исследование нагревания двигателя при номинальной нагрузке и в режиме холостого хода.

3. Учет вытеснения токов в беличье клетке ротора и насыщения коронок зубцов при пуске.

Первые два вопроса актуальны для всех асинхронных конденсаторных двигателей, разрабатываемых в качестве модификации в единых сериях. Основное исполнение этих серий – симметричные трехфазные двигатели. Для конденсаторных двигателей характерна несимметричная работа и, следовательно, эллиптическое поле практически во всех режимах. Кругового поля не удается добиться даже при номинальной нагрузке в силу ряда причин: дискретности шкалы сме-

кости конденсатора, стремления получить более низкое напряжение на конденсаторе, улучшить пусковые характеристики и т. д. Переход к другим режимам работы: холостого хода и пусковому – связан со значительным усилением обратного поля. Как показывает опыт проектирования, особенно сильно это сказывается для двигателей большей мощности и особенно двухполюсных, так как у них значительно снижается доля намагничивающего тока и поэтому изменение полного сопротивления фазы при переходе к другому режиму работы оказывается более значительным.

Эллиптичность магнитного поля становится особенно заметной при пуске: отношение большой и малой осей эллипса может достигать 3–4 и больше. Это приводит к неравномерности распределения электромагнитных сил и моментов между зубцами статора, поскольку они пропорциональны квадрату амплитуды индукции под зубцом. Как известно, для борьбы с залипанием ротора при пуске даже у симметричных трехфазных двигателей необходимо брать неравные и не кратные числа пазов на статоре и роторе. В этом случае стремление пары зубцов статора и ротора стать напротив друг друга будет компенсироваться другими парами, в которых электромагнитные силы находятся в другой фазе. При круговом поле амплитуды индукции под всеми зубцами практически одинаковые, и они принимают равное участие в компенсации залипания. При эллиптическом поле реальное участие в этом примут только те пары зубцов, которые находятся на большой оси эллипса или вблизи ее. Электромагнитные силы, действующие на пары зубцов на малой оси эллипса, оказываются примерно на порядок меньше и реального влияния не оказывают. Поэтому задача борьбы с залипанием ротора приобретает особое значение для однофазных асинхронных двигателей, особенно двухполюсных и повышенной мощности. Одновременно увеличение эллиптичности магнитного поля приводит к усилению провалов в механической характеристике на малых частотах вращения, что может привести к застrevанию ротора, но уже не в начальный момент пуска, а при разгоне в интервале малых частот вращения.

Для подавления вредных синхронных и асинхронных добавочных моментов можно использовать следующие методы:

1. Подбор оптимального скоса пазов.
2. Подбор оптимального соотношения чисел пазов на статоре и на роторе.

3. Использование специальных обмоток статора.

4. Подбор емкости фазосмещающего конденсатора, обеспечивающей снижение эллиптичности магнитного поля при пуске.

5. Выбор оптимальной схемы включения.

Первые три метода связаны с усложнением технологии изготовления асинхронного двигателя, четвертый метод обычно приводит к увеличению потерь и, следовательно, к большему нагреву обмоток статора в рабочем режиме, пятый носит вспомогательный характер.

Оптимизация обмоточных данных и расчет электромеханических характеристик

В данном проекте двухполюсный асинхронный конденсаторный двигатель мощностью 6 кВт разрабатывался как обмоточная модификация трехфазного асинхронного двигателя АИС132В2. Обмоточные данные оптимизировались без изменения геометрии магнитной системы и "беличьей клетки" базового исполнения машины. Была выбрана одно-двухслойная обмотка, эквивалентная по форме кривой МДС в воздушном зазоре двухслойной равносекционной обмотке, зато дающая возможность механизации обмоточных работ. Наиболее важным критерием при выборе эквивалентного шага обмотки принял минимальный расход обмоточной меди, второй по важности – удовлетворительный гармонический состав магнитного поля, обеспечивающий допустимый по условиям пуска уровень асинхронных и синхронных добавочных моментов. Скос пазов и их число на статоре и роторе, а также размеры "беличьей клетки" оставлены такими же, как у трехфазного двигателя. На первом этапе рассматривалась только двухфазная обмотка на статоре при параллельном включении обмоток фаз.

Во вспомогательную фазу включены рабочий и пусковой конденсаторы. Емкость рабочего конденсатора равна 100 мкФ при номинальном напряжении 500 В. Емкость пускового конденсатора подбиралась из условия обеспечения требуемых пусковых показателей: пусковой ток не более 150 А, пусковой момент не менее 15 Н·м. Номинальная полезная мощность – максимально возможная из условия допустимого температурного режима, но не менее 6 кВт.

Одно-двухслойная обмотка содержит в одной катушечной группе N_s малых концентрических катушек с числом витков, равным числу витков катушки эквивалентной двухслойной равносекционной обмотки, и N_b больших с двойным чис-

лом витков. Количество катушечных групп в фазе равно $2p$. Значения N_s и N_b связаны с полюсным делением τ и шагом эквивалентной двухслойной обмотки u (все в зубцовых делениях) следующими соотношениями:

$$N_s = \tau - u; \quad (1)$$

$$N_b = (q - N_s)/2, \quad (2)$$

где q – число пазов на полюс и фазу.

В уравнении (2) в правой части должно получиться целое число, чтобы одну из больших катушек не пришлось "расчесывать" в разные стороны. Для соблюдения этого условия при $Z_s = 36$ и $2p = 2$ в двухфазной обмотке ($q = 9$) шаг обмотки может быть выбран $u = 13$ или $u = 15$. В первом случае средняя длина лобовых частей $l_l = 23,6$ см, во втором – $l_l = 25,6$ см, таким образом выбор шага $u = 13$ создает предпосылки для снижения массы обмоточного провода, активного сопротивления обмотки статора и мощности потерь в ней. В то же время обмоточный коэффициент по первой гармонической соответственно равен $k_0 = 0,817$ и $k_0 = 0,871$, что дает преимущество двигателю с шагом $u = 15$ при условии сохранения эффективного числа витков. Шаг $u = 13$ ($\beta = u/\tau = 0,722$) более благоприятен для подавления третьей гармонической ($k_{03} = 0,0786$; $k_{05} = 0,1066$), а шаг $u = 15$ ($\beta = u/\tau = 0,833$) – пятой гармонической ($k_{03} = 0,2147$; $k_{05} = 0,0481$). Поэтому, чтобы полнее оценить преимущества того и другого варианта, расчет был проведен для обоих случаев шагов: $u = 13$ и $u = 15$.

Предварительный поиск оптимальных обмоточных данных был осуществлен с помощью пакета ОРТ прикладных оптимизационных программ. Оптимизация обмоточных данных производилась по максимуму КПД с учётом ограничений по пусковому и максимальному моментам, напряжению на конденсаторе, превышению температуры в режиме холостого хода.

Исходными данными для оптимизационного расчета являлись:

- размеры магнитной системы;
- номинальные данные двигателя;
- свойства используемых материалов (электротехнической стали, обмоточного провода, материала для заливки "беличьей клетки").

Оптимизация обмоточных данных проводилась по алгоритму, обеспечивающему минимум обратного поляризующего момента при заданной ёмкости конденсатора. Для перебора варьируемых переменных: номинального скольжения s_n и коэффициента

трансформации k – задавались начальные значения этих переменных и шаги перебора.

В результате предварительного оптимизационного расчета получены следующие данные:

- число витков в главной фазе $w_A = 99$;
- число витков в вспомогательной фазе $w_B = 135$;
- диаметр провода главной фазы $d_A = 1,06$ мм;
- диаметр провода вспомогательной фазы $d_B = 0,90$ мм;
- число элементарных проводников в одном эффективном для главной и вспомогательной фазы $n_{ea} = n_{eb} = 4$;
- число параллельных ветвей обмотки $a = 1$.

Сравнительно высокая погрешность математической модели, используемой при предварительной оптимизации, требует дополнительного исследования окрестностей полученной оптимальной точки. Применение же более точной модели при предварительной оптимизации нецелесообразно из-за большего числа обращений к ней. Кроме того, некоторые из принятых допущений необходимы для того, чтобы сделать гладкими поверхности отклика критерия оптимальности и ограничителей в пространстве варьируемых параметров, за счет чего можно с большей степенью вероятности при минимальных затратах вычислительных ресурсов выйти в область, близкую к оптимальной.

Многокритериальные оптимизационные исследования окрестности точки, полученной на первом этапе, осуществлялись с помощью пакета прикладных программ KRICT. Помимо исходных данных двигателя, задавались некоторые параметры расчета, координаты границ исследуемой области независимых параметров, допустимые границы и характер обработки функционалов при оптимизационном исследовании.

Проверочный расчет двигателя выполнялся с использованием пакета прикладных программ AKD. Расчет был произведен для двигателей с одно-двухслойной обмоткой с шагом $y = 13$ и $y = 15$ и обмоточными данными, выбранными при окончательном оптимизационном поиске:

- шаг обмотки $y = 13$ – $w_A = 108$, $w_B = 144$, $d_A = 1,00$ мм,

$$d_B = 0,90 \text{ мм}, n_{ea} = n_{eb} = 4, a = 1; \\ \text{шаг обмотки } y = 15 - w_A = 108, w_B = 162, d_A = 0,85 \text{ мм}, d_B = 0,85 \text{ мм}, n_{ea} = 5, n_{eb} = 3, a = 1.$$

Рабочие характеристики и максимальный момент рассчитывались при рабочем конденсаторе емкостью $C_p = 100 \text{ мкФ}$, пусковые – при рабочем и пусковом конденсаторах общей емкостью $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}$; 600 мкФ и 700 мкФ у двигателя с шагом обмотки $y = 13$ и $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}$ у двигателя с шагом обмотки $y = 15$. Полученные в результате поверочного электромагнитного расчета двигателей выходные параметры приведены в табл.1 и 2. На рис.1 построены рабочие характеристики.

Для более точной оценки пусковых характеристик была использована программа, основанная на методах индуктивных коэффициентов и зубцовых контуров и имеющая меньший уровень допущений. Она дает также возможность оценить синхронные и асинхронные моменты от высших гармонических, в том числе колебания пускового момента в зависимости от угла поворота ротора. В табл.3 даны результаты расчета пусковых характеристик с учетом высших гармонических. На рис.2 показаны полученные механические характеристики, а на рис.3 колебания пускового момента для двух вариантов шага обмотки.

Сравнение двигателей с одно-двухслойными обмотками с разным шагом ($y=15$ и $y=13$) показало, что при $y=13$ лучше показатели рабочего режима (КПД выше более чем на 1%), выше перегрузочная способность (табл.1-3)). В то же

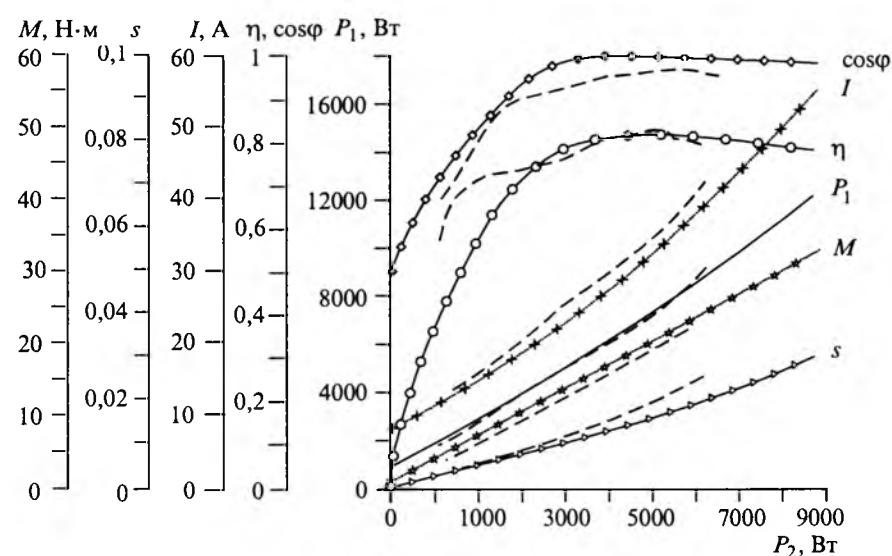


Рис.1. Расчетные (—) и экспериментальные (----) рабочие характеристики двигателя $P_2=6 \text{ кВт}$, $2p=2$ с шагом $y=13$:

—*— – момент на валу; – потребляемая мощность; —+— – ток; —→— – скольжение; —○— – КПД; —○— – коэффициент мощности

Таблица 1

Номинальные расчетные и экспериментальные данные двигателей $P_2=6$ кВт и $2p=2$ с шагом обмотки $y = 13$ и $y = 15$

Наименование	Двигатель с шагом $y=13$		Двигатель с шагом $y=15$
	Расчет	Эксперимент	Расчет
Номинальная мощность P_2 , кВт	6,0	6,0	6,0
Синхронная скорость n_s , об/мин	3000	3000	3000
Номинальный момент M_{n1} , Н·м	20,37	19,5	20,40
Число фаз m	2	2	2
Фазное напряжение U , В	220	220	220
Частота сети f , Гц	50	50	50
Номинальный ток I_1 , А	32,6	34,6	33,3
Ток холостого хода I_x , А	8,13	8,3	5,5
Пусковой ток I_{n1} , А	109,7	130	109,9
Коэффициент полезного действия η	0,8156	0,8165	0,8020
Коэффициент мощности $\cos \phi$	0,997	0,966	0,990
Кратность максимального момента k_m	1,92	1,89	1,71
Кратность пускового момента k_{n1}	0,72	0,77	1,11
Кратность пускового тока k_i	3,37	3,8	3,30
Номинальное скольжение s_n	0,0158	0,0197	0,0172
Режим работы S	Продолжительный $S1$		

Таблица 2

Рабочие характеристики двигателей
 $P_2 = 6$ кВт и $2p = 2$ с шагом обмотки $y = 13$ и $y = 15$

P_2 , Вт	P_1 , Вт	η	I , А	s	M , Н·м	$\cos \phi$
Расчетные характеристики двигателя с шагом $y = 13$						
4,8	930	0,005	8,13	0,0001	0,97	0,505
3931	4971	0,791	22,14	0,010	13,60	0,991
6000	7354	0,816	32,56	0,0158	20,37	0,997
7304	8979	0,814	39,73	0,02	24,70	0,997
9703	12350	0,787	55,02	0,03	32,83	0,991
10968	14677	0,747	66,93	0,04	37,36	0,968
Экспериментальные характеристики двигателя с шагом $y = 13$						
1844	2600	0,709	15,1	0,0050	5,9	0,783
2742	3700	0,741	18,8	0,0080	8,8	0,895
3669	4750	0,772	23,5	0,0103	11,8	0,919
4557	5700	0,799	27,4	0,0133	14,7	0,946
5464	6720	0,813	31,8	0,0173	17,7	0,961
6036	7300	0,827	34,4	0,0197	19,6	0,965
6632	8200	0,809	38,3	0,0227	21,6	0,973
7193	9020	0,797	42,6	0,0257	23,5	0,962
Расчетные характеристики двигателя с шагом $y = 15$						
3,4	1022	0,003	5,48	0,0007	1,00	0,824
3675	4784	0,768	21,8	0,010	12,78	0,968
6000	7476	0,802	33,3	0,01720	20,40	0,990
6760	8433	0,802	37,4	0,02	22,93	0,995
8794	11292	0,779	50,0	0,03	29,84	0,998
9726	13083	0,743	59,3	0,04	33,24	0,974

Таблица 3

Результаты расчета пусковых характеристик двигателей $P_2 = 6$ кВт и $2p = 2$ с шагом обмотки $y = 13$ и $y = 15$

y	C_{Σ} , мкФ	I , А	E_1 , В	E_2 , В	M_{n1} , Н·м	$+\Delta M$, Н·м	$-\Delta M$, Н·м
13	700	123,1	85,6	23,9	29,8	2,39	-1,81
13	600	112,3	75,5	29,8	21,5	2,87	-2,09
13	500	109,7	66,9	35,3	14,7	3,16	-2,59
15	500	109,9	82,2	20,8	22,7	1,22	-1,31

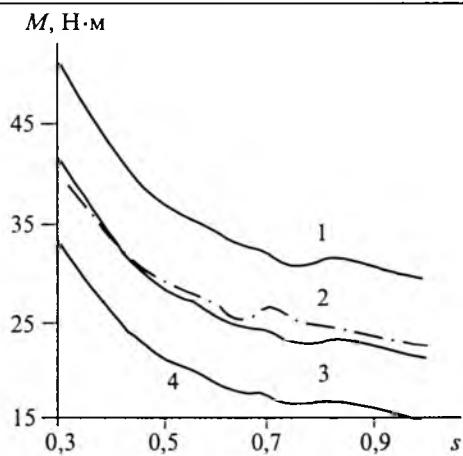


Рис.2. Расчетные механические характеристики двигателей с $P_2 = 6 \text{ кВт}$, $2p = 2$ с шагом $y = 13$ и $y = 15$:

1 – $C_p + C_n = 700 \text{ мкФ}, y=13$; 2 – $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}, y=15$; 3 – $C_p + C_n = 600 \text{ мкФ}, y=13$; 4 – $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}, y=13$

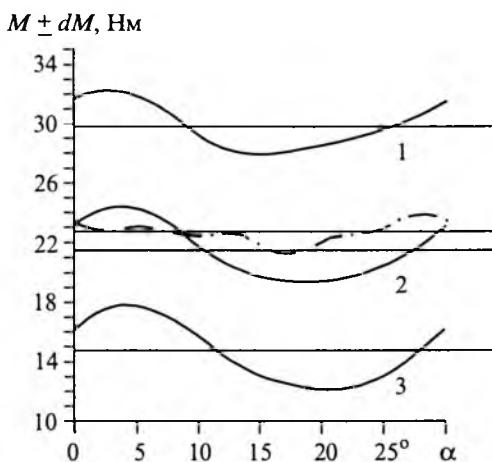


Рис.3. Расчетные колебания пускового момента двигателей с $P_2 = 6 \text{ кВт}$, $2p = 2$ с шагом $y = 13$ и $y = 15$:

1 – $C_p + C_n = 700 \text{ мкФ}, y=13$; 2 – $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}, y=15$; 3 – $C_p + C_n = 600 \text{ мкФ}, y=13$; 4 – $C_p + C_n = 500 \text{ мкФ}, y=13$

время для обеспечения того же пускового момента при $y=13$ требуется большая емкость пускового конденсатора, и колебания пускового момента выше, хотя и не превышают допустимых пределов. Что касается провалов в механической характеристике от асинхронных моментов высших гармонических, то они невелики и не оказывают существенного влияния. Отметим, что при $y=15$ проявляется третья гармоническая, а при $y=13$ – пятая. В целом с учетом несколько более низкого заполнения паза и меньшей массы обмоточного провода предпочтение было отдано варианту с шагом $y=13$. Данные этого варианта (табл. 1) были переданы заказчику – ЗАО «Агрегат-Привод» – для изготовления опытного образца.

Испытания опытного образца двигателя

В ЗАО «Агрегат-Привод» был изготовлен опытный образец асинхронного конденсаторного двигателя повышенной мощности на базе серийного трехфазного асинхронного двигателя АИС132В2, получивший название АСО132В2. Испытания опытного образца производились в лаборатории электрических машин ЗАО «Агрегат-Привод» и в лаборатории ВНИИЭМ. В программу испытаний опытного образца вошло:

- измерение активных сопротивлений фаз обмоток статора и определение температуры обмотки;
- исследование режима холостого хода в нагретом состоянии;
- исследование режима короткого замыкания; определение начального пускового момента в холодном состоянии;
- снятие рабочих характеристик в нагретом состоянии;
- определение номинальных данных в нагретом состоянии;
- определение максимального вращающего момента в нагретом состоянии.

Измерение активного сопротивления обмоток статора проводилось при температуре окружающей среды $t_{окр} = 14^\circ\text{C}$. Измеренные сопротивления в холодном состоянии, приведенные к температуре 20°C , составили: для фазы A – $R_{sA20} = 0,433 \text{ Ом}$; для фазы B – $R_{sB20} = 0,643 \text{ Ом}$.

Определение превышения температуры обмоток статора проведено по их сопротивлению после работы двигателя в течение 4 ч при номинальной нагрузке на валу, равной 6,0 кВт, на установке ЗАО «Агрегат-Привод». Определенные превышения температур соответственно равны: $\theta_A = 107,7^\circ\text{C}$ и $\theta_B = 84,1^\circ\text{C}$.

Рабочие характеристики I , P_1 , M , η , $\cos\varphi$, $s = f(P_2)$, снятые на установке во ВНИИЭМ, приведены в табл. 3 и на рис. 1. Там же для сравнения даны расчетные характеристики.

Максимальный момент определялся при увеличении нагрузки от режима холостого хода до опрокидывания на установке ВНИИЭМ. Измеренный максимальный момент составил $M_{\max} = 36,8 \text{ Н}\cdot\text{м}$ при скольжении $s = 6\%$.

Для определения динамического момента, равного разности момента, развиваемого двигателем, и момента сопротивления, использовалась дифференцирующая RC -цепочка, для снятия характеристик – универсальный осциллограф с послесвечением С8-13. Поскольку постоянная времени электромеханического переходного

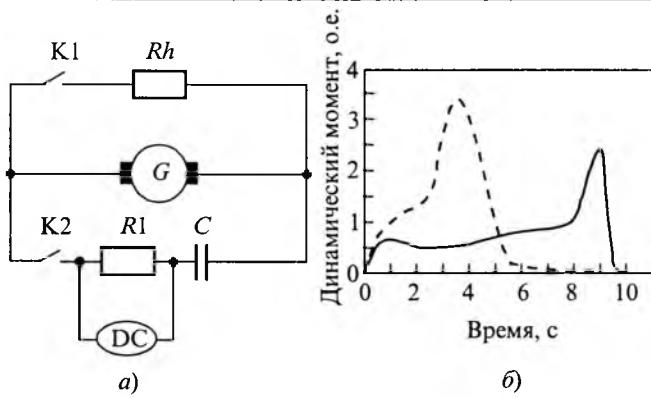


Рис.4. Электрическая схема установки (а) и динамические характеристики двигателя (б):

— холостой ход; — нагрузка

процесса на один-два порядка больше, чем постоянная времени электромагнитного переходного процесса, то можно считать, что выходной сигнал с RC -цепочки пропорционален динамическому моменту на валу. Кривая динамического момента высвечивалась на экране осциллографа при подаче на один его вход сигнала по времени, а на другой — сигнала с дифференцирующей цепочки. Схема измерений и полученная динамическая характеристика приведены на рис. 4.

По результатам измерений были определены номинальные данные двигателя, представленные вместе с расчетными в табл. 1.

Анализ расчетных и экспериментальных данных

Сравнивая результаты расчета и эксперимента, мы можем констатировать хорошее совпадение результатов. Некоторые измеренные величины для номинального режима, например, КПД, оказались больше расчетных; другие характеристики находятся примерно на том же уровне, что и расчетные. Численное сопоставление расчетных и экспериментально определенных показателей номинального режима сделано в табл. 1, а графическую иллюстрацию сравнения рабочих характеристик можно наблюдать на рис. 1.

По результатам приемочных испытаний, проведенных в соответствии с ГОСТ 7217-87, установлено соответствие параметров и характеристик электродвигателя, определенных опытным путем, расчетным параметрам и характеристикам. Существующие различия между расчетными и экспериментально полученными данными не являются значимыми и находятся в пределах производственных и метрологических допусков $\pm 5\%$ номинальных значений.

В связи с этим можно сделать заключение о соответствии опытного образца электродвига-

теля АС0132SB2 техническому проекту и рекомендовать его для мелкосерийного производства.

В случае использования двигателя для работы в продолжительном режиме при номинальной нагрузке в странах с субтропическим и тропическим климатом рекомендуется применение класса изоляции Н для повышения надежности и увеличения срока службы двигателя.

Окончательные выводы о соответствии созданных двигателей реальным условиям работы можно будет сделать только после полевых испытаний нескольких образцов двигателей. В том случае, если будет необходимо улучшить пусковые характеристики двигателя, возможно использование пусковых конденсаторов большей емкости.

После оценки технической потребности был создан проект разработки асинхронного конденсаторного двигателя повышенной мощности для водоподъемного насоса. В ходе работы над проектом выполнен комплекс расчетных и экспериментальных исследований, который можно представить в виде последовательности этапов:

- составление технического задания на проведение исследований и разработку опытного образца двигателя;
- выполнение автоматизированных проектных расчетов двух вариантов двигателей с однодвухслойной обмоткой — с шагом $y=13$ и $y=15$; по результатам расчетов для производства выбран вариант с шагом $y=13$;
- изготовление опытного образца двигателя;
- разработка программы и методики экспериментальных исследований;
- проведение испытаний опытного образца, показавших хорошее совпадение экспериментальных характеристик с расчетными;
- заключение о соответствии опытного образца двигателя техническому проекту и принятие решения о производстве опытной партии двигателей.

Проект был успешно реализован, дальнейшая судьба данного двигателя будет определяться в основном социально-экономической ситуацией в тех странах, где предполагается его использовать, в том числе и в России. Сейчас же стоит оценить перспективы совершенствования асинхронных конденсаторных двигателей повышенной мощности, поскольку останавливаться на достигнутом при современном интенсивном развитии техники и при жесткой конкуренции конечно же нельзя.

На следующих этапах научно-исследователь-

ской работы, посвященной данной проблеме, перспективной может быть разработка четырехполюсных двигателей и двигателей с трехфазной несимметричной обмоткой.

Мы надеемся, что дальнейшее сотрудничество МЭИ (ТУ) и ЗАО "Агрегат-Привод" позволит воплотить на практике теоретические разработки и тем самым повысить уровень российской науки и техники.

Список литературы

1. Лопухина Е.М., Семенчуков Г.А. Автоматизированное проектирование электрических машин малой мощности. М.: Высшая школа, 2001.

2. Иванов-Смоленский А.В., Копылов И.П., Лопухина Е.М. и др. Перспективы развития электромеханики в XXI веке//Электротехника. 2000. № 8. С. 1-4.

3. Лопухина Е.М., Семенчуков Г.А., Машкин В.Г. Автоматизированное проектирование асинхронных двигателей малой мощности и резервы повышения их качества//Труды МЭИ. 1989. № 196. С. 31-41.

4. Лопухина Е.М., Машкин В.Г., Семенчуков Г.А. Расчеты электромагнитных моментов и вибровозмущающих сил несимметричных асинхронных двигателей методом индуктивных коэффициентов//Электричество. 1991. № 6. С. 55-61.

Иванов Александр Васильевич – главный инженер ЗАО "Агрегат-Привод". Окончил МЭИ в 1973 г.



Меренков Дмитрий Валерьевич – младший научный сотрудник кафедры электромеханики МЭИ. Окончил МЭИ в 2000 г.

Семенчуков Геннадий Алексеевич – доцент кафедры электромеханики МЭИ. Окончил МЭИ в 1962 г. Защитил кандидатскую диссертацию в 1970 г.

Сентюрихин Николай Иванович – доцент кафедры электромеханики МЭИ. Окончил МЭИ в 1972 г. Защитил кандидатскую диссертацию в 1980 г.

Щербаков Александр Владимирович – генеральный директор ЗАО "Агрегат-Привод". Окончил МЭИ в 1974 г.

ИССЛЕДОВАНИЯ И РАСЧЕТЫ

Метод оперативной физико-химической диагностики элегазовых электротехнических аппаратов

АРАКЕЛЯН В.Г., доктор техн. наук, канд. хим. наук, ДЕМИНА В.Н., научн. сотр.

ВЭИ

Определен набор аналитических методов, приборов и предложена последовательность действий для выполнения оперативной диагностики состояния элегазовых электротехнических аппаратов. Правовой основой диагностических заключений об исправности и работоспособности высоковольтного оборудования и определения остаточного ресурса служат значения нормативов качества элегаза в оборудовании и значения критериев предельного состояния.

Set of analytical methods and devices is determined, and sequence of actions for fulfilment of operative diagnostics of a condition of electrotechnical SF₆-apparatus is offered. Meanings of the specifications of quality of SF₆ in the equipment and meaning of criteria of a limiting condition serve a legal basis of the diagnostic conclusions about good state and serviceability of the high-voltage equipment and the determination of a residual resource.

Оперативное диагностическое обследование высоковольтного элегазового оборудования выполняется без прерывания выполнения основной функции аппарата и не приводит к расходованию ресурса. Основу оперативного метода диагностики элегазового оборудования, как и

маслонаполненного, составляют физико-химические методы. Эти неразрушающие методы контроля не имеют помех со стороны основного функционального процесса – передачи электроэнергии – и характеризуют лишь физико-химические изменения в результате "старения" изо-

ляции в процессе выполнения своей основной функции. В этом их привлекательность, причина их широкого использования как методов первичного обследования при определении состояния изоляции. А широкое использование известных физико-химических закономерностей позволяет делать глубокие и достоверные выводы не только о текущем состоянии аппарата, но и оценивать это состояние на перспективу.

Метод определяет объем анализов изоляционной среды внутри аппарата (элегаза) и воздуха в помещении подстанции и объем прочей информации, необходимой для расчетов, последовательность расчетов, а также состав и форму заключительного документа о состоянии элегазового комплекса, отдельных аппаратов и узлов.

Оценка состояния элегазовых аппаратов опирается на установленные критерии предельного состояния элегазового оборудования по физико-химическим показателям, на определения в соответствии с ГОСТ 27.002-89. "Надежность в технике. Основные понятия. Термины и определения" и нормативы качества элегаза в электрооборудовании в соответствии с РД 16.066-83. "Электрооборудование высокого напряжения. Технические требования к производству и методы контроля для обеспечения качества элегаза".

Полная научная проработка представлена в [1-3], поэтому все формулы приводятся без каких-либо пояснений.

Задача диагностического обследования

Основной задачей диагностики является предотвращение аварийного отказа оборудования, определение его состояния и прогнозирование остаточного ресурса.

Ресурс оборудования характеризуется переходом в предельное состояние, которое определяется установленными разработчиками критериями. Критерии предельного состояния аппарата формируются на основе следующих физико-химических показателей:

- влажность элегаза в соответствии с установленным нормативом для всех видов аппаратов;
- увеличение содержания четырехфтористого углерода в выключателе со фторопластовым или графитовым соплом в соответствии с данными разработчика;
- увеличение содержания четырехфтористого углерода в выключателе с графитовыми дугоприемными контактами в соответствии с данными разработчика;
- кислотность элегаза в аппарате в соответствии с нормативом химической устойчивости

изоляционного материала.

Табл. 1 и 2 обобщают критериальные требования и нормативные показатели качества элегаза в электротехническом оборудовании.

В сферу оперативной диагностики элегазовых аппаратов входит:

- определение ресурса изоляции аппаратов по физико-химическим показателям;
- определение ресурса элементов дугогасительного устройства выключателя;
- определение соответствия физико-химических показателей нормативам качества элегаза;
- определение соответствия интегральной утечки элегаза нормативу утечки;
- определение соответствия утечки на специальных уплотнениях нормативу утечки;
- определение ЧР;
- определение состояния адсорбента.

Порядок выполнения диагностических мероприятий для определения состояния оборудования

Практические действия по осуществлению физико-химической диагностики сводятся к выполнению следующих мероприятий:

1. Хроматографический анализ:

из всех герметичных объемов

- анализ элегаза на содержание шестифтористой серы, кислорода и четырехфтористой серы;
- анализ элегаза на содержание воды;
- анализ элегаза на кислотность;

из вентвыххлопа – анализ воздуха на содержание шестифтористой серы;

из мест на фланцах герметизирующих разъемов – анализ гелия на содержание шестифтористой серы.

2. При выполнении анализов элегаза фиксируется – давление SF_6 , текущая температура аппарата (герметичного объема), среднесуточная температура.

3. Необходимые данные технической документации на оборудование – количество адсорбента в патроне предотвращения конденсации, в адсорбционном поглотителе выключателя, объем аппарата или сборки, номинальная плотность элегаза, количество и сорт изоляционных материалов по типам, материал и допустимая потеря массы сопла, материал и допустимая потеря массы дугоприемных контактов, регламентированное число и величина тока отключения КЗ, размеры канавок, количество уплотнений по размерам и материал уплотнений, данные анализа элегаза при пуске в эксплуатацию (SF_6 , O_2 , CF_4 , H_2O).

Таблица 1

Критерии предельного состояния элегазового оборудования по физико-химическим показателям

Критерий	Тип аппарата	
	Выключатель ¹	Прочие
Температура конденсации влаги	Выше -30°C при температуре окружающей среды 20°C	Не менее 15°C для аппаратов внутренней установки при температуре окружающей среды 20°C
	Менее чем на 20°C ниже среднесуточной температуры для аппаратов наружной установки во всём диапазоне рабочей температуры	
Увеличение содержания четырехфтористой серы	Текущий износ сопла не должен превышать допустимый $Q_{\text{с}} \leq Q_{\text{д.с}}$ Текущий износ контактов не должен превышать допустимый $Q_{\text{k}} \leq Q_{\text{д.к}}$	
Кислотность элегаза	Суммарное воздействие не более $700 \text{ ppm} \cdot \text{год}$	

¹ Здесь и далее под этим термином понимается коммутационный аппарат.

Таблица 2

Нормативы качества элегаза в высоковольтном оборудовании

Требования нормативов должны выполняться в течение всего срока службы.

*) Не определяется; обеспечивается расчетом геометрических характеристик уплотнения.

***) Определяется на стадии испытаний опытного образца.

4. Необходимые данные по проектной документации на сооружение – кратность вентиляции и объём здания или производительность вентиляции.

5. Необходимые данные по оперативному журналу – время, количество и значение тока произведенных отключений.

6. Оценка наличия или отсутствия ресурса аппаратов по измеренной влажности:

– рассчитать соответствие измеренной влажности критерию предельного состояния и нормативу влажности в соответствии с табл. 1 и 2;

- рассчитать интервал времени разрешенной эксплуатации по критерию влажности;

– рассчитать допустимый интервал рабочей температуры.

7. Оценка качества элегаза в оборудовании в соответствии с табл.2:

- по содержанию SF_6 (для всех видов аппаратов);
- по O_2 (для коммутационных аппаратов);
- по кислотности (для коммутационных аппаратов).

8. Расчёт потери массы сопла – по приросту концентрации CF_4 .

9. Расчёт потери массы графитовых контактов – по приросту концентрации CF_4 .

10. Расчёт ресурса:

выключателя

- по состоянию сопла (по приросту концентрации CF_4);

– по кислотности элегаза;

- по состоянию графитовых контактов (по приросту концентрации CF_4);

прочих аппаратов – по кислотности элегаза.

11. Расчёт ЧР – по кислотности элегаза.

12. Расчёт интегральной утечки элегаза из всего комплекса оборудования.

13. Расчёт нормативной утечки на специально обследованных уплотнениях.

14. Составление заключения:

выводы – о состоянии аппарата или его узлов;

предложения – о мерах поддержания качества элегаза;

рекомендации – по ремонту и перспективе дальнейшего диагностического контроля.

Обработка данных анализа

Концентрация SF_6

Для всех аппаратов проводится сравнение полученного в анализе значения с нормативом (табл.1). В случае нарушения требования норматива состояние аппарата интерпретируется как неисправное.

Концентрация O_2 (только для выключателей)

Проводится сравнение полученного в анализе значения с нормативом (менее 0,015 %-масс). В случае нарушения требования норматива состояние аппарата интерпретируется как неисправное.

Если есть предыдущий анализ, вне зависимости от соблюдения норматива рассчитывается скорость роста и сравнивается с нормативом (менее 1 ppm-w/год):

$$v_{O_2} = 10^4 (C_n^{O_2} - C_{n-1}^{O_2}) / (t_n - t_{n-1}) < 1,$$

где $C_n^{O_2}$ – текущая концентрация O_2 %-масс.; t – время, годы.

В случае нарушения требования норматива скорости роста:

1. Проверяется требование лимита на уплот-

нение по кислороду $P_{O_2} \Sigma(s/x) < 10^{-6} \rho_{SF_6} V$ и при его нарушении в отчет поступает вывод о несоблюдении конструкции уплотнений требованиям РД.

2. Рассчитывается срок до перехода аппарата в неисправное состояние, если этот параметр и далее будет расти с рассчитанной скоростью, $t_{kp} = t_n + (150 - 10^4 C_n^{O_2}) / v_{O_2}$, где t_{kp} – календарное значение, месяц-год.

3. В случае соблюдения требования на уплотнения рассчитывается скорость роста концентрации N_2 :

$$v_{N_2} = 10^4 (C_n^{N_2} - C_{n-1}^{N_2}) / (t_n - t_{n-1}).$$

Если скорость роста азота составляет более половины скорости роста кислорода, в протокол отчета вписывается предположение о применении для подпитки элегаза несоответствующего качества.

Концентрация CF_4 (только для выключателей)

Для выключателей, в которых были отключения тока, рассчитывается износ для сравнения с данными о допустимых значениях износа:

– фторопластового сопла

$$Q_c = 710 V \rho_{SF_6} [(C_n^{CF_4} / C_n^{SF_6}) - (C_0^{CF_4} / C_0^{SF_6})];$$

– графитового сопла

$$Q_c = 170 V \rho_{SF_6} [(C_n^{CF_4} / C_n^{SF_6}) - (C_0^{CF_4} / C_0^{SF_6})];$$

– графитовых контактов

$$Q_k = 170 m_{SF_6} [(C_n^{CF_4} / C_n^{SF_6}) - (C_0^{CF_4} / C_0^{SF_6})],$$

где V – объем аппарата, m^3 ; C_0 – начальная концентрация, %-масс.

Если полученное расчетное значение больше допустимого, выносится решение об отсутствии ресурса по этому показателю. В противном случае указывается износ в процентах.

Концентрация H_2O

Для всех аппаратов проверяется выполнение требования на лимит уплотнения по воде

$$P_{H_2O} \Sigma(s/x) < 10^{-1} V / N_h,$$

где N_h – назначенный срок службы, годы.

Далее устанавливается соответствие измеренной влажности элегаза нормативу влажности.

Аппараты внутренней установки

Если лимит на уплотнения соблюдается, то измеренная абсолютная влажность (g/m^3)

$$A_{izm} = \frac{4,5 + (2,6/V) \Sigma(g_k a_k^0) - 4,31 N/N_h}{1 + 10 \Sigma(g_k a_k^0) / (VA_t)},$$

где N – срок службы до конца эксплуатации, годы.

Если лимит на уплотнения не соблюдается, то

$$A_{\text{изм}} = \frac{4,5 + (2,6/V)\Sigma(g_k a_k^0) - (43,11/V)N P_{\text{H}_2\text{O}} \Sigma(s/x)}{1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_t)},$$

где g_k – количество изоляционного материала (компаунда), г; a_k^0 – предельная влажность компаунда, %; $P_{\text{H}_2\text{O}}$ – газонепроницаемость воды, $\text{см}^3 \cdot \text{см}/(\text{см} \cdot \text{МПа} \cdot \text{с})$; $\Sigma(s/x)$ – геометрическая характеристика уплотнения, $\text{см}^2/\text{см}$; A_t – абсолютная влажность при насыщении при температуре t , $\text{г}/\text{м}^3$.

Если эти неравенства соблюдаются, то норматив влажности будет выполняться в течение всего оставшегося срока службы. Если не соблюдаются, то из них находят $N_{\text{доп}}$ – интервал времени, в течение которого норматив будет соблюдаться:

$$N_{\text{доп}} = N_h [4,5 + (2,6/V)\Sigma(g_k a_k^0) - A_{\text{изм}}(1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_t))] / 4,31$$

или

$$N_{\text{доп}} = [4,5 + (2,6/V)\Sigma(g_k a_k^0) - A_{\text{изм}}(1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_t))] / [43,11 P_{\text{H}_2\text{O}} \Sigma(s/x)/V].$$

Если $N_{\text{доп}}$ отрицательное значение, то определяют соответствие критериальному выражению. Если лимит на уплотнения соблюдается, то

$$A_{\text{изм}} \geq \frac{12,6 + (2,6/V)\Sigma(g_k a_k^0) - 4,31N/N_h}{1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_t)}.$$

Если лимит на уплотнения не соблюдается, то

$$A_{\text{изм}} \geq \frac{12,6 + (2,6/V)\Sigma(g_k a_k^0) - (43,11/V)N P_{\text{H}_2\text{O}} \Sigma(s/x)}{1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_t)}.$$

Если эти неравенства соблюдаются, в протокол поступает сообщение об израсходовании ресурса по влажности.

Аппараты наружной установки

Если лимит на уплотнения соблюдается и в аппарате имеется адсорбент, то

$$A_{\text{изм}} = \frac{0,0532 + (1,139/V)\Sigma(g_k a_k^0) + (q/V)(0,225 - a_{\text{NaX}}) - 2,54 N/N_h}{1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_{\text{t, cp}})},$$

где a_{NaX} – адсорбционная емкость цеолита, $\text{г}/\text{г}$, соответствует измеренной влажности при текущей температуре.

В случае несоблюдения этого неравенства рассчитывается:

а) срок $N_{\text{доп}}$ (годы), в течение которого норматив будет соблюдаться,

$$A_{\text{изм}} = \frac{0,0532 + (1,139/V)\Sigma(g_k a_k^0) + (q/V)(0,225 - a_{\text{NaX}}) - 2,54 N_{\text{доп}}/N_h}{1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_{\text{t, cp}})}.$$

В протокол вводится сообщение, что норматив влажности будет соблюдаться до (рассчитывается месяц, год: текущий момент + $N_{\text{доп}}$), состояние аппарата – неисправное, но до рассчитанного срока – работоспособное;

б) если $N_{\text{доп}} = 0$, рассчитывается допустимая минимальная среднесуточная температура на ближайшие два месяца (или другой срок N'), при которой можно вести безопасную эксплуатацию оборудования без принятия каких-либо мер по осушке из условия поддержания двадцатиградусного интервала между этой температурой и температурой конденсации влаги:

1) в случае отсутствия адсорбента

$$A_{\text{изм}} V + 10(A_{\text{изм}}/A_{\text{t, cp}}) \Sigma(g_k a_k^0) + 25,4 N' P_{\text{H}_2\text{O}} \times$$

$$\times \Sigma(s/x) = A_{\text{t, m-20}} V + 10(A_{\text{t, m-20}}/A_{\text{t, m}}) \Sigma(g_k a_k^0),$$

откуда итерацией находят значение допустимой минимальной среднесуточной температуры t_m (из $A_{\text{t, m}}$ по гигрометрической таблице).

2) при наличии адсорбента

$$A_{\text{изм}} V + 10(A_{\text{изм}}/A_t) \Sigma(g_k a_k^0) + q a_{\text{NaX}} + 25,4 N' \times$$

$$\times P_{\text{H}_2\text{O}} \Sigma(s/x) = A_{\text{t, m-20}} V + 10(A_{\text{t, m-20}}/A_{\text{t, m}}) \times$$

$$\times \Sigma(g_k a_k^0) + q \cdot 0,81 \exp[-1,35 \cdot 10^{-5} (t_m + 253)^2],$$

где a_{NaX} при $A_{\text{изм}}$ и текущей температуре, откуда итерацией до согласования значений $A_{\text{t, m}}$, $A_{\text{t, m-20}}$ и предельной адсорбционной емкости цеолита по воде при $t_{\text{m-20}}$ (в виде $0,81 \exp[-1,35 \cdot 10^{-5} (t_m + 253)^2]$) находят значение допустимой минимальной среднесуточной температуры t_m из $A_{\text{t, m}}$ по гигрометрической таблице.

В протокол вводится сообщение об ограниченной работоспособности аппарата на ближайшее время (N' , мес) в пределах рассчитанной нижней границы диапазона рабочей температуры.

Выключатели

Для выключателя

$$A_{\text{изм}} = \frac{0,281 + (0,162/V)\Sigma(g_k a_k^0) + (0,1143/V)[q - 1 + 10\Sigma(g_k a_k^0)/(VA_{\text{tcp}})]}{-3,4I_{K3}n_1n_2 + (0,0578/V)[I_{K3}n_1n_2 - n_2\Sigma(I_i n_i)]} \rightarrow$$

$$\rightarrow -(a_{\text{NaX}}/V)[q - 3,4n_2\Sigma(I_i n_i)] - 5,33N/N_h.$$

Несоблюдение требования этого неравенства свидетельствует о неисправности аппарата. Если в этом аппарате обнаружена кислотность, это свидетельствует об израсходовании ресурса адсорбента.

Значения a_k^0 , $P_{\text{H}_2\text{O}}$, P_{O_2} – табулированы. Значения a_{NaX} рассчитывают по уравнениям адсорбции цеолита:

$$a_{\text{NaX}} = 0,81 [\exp(-1,35 \cdot 10^{-5} T^2)]/[2,1431 + 0,0013/(p/p_s)] \text{ для } p/p_s < 0,0227;$$

$$a_{\text{NaX}} = (p/p_s)0,2081 \cdot 0,81 \exp(-1,35 \cdot 10^{-5} T^2) \text{ для } p/p_s \geq 0,0227,$$

где T – температура, К.

Значения A_r , A_{tcp} , $A_{\text{IM-20}}$, A_{IM} определяют по гигрометрической таблице по соответствующему значению температуры.

Концентрация кислотных продуктов ($[\text{HF}]$)

Все аппараты, в которых замечена кислотность, неисправны.

Для некоммутационного аппарата рассчитывается прогнозируемый ресурс

$$R = (1400M/[\text{HF}])^{1/2},$$

где замеренное текущее значение $[\text{HF}]$ зафиксировано в момент времени M (годы от начала эксплуатации). Если рассчитанное $R > M$, аппарат работоспособен, и остаточный ресурс $R_{\text{ост}}$ (годы) составляет

$$R_{\text{ост}} = (1400M/[\text{HF}])^{1/2} - M.$$

Рассчитывается уровень ЧР, в расчете на срок действия источника ЧР от начала эксплуатации

$$Q = [\text{HF}] V \rho / (210M).$$

В заключение заносится распоряжение о необходимости повтора анализа кислотности через рассчитанный интервал времени. Интервал времени (недели) устанавливается по формуле

$$\tau = 2,5 V \rho / Q$$

и корректируется экспертом. Если данные предыдущего анализа кислотности имелись или дополнительно получены, то интенсивность ЧР в данный отрезок времени рассчитывается по формуле

$$Q = ([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1) V \rho / (4\tau),$$

где $[\text{HF}]_2$ и $[\text{HF}]_1$ – кислотность газа, измеренная через интервал времени τ (недели); V – объём аппарата, м^3 ; ρ – плотность элегаза, г/л (по дан-

ным давления и температуры); Q – интенсивность ЧР в пКл.

Если выполнено повторное измерение кислотности, которое подтвердило существование ЧР определенной интенсивности, то ресурс твердой изоляции рассчитывается по формуле

$$R_{\text{ост}} = (1400\tau/([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1))^{1/2} - [\text{HF}]_2\tau/([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1),$$

где τ – интервал времени, годы.

Если рассчитанный остаточный ресурс меньше оставшегося назначенного срока эксплуатации, то в заключение выносится реплика о том, что работоспособность аппарата будет исчерпана к рассчитанному сроку (месяц, год).

Для коммутационного аппарата вводится запись, что ресурс адсорбента исчерпан. Если в аппарате не выбран назначенный коммутационный ресурс, но акты коммутации были, то из предположения, что кислотность обусловлена актами коммутации, рассчитываем прогнозируемый остаточный ресурс

$$R_{\text{ост}} = (700 - \Sigma([\text{HF}]_{n-1} M_{n-1})) / [\text{HF}]_n - M_n,$$

где M – момент времени, годы.

Из предположения, что кислотность обусловлена ЧР, в заключение заносится распоряжение о необходимости повтора анализа кислотности через 1 мес. Когда дополнительные данные получены, то интенсивность ЧР в данный отрезок времени рассчитывается по формуле

$$q = ([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1) V \rho / (4\tau),$$

где $[\text{HF}]_2$ и $[\text{HF}]_1$ – кислотность газа, измеренная через интервал времени τ , неделях; V – объём аппарата, м^3 ; ρ – плотность элегаза, г/л (по данным давления и температуры); q – интенсивность ЧР в пКл, и остаточный ресурс твердой изоляции рассчитывается по формуле

$$R_{\text{ост}} = (1400\tau/([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1))^{1/2} - [\text{HF}]_2\tau/([\text{HF}]_2 - [\text{HF}]_1),$$

где τ – время, годы.

Если рассчитанный остаточный ресурс меньше оставшегося назначенного срока эксплуатации, то в заключение выносится реплика о том, что работоспособность аппарата будет исчерпана к рассчитанному сроку (месяц, год).

Концентрация шестифтористой серы в воздухе вентвыххлопа

Только для аппаратов внутренней установки, рассчитываем интегральную утечку (%/год) из всего комплекса

$$u = 5,35 \cdot 10^{-3} FC / m,$$

где F – суммарная производительность вентиляции, $\text{м}^3/\text{ч}$; C – концентрация SF_6 в воздухе вентвыххлопа, ppb-v ; m – масса элегаза в комплексе подстанции, кг.

Концентрация шестифтористой серы в гелии

Продувая полость газом-носителем и анализируя его с помощью хроматографической аппаратуры на содержание шестифтористой серы, определяем качество уплотнения для полного (с двух сторон) контроля уплотнения

$$FC/l < 3,12 \cdot 10^6 \text{ m} / \Sigma l$$

и для осуществляемого на одной стороне уплотнения

$$FC/l < 1,56 \cdot 10^6 \text{ m} / \Sigma l,$$

где F – скорость потока гелия для обдува уплотнения, мл/мин; C – концентрация SF_6 по анализу; ppb- v ; m – масса элегаза в аппарате, кг; Σl – суммарная длина уплотнений в данном аппарате, м; l – длина исследуемого уплотнения, м.

Если условия по этим уравнениям выполняются, то утечка на исследуемом уплотнении меньше 1 %/год.

Составление заключения на аппарат

Полученные заключения по результатам анализа и расчета выводятся в протокол на каждый аппарат в последовательности:

- заключения по ресурсным показателям;
- заключения по нормируемым показателям влажность, содержание SF_6 , содержание O_2 (для выключателя);
- диагностические заключения ресурс (износ) сопла и контактов – для выключателя, уровень ЧР, интегральная утечка, состояние индивидуально обследованного уплотнения.

Составление отчета

Отчет состоит из вводной части, краткого пояснения, формулировки поставленного задания, пояснения возможности его выполнить, исходя из имеющихся исходных данных, протоколов на каждый аппарат, подвергшийся исследованию, и общего заключения, предложений и рекомендаций эксперта.

Приборы для оперативного диагностического контроля

Поскольку основу определения физико-химических диагностических параметров составляют хроматографические методы, то основным средством для решения задачи диагностического обследования является хроматограф [4]. За пределами хроматографического определения остается только кислотность элегаза [5]. С введением в практику индикаторной трубочки с упрощен-

ным устройством для измерения объема пропущенного газа (в виде резиновой камеры и шаблона) определение кислотности перестало быть проблематичным и может выполняться повсеместно. Итак, четыре метода анализа:

- элегаза – на O_2 , N_2 и CF_4 ;
- элегаза – на влажность;
- гелия – на SF_6 (при обследовании уплотнительных элементов);
- воздуха – на SF_6

– вот задачи хроматографического комплекса для оперативной диагностики элегазового оборудования.

Все четыре задачи могут быть выполнены на одной хроматографической базе, в одном хроматографе, имеющем два детектора: детектор по теплопроводности и электронозахватный детектор. Хроматографические комплексы для решения задач электротехники мы называем ЭЛХРОМ – электротехническими хроматографами [6,7]. Прибор ЭЛХРОМ- SF_6 (рис.1) оснащается десятиходовым краном, выполняющим одновременно и функции дозатора пробы, и функции переключателя колонок. Согласование температурного режима и длин колонок, позволяет получить необходимую информацию об элегазе в одной хроматограмме (рис.2,а). Минимально определяемые концентрации при пробе 0,1 мл (без избыточного давления) составляют: O_2 и N_2 – 0,003, CF_4 – 0,013 %-масс., H_2O – 300 ppm- v (точка росы –32°C). В этом же канале осуществляется анализ гелия на содержание шестифтористой серы (рис.2,б). Минимально определяемая концентрация составляет в зависимости от ва-

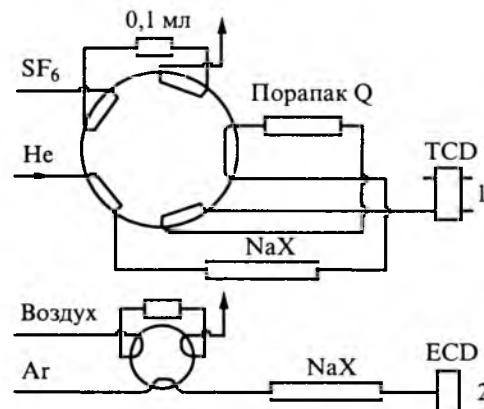


Рис.1. Газовая схема хроматографического комплекса ЭЛХРОМ- SF_6 для оперативной диагностики элегазового оборудования:

1 – канал анализа элегаза на состав (кислород, азот и четырехфтористый углерод) и воду и анализа гелия на содержание шестифтористой серы; 2 – канал анализа воздуха на содержание шестифтористой серы

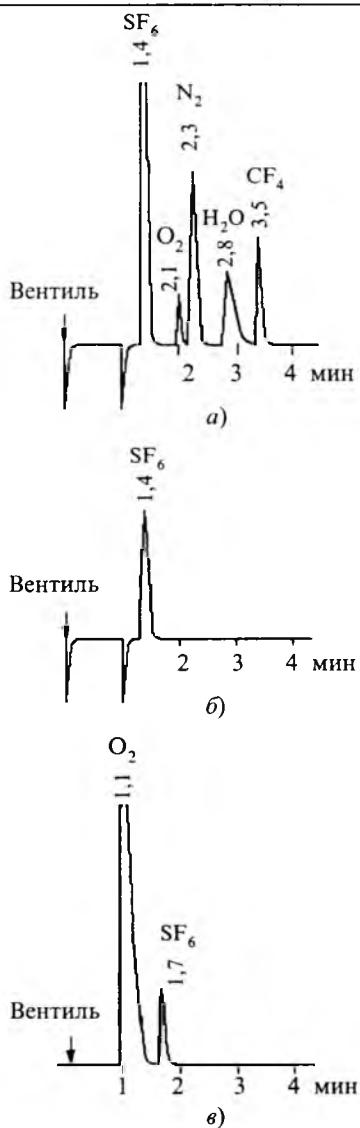


Рис.2. Хроматограммы анализа элегаза и воздуха (над пиками приведены времена выхода):

а – анализ элегаза на состав и воду; б – анализ гелия на содержание шестифтористой серы; в – анализ воздуха на следовые количества шестифтористой серы

рианта анализа от 10 до 1 ppm-v. Расход элегаза на диагностическое обследование комплекса оборудования на подстанции ничтожен и приведет к увеличению годовой утечки примерно на 0,01 %-год. Второй канал предназначен для анализа воздуха на содержание следовых количеств элегаза (рис.2,в). Минимально определяемая концентрация в зависимости от варианта от 2 до 10 ppm-v.

Для оперативного определения кислотности к прибору ЭЛХРОМ- SF_6 прикладывается набор индикаторных стеклянных трубочек диаметром 4 мм. Титрование кислотных примесей происходит на сухом окрашенном бромкрезоловым индикатором адсорбенте. Реактив образует очень яркую и четкую границу цвета "сиреневый-желтый" при титровании его газом с кислотными

примесями. Концентрацию кислотных примесей определяют по перемещению границы обесцвечивания индикатора и по объему пропущенного газа [8]. Кислотность в виде миллионных массовых долей HF (ppm-w) определяется как

$$[HF] = k L / V,$$

где k – коэффициент, определяемый калибровкой; L – длина обесцвечившегося участка, см; V – объем пропущенного газа, л.

Трубочки откалиброваны, и значение калибровочного коэффициента (около $k=3$ ppm·л·см⁻¹) приведено в документации. Минимально определяемая концентрация HF $\sim 0,1$ ppm-w (при расходе элегаза 3 л).

Диагностическая программа

Для выполнения всех вышеприведенных расчетов разработана программа "AREI PhChD" для персонального компьютера¹. После введения всех необходимых данных программа производит их обработку по описанному алгоритму, информирует о нарушении критериальных и нормативных показателей в каждом из аппаратов и формирует заключительный отчет о состоянии аппаратов по физико-химическим показателям на подстанции.

Список литературы

1. Аракелян В.Г. Физическая химия электротехнических аппаратов. Т. 1. Физическая химия элегазового электротехнического оборудования. М.: МЭИ, 2001.
2. Arakelian V.G., Kovalenko A.J. Diagnostics for the condition of SF_6 equipment based on physico-chemical parameters//IEEE Electrical Insulation Magazine. 2001. № 2.
3. Аракелян В.Г. Оперативная диагностика состояния элегазового оборудования по физико-химическим показателям//Электротехника. 2002. № 3. С. 56–65.
4. Аракелян В.Г. Газовая хроматография в диагностике высоковольтного оборудования//Электротехника. 1994. № 2. С.8–17.
5. Аракелян В.Г., Дёмина В.Н. Экспресс-метод определения кислотности элегаза в работающем оборудовании//Электротехника. 1986. № 12. С.25.
6. Arakelian V.G., Darian L.A. Physico-Chemical Diagnostics for Oil-Filled Electrical Equipment on the Basis of an Automated Intellectual Complex//Proceedings of Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing and Coil Winding Conference (EIC/EMCW 97). Chicago, Illinois, USA. Sept. 22-25, 1997. P. 542–547.
7. Arakelian V.G., Darian L.A. Automated Intellectual Complex "ELCHROM" for operate physico-chemical diagnostics of working oil-filled electroequipment//CWIEME 98. Berlin.
8. Дёмина В.Н. , Аракелян В.Г. Усовершенствованный метод определения кислотности элегаза в оборудовании. //Электротехника. 2001. №3. С. 19–22.

¹ Разработку программы осуществил инженер А.Ю.Коваленко.

Расчет эксплуатационных показателей надежности контактных соединений с помощью тепловизионного контроля

ВЛАСОВ А.Б.

Проведен анализ данных тепловизионного контроля контактных соединений высоковольтного электрического оборудования АО «Коленерго». Получены значения параметров надежности контактных соединений различных распределительных подстанций.

Эксплуатационные испытания на надежность регламентируются соответствующими ГОСТ [1]. Статистическая оценка эксплуатационных показателей надежности применяется для оценки работоспособности электрооборудования в реальных условиях [2,3].

Несмотря на широкое распространение приборов тепловизионного контроля в электроэнергетике, проблемой является оценка достаточности тепловизионного метода, как средства определения параметров надежности электрооборудования. Актуальным остается вопрос о применимости методов статистической обработки данных, полученных с помощью тепловизионного контроля изделий в процессе их эксплуатации.

Массив экспериментальных данных по тепловизионному контролю оборудования 110–330 кВ в течение 1989–2001 гг. [4–6] позволяет провести статистическую обработку полученного материала с применением современных математических методов и дать анализ их применимости.

Начальная обработка данных

Согласно существующим нормам любой обнаруженный дефект выступает как *отказ* системы, который должен быть устранен в результате соответствующего ремонта. Потоки отказов можно описать с помощью рядов распределения случайных величин, характеризующих вероятность появления этих событий $P(t)$. В стандартах [1–3] используется параметр потока отказов $\omega(t)$ (год⁻¹), рассчитываемый по соотношению:

$$\omega(t) = n_o(t)/N\Delta t, \quad (1)$$

$n_o(t)$ – количество отказов в течение времени; $\Delta t \approx 1$ год – интервал времени; N – число элементов, находящихся под наблюдением.

Точечная вероятность отказа $Q^*(t, t+\Delta t)$ экспериментально определяется по частоте его появления [2, 3]:

Analysis of the dates of a of electrical contacts high voltage equipment for the «Kolenergo» system is produced. It could be received estimation of the parameters reliability for different electrical stations.

$$Q^*(t, t+\Delta t) = n_o(t, t+\Delta t)/N. \quad (2)$$

Интенсивность отказов λ (год⁻¹) определяется по соотношению

$$\lambda = n_o/(N - n_o)\Delta t, \quad (3)$$

Δt – интервал времени, год.

Для экспоненциального закона распределения $\omega(t) = \lambda(t) = \lambda$.

Вероятность безотказной работы $R(t)$ и вероятность отказа $P(t)$ восстанавливаемых элементов определяются по экспоненциальному закону

$$P(t) = 1 - R(t) = 1 - \exp(-\omega t). \quad (4)$$

Рассмотрим методику определения параметров эксплуатационной надежности на примере данных, полученных при тепловизионных испытаниях отдельных подстанций ОАО «Коленерго» [4–6]. В табл.1 приведены общие сведения по контактным соединениям. В табл.2 представлены данные, полученные на подстанции ПС-200 в разные годы, в частности, включены данные о количестве дефектных контактных соединений (далее – дефекты), зарегистрированных в результате тепловизионного обследования. Поскольку ряд дефектов по разным причинам не устранялся с предыдущих осмотров, в табл.2 ука-

Таблица 1

Параметр	Параметры надежности объектов			
	ГЭС-12	ГЭС-16	ПС-200	ПС-202
Уровень напряжения, кВ	150	150	150/330	150/330
Общее количество контактов	324	384	848	620
Верхняя граница $Q_{\text{пп}}$, год ⁻¹ (при $\delta=0,9$)	0,00708	0,00597	0,00271	0,00370
Нижняя граница $R_{\text{пп}}$, год ⁻¹ (при $\delta=0,9$)	0,9929	0,9940	0,9972	0,9962
Средний параметр отказа, $\omega_{\text{ср}}$, год ⁻¹	0,008	0,012	0,0071	0,0031

Таблица 2

Год	Дата осмотра	ΔT , мес.	Дефекты		Параметр потока отказов ω , год^{-1}	Вероятность безотказной работы R^* (за 1 год)
			Всего	Новые, $n_o(t)$		
1989	13.6.89	12,00	3	3	0,00354	0,99647
1990	16.11.90	17,10	7	7	0,00579	0,99422
1991	3.12.91	12,57	8	8	0,00901	0,99103
1992	-					
1993	8.10.93	18,70	28	22	0,01665	0,98349
1994	27.2.94	4,63	2	0		
1995	3.11.95	20,20	6	5	0,00350	0,99650
1996	14.11.96	12,37	13	10	0,01144	0,98862
1997	-					
1998	22.5.98	18,27	8	7	0,00542	0,99459
1999	-					
2000	8.6.00	22,86	6	6	0,00371	0,99629
2001	10.9.01	15,07	6	5	0,00470	0,99531
		Итого	87	73		

зано количество «новых» $n_o(t)$ дефектов, которые учитывались при статическом анализе. Значения параметра потока отказов рассчитаны по соотношению (1). Например, в 2000 г. $\omega = 6 \cdot 12 / 848 \cdot 22,86 = 0,00371 \text{ год}^{-1}$. По соотношению (4) можно рассчитать вероятность безотказной работы за 2000 г.: $R_{2000}^* = \exp(-0,00371 \cdot 1) = 0,99629$.

В некоторые годы по различным причинам тепловизионные испытания не проводились. В то же время в отдельных случаях испытания на объекте проводились два раза в году, причем каждый раз обнаруживались новые дефекты. В этом случае расчет времени между испытаниями $\Delta t_{\text{ср}}$ производился по следующему соотношению

$$\Delta t_{\text{ср}} = (n_{o1} \Delta t_1 + n_{o2} \Delta t_2) / (n_{o1} + n_{o2}), \quad (5)$$

где n_{o1} , n_{o2} – количество новых дефектов, регистрируемых соответственно, через время Δt_1 и Δt_2 .

Например, на ПС-200 в 2000 г. проведено два тепловизионных испытания (28.02 и 8.06) в течение которых обнаружено, соответственно, по 3 дефекта, т.е. всего 6. Предыдущее испытание было 22.05.1998 г. В результате расчета получаем $\Delta t_{\text{ср}} = (3 \cdot 21,2 + 3 \cdot 24,53) / (3 + 3) = 22,86$ мес.

Полученные значения вероятности безотказной работы должны быть оценены на принадлежность случайной величины к генеральной совокупности по критерию Диксона. Рассмотрим применение данного критерия, используя значения R^* для ПС-200; например, вызывает интерес минимальное экстремальное значение числа $R^* = 0,98349$ в 1993 г. Учитывая, что число наблюдений равно девяти, получаем, что ко-

эффициент Диксона, необходимый для анализа, $r_{11\text{расч}} = 0,395$. Выбирая коэффициент риска, например, $\beta = 0,05$, получаем по соответствующим таблицам, что экстремальное значение $r_{11} = 0,512$. Поскольку расчетный коэффициент Диксона $r_{11\text{расч}} = 0,395 < r_{11}$, следует сделать вывод, что проверяемое значение R^* не отличается от ожидаемого его значения, расположенного в гауссовском распределении случайных величин их генеральной совокупности, и его не следует устранять из анализа. Распределение

дефектов на подстанции ПС-200 показано в табл.2.

На рис.1 приведены значения вероятности безотказной работы контактных соединений на ПС-200 с учетом данных 1993 г.

$R^*(t)$

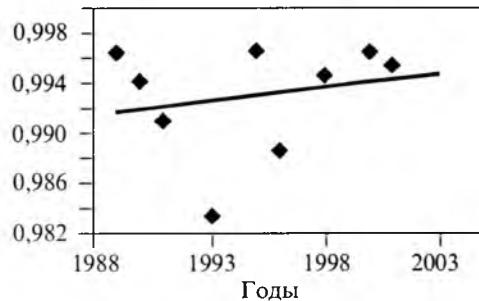


Рис.1. Вероятность безотказной работы контактных соединений на ПС-200

Расчет доверительных интервалов

Точечная вероятность отказа $Q^*(t)$ оценивается экспериментально по соотношению (2), однако этот параметр не является достаточным для оценки характеристики надежности электрооборудования.

Применим метод доверительных интервалов, который позволяет оценить возможную ошибку и указать соответствующие границы (верхнюю $Q_{\text{в}}$ и нижнюю $Q_{\text{н}}$) для неизвестной вероятности отказов при доверительной вероятности δ (односторонняя δ_1 или двусторонняя δ_2 , обычно 0,95 или 0,9). Доверительные интервалы зависят от многих факторов, в том числе от значения оцениваемой вероятности.

В наиболее точном значении доверительные грани могут быть определены по соотношениям [2]:

$$Q_b \approx \{x[100(1-P)\%, 2(n+1)]\}/\{2N-n+1 + 0,5[100(1-P)\%, 2(n+1)]\}; \quad (6)$$

$$Q_h \approx \{x[100P\%, 2n]\}/\{2N-n+1 + 0,5[100P\%, 2n]\}, \quad (7)$$

где $x = f(Q, 2a)$ – так называемая Q -процентная точка χ^2 -распределения с $2a$ степенями свободы.

Применим метод расчета доверительных интервалов для определения надежности контактных соединений. На оборудовании 150 кВ подстанции ГЭС-12 ($N=324$) в течение 2001 г. обнаружено 5 дефектных контактных соединений. Определим доверительные границы вероятности отказа контактных соединений $Q(2001; 1)$ в интервале времени 1 год. Точечная оценка неизвестной вероятности отказа

$$Q^*(t, \Delta t) = Q^*(2001; 1) = n(t, \Delta t)/N; \\ Q^*(2001; 1) = 5/324 = 0,01532.$$

Применяя выражения (6), (7), для вероятности $\delta_2 = 0,95$ получаем:

$$Q_b = x[100 \cdot 0,025\%, 2(5+1)]/\{2 \cdot 324 - 5 + 0,5x[100 \cdot 0,025\%; 2 \cdot 6]\} = x[2,5\%; 12]/\{648 - 5 + 0,5x[2,5\%; 12]\} = 23,336/(643 + 0,5 \cdot 23,336) = 23,336/654,668 = 0,036;$$

$$Q_h = x[97,5; 10]/\{648 - 5 + 0,5x[97,5; 10]\} = 3,247/649,624 = 0,004998.$$

В результате расчета имеем: истинная вероятность отказа контактных соединений в промежутке (2001; 1) (в течение 2001 г.) с коэффициентом доверия 0,95 накрывается интервалом $J_{0,95} = [0,004998; 0,036]$ или $P\{0,004998 < Q(2001; 1) < 0,036\} \geq 0,95$. Заметим, что значению вероятности отказа $Q^*(t) = 0,0153$ соответствует значение вероятности безотказной работы $R(t) = 1 - Q^*(t) = 0,9847$; $Q_b = 0,036$; $R_h = 0,964$; $Q_h = 0,004998$; $R_h = 0,995$. Окончательно $P\{0,964 < R(2001; 1) < 0,995\} \geq 0,95$.

На практике приходится сталкиваться с задачей определения доверительного интервала для вероятности отказа, когда полученная из опыта частота отказа равна нулю. Например, в некоторые годы по различным причинам тепловизионные испытания не проводились, в другие – дефекты не наблюдались из-за малой токовой нагрузки и т.п.

Если число отказов $n(t, \Delta t) = 0$, то верхнее значение границы вероятности отказа может быть рассчитано [2] по соотношению:

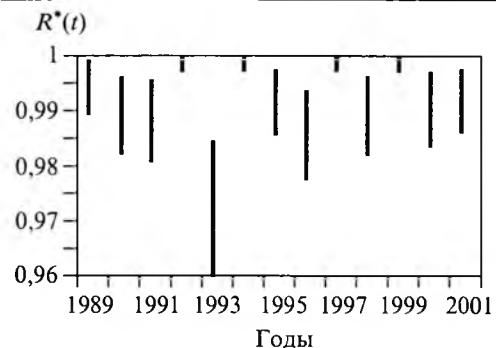


Рис.2. Доверительные интервалы для вероятности безотказной работы ПС-200

$$Q_b = 1 - (1 - \delta_1)^{1/N}. \quad (8)$$

Например, в течение одного года не обнаружено ни одного дефекта на подстанции ГЭС-12, имеющей 324 контакта. Определим значение верхней доверительной границы при заданном значении односторонней доверительной вероятности $\delta_1 = 0,90$:

$$Q_b = 1 - (1 - 0,90)^{1/324} = 1 - (0,1)^{1/324} = 0,0071.$$

Следовательно, с гарантией 90% можно утверждать, что на данном объекте, содержащем 324 контактных соединения, вероятность появления дефектов не превышает 0,0071. В связи с этим можно сказать, что вероятность безотказной работы в течение данного года составляет не менее $R_h^* = 0,993$. В табл.1 приведены значения верхней границы вероятности отказа $Q_b(t)$ и нижней границы вероятности безотказной работы $R_h(t)$ с доверительной вероятностью $\delta = 0,9$ для объектов в случае отсутствия отказов.

На рис.2 показано изменение вероятности безотказной работы с учетом значений доверительных интервалов, рассчитанных по (6)–(8).

В результате начального анализа данных, можно сделать некоторые выводы.

Во-первых, экспериментальные данные имеют определенный разброс значений, обусловленный многочисленными факторами.

Во-вторых, данные тепловизионного контроля требуют тщательной обработки для сравнения данных по надежности, относящихся к различным годам или объектам. Замечено [2, 3], что при исследовании надежности элементов электрических сетей вызывает затруднение совместная обработка всех накопленных статистических данных об их эксплуатации, так как определить идентичность условий и режимов работы распределительных устройств путем поверхностного анализа не всегда возможно. Поэтому прежде чем приступить к совместной обработке информации, необходимо определить, случайным

или не случайным является расхождение между статистическими данными. Неслучайность расхождения статистики свидетельствует о наличии существенных различий в условиях или режимах электрических подстанций, и, следовательно, последние обладают различными характеристиками надежности.

Для решения вопроса о совместной обработке производится статистическая обработка данных, направленная на проверку тех или иных статистических гипотез. По своему прикладному содержанию статистические гипотезы можно подразделить на несколько основных типов [7]. К подобным гипотезам относятся: о равенстве двух средних; о равенстве долей признака двух и более совокупностей; о равенстве дисперсий двух и более совокупностей; о законе распределения (критерия Колмогорова и Пирсона); об однородности двух выборок (критерии Колмогорова–Смирнова, Андерсона) и т.п. Проверка каждой гипотезы (нулевой гипотезы H_0) направлена на решение различных задач, выбор которых обусловлен задачами исследования.

Проведем анализ основных гипотез на примере отдельных объектов.

Проверка гипотезы о долях признака двух совокупностей

В [2, 3] приводится упрощенная методика проверки гипотезы о равенстве двух вероятностей отказа типа $H_0 = \{Q_1 = Q_2\}$; при этом анализируются наблюдаемые частоты отказов оборудования: $Q_i^* = \omega_i = n_i/m_i$. Статистические данные представляются в виде таблицы соединенных признаков (табл.3); условная вероятность $P\{n_1/n\}$ определяется по следующему выражению:

$$P\{n_1/n\} = (m_1!m_2!n_1!n_2!)/(n_1!l_1!n_2!l_2!m!). \quad (9)$$

В том случае, если $P\{n_1/n\} < \alpha$ (уровень значимости), считается, что элементы выборки не могут быть подвергнуты совместной обработке.

Проведем анализ результатов наблюдений (табл.3), полученных на одной и той же подстанции (ГЭС-12).

Расчет показывает, что $P\{n_1/n\} = 0,01$. Поскольку $P < \alpha = 0,05$, то две выборки, относя-

щиеся к 1994 и 2000 гг., нельзя рассматривать совместно. Это означает, что обнаруженное увеличение частоты отказов и уменьшение вероятности безотказной работы на ГЭС-12 связано с ухудшением состояния электрооборудования.

Анализируя полученные данные по различным объектам, можно сделать вывод, что методика, основанная на сравнении отдельных (по годам) значений вероятности не является достаточно информативной.

Проверка гипотезы о законе распределения (критерий Колмогорова)

Алгоритм применения критерия Колмогорова при проверке гипотезы H_0 об экспоненциальном распределении потока отказов можно описать следующим образом [2, 3]. Проводится анализ данных, полученных в результате обработки всей совокупности выборки из начальных N значений. Весь период наблюдений разбивается на определенное количество m интервалов и последовательно определяется частота отказов ω на границах интервалов по соотношению (1). Определяется средняя частота отказов внутри интервала:

$$\omega_i^* = [\omega(t_{i-1}, t_i) + \omega(t_i, t_{i+1})]/2. \quad (10)$$

По результатам обработки данных по отказам строится статистическая функция распределения отказов $\Omega^*(t)$ (функция ненадежности):

$$\Omega^*(t) = \int \omega^* dt. \quad (11)$$

Для каждого интервала (год) строится эмпирическая функция потока отказов:

$$P^*(t) = 1 - \exp[-\Omega^*(t)]. \quad (12)$$

Рассчитывается и строится предполагаемая теоретическая функция распределения $P(t)$:

$$P(t) = 1 - \exp(-\omega_{cp} t), \quad (13)$$

где $\omega_{cp} = \Sigma \omega_i^* / m$ – среднее значение параметра потока отказов (1/год); t – время испытаний, год.

Функция распределения вероятности безотказной работы определяется соотношением (4). Определяется расхождение $D = |P^*(t) - P(t)|$ между теоретическим и эмпирическим распределением и находится ее максимальное значение D_{max} . Рассчитывается мера расхождения между теоретическим и эмпирическим распределением: $\lambda_{exp} = D_{max}(N)^{1/2}$.

По таблице значений критерия Колмогорова находят критическое значение λ_α . Если $\lambda_{exp} > \lambda_\alpha$

Таблица 3

Номер выборки	Количество элементов			Частота отказов, ω
	Отказавших	Исправных	Всего	
1 (1994 г.)	$n_1=1$	$l_1=323$	$m_1=324$	$n_1/m_1=0,0031$
2 (2000 г.)	$n_2=9$	$l_2=315$	$m_2=324$	$n_2/m_2=0,0277$
Всего	$n=n_1+n_2=10$	$l=l_1+l_2=638$	$m=m_1+m_2=648$	$n/m=0,01543$

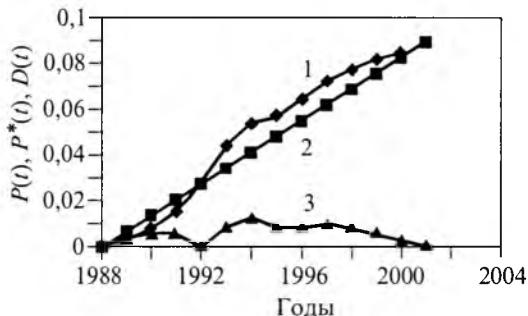


Рис.3. Проверка функции распределения ПС-200 (критерий Колмогорова):
1 – $P^*(t)$; 2 – $P(t)$; 3 – $D(t)$

(определенного на уровне значимости α), то нулевая гипотеза H_0 о том, что случайная величина X имеет заданный закон распределения, отвергается.

На рис.3 приведены функции распределения пуссоновского потока отказов $P^*(t)$, $P(t)$ для контактных соединений ПС-200, а также расчетные значения отклонения $D(t)$. Среднее значение параметра потока отказов выбрано равным 0,0071; экспериментальное значение максимального расхождения $D = 0,0012$, мера расходимости $\lambda_{\text{эксп}} = 0,35$. При $\alpha = 0,05$ критическое значение меры расходимости $\lambda_{\alpha} = 1,36$. Следовательно, экспериментальное значение меры расходимости меньше, чем теоретическое, т.е. гипотеза об экспоненциальном характере функции распределения является правильной. В табл.1 приведены средние значения параметра потока отказов, характеризующие функции распределения объектов за исследуемый период времени.

Проверка гипотезы об однородности двух выборок (критерии Колмогорова – Смирнова, Андерсона)

Рассмотрим алгоритм проверки гипотезы об однородности двух выборок, который производится на основе критерия Колмогорова – Смирнова [2, 7], статистика критерия которого имеет вид:

$$\lambda_{\text{эксп}} = \sqrt{\frac{nm}{n+m}} \max |F_n(x) - F_m(x)|, \quad (14)$$

где $F_m(x)$ и $F_n(x)$ – эмпирические функции распределения, построенные по выборкам, объемом n и m .

Рассмотрим возможность применения критерия к данным, полученным в результате тепловизионного контроля. На рис.4 представлены эмпирические функции распределения ПС-200, ПС-202 и их экспериментальное различие. Проведем анализ данных на примере сравнения выборок ПС-200 и ПС-202. Максимальное значение

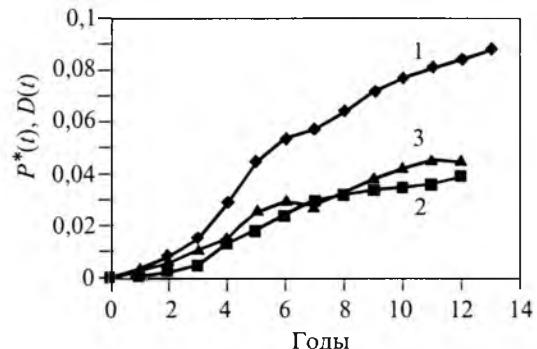


Рис.4. Проверка однородности двух выборок ПС-200 и ПС-202 (критерий Колмогорова – Смирнова):
1 – $P^*(t)$ ПС-200; 2 – $P^*(t)$ ПС-202; 3 – $D(t)$

ние разницы функций равно 0,045. Значение статистики критерия Колмогорова – Смирнова $\lambda_{\text{эксп}} = 0,11$. Расчет критического значения дает $\lambda_{\alpha=0,05} = 0,51$. Поскольку $\lambda_{\text{эксп}} < \lambda_{\alpha}$, гипотеза об однородности выборок не отвергается. Следовательно, на уровне значимости $\alpha = 0,05$ критерий Колмогорова – Смирнова не является достаточно чувствительным для определения различия между потоком отказов контактных соединений. Подобное свойство данного критерия отмечено при анализе данных судовых электротехнических систем [2].

Применим для анализа однородности исследуемых выборок метод, основанный на применении критерия А.Т.Андерсона, который показывает большую мощность по сравнению с критерием Колмогорова – Смирнова [2]. Его применение подразумевает следующий алгоритм. По данным, полученным из n и m измерений, составляется вариационный ряд объединенной выборки. После обработки данных вариационного ряда вычисляется статистика объединенной выборки $A_{\text{эксп}}$:

$$A_{\text{эксп}} = \frac{1}{mn(m+n)} \left[m \sum_{i=1}^m (r_i - i)^2 + n \sum_{j=1}^n (s_j - j)^2 \right] - \frac{4mn-1}{6(m+n)}, \quad (15)$$

а также ее уточненное значение:

$$A_{\text{эксп}}^* \approx \frac{A_{\text{эксп}} - \frac{1}{16} \frac{(m+n)}{mn} - \frac{3}{256} \left(\frac{m+n}{mn} \right)^2}{1 + \frac{1}{m+n} - \frac{3}{8} \frac{(m+n)}{mn} - \frac{9}{128} \left(\frac{m+n}{mn} \right)^2}, \quad (16)$$

где r_i – порядковый номер y_i ; s_j – порядковый номер x_j – в общем вариационном ряду, построенном по объединенной выборке.

Таблица 4

ГЭС-16 и ПС-202							ПС-200 и ПС-202						
r_j, s_j	y_i	x_j	$r_i - i$	$(r_i - i)^2$	$s_i - j$	$(s_i - j)^2$	y_i	x_j	$r_i - i$	$(r_i - i)^2$	$s_i - j$	$(s_i - j)^2$	
1		0,00087			0	0		0,009			0	0	
2		0,0026			0	0		0,003			0	0	
3		0,0047			0	0	0,004		2	4			
4	0,013		3	9				0,005			1	1	
5		0,013			1	1	0,008		3	9			
6		0,018			1	1		0,013			2	4	
7		0,024			1	1	0,015		4	16			
8	0,025		6	36				0,018			3	9	
9		0,029		0	3	9		0,024			3	9	
10		0,032		0	3	9	0,028		6	36			
11		0,034		0	3	9		0,029			5	25	
12		0,05		0	3	9		0,032			5	25	
13		0,036		0	3	9		0,034			5	25	
14		0,038		0	3	9		0,035			5	25	
15		0,040		0	3	9		0,036			5	25	
16	0,050		13	169				0,040			5	25	
17	0,060		13	169			0,044		13	169			
18	0,076		13	169			0,054		13	169			
19	0,089		13	169			0,057		13	169			
20	0,100		13	169			0,063		13	169			
21	0,113		13	169			0,072		13	169			
22	0,121		13	169			0,077		13	169			
23	0,125		13	169			0,081		13	169			
24	0,133		13	169			0,084		13	169			
25							0,088		13	169			
		$\sum_{i=1}^m (r_i - i)^2$		1566		66		$\sum_{j=1}^n (s_j - j)^2$		1586		173	

Для проверки гипотезы H_0 при заданных n, m, α необходимо сравнить полученное из наблюдений значение $A_{\text{эксп}}^*$ с критическим значением $A(\alpha)$.

Для выборок ГЭС-16 и ПС-202 (табл.4) $A_{\text{эксп}}^* = 1,70$, в то время как критическое значение статистики $A(0,01)=0,744$. Таким образом, $A_{\text{эксп}}^* > A(\alpha)$, и гипотезу об однородности выборок следует отбросить. Для двух выборок ПС-200 и ПС-202 получено, что $A_{\text{эксп}}^* = 1,69$. Поскольку значение $A_{\text{эксп}}^* > A(\alpha)$, то нулевая гипотеза также отвергается, т.е. наблюдаемое различие данных тепловизионного контроля на ГЭС-16, ПС-200 и ПС-202 не является случайным и связано с особенностями эксплуатации оборудования.

Выводы

1. Тепловизионный контроль является эффективным методом для определения показателей эксплуатационной надежности.

2. Полученные данные требуют статистической обработки для сравнения данных по параметрам надежности, относящихся к различным годам или объектам.

3. На основании результатов статистической обработки можно получить параметры эксплуатационной надежности высоковольтного оборудования и выявить их особенности, тенденции развития и причины отклонения. В частности, значе-

ние параметра потока отказов на ряде объектов остается постоянным (ПС-200, ПС-202, ГЭС-16), но в целом параметр потока отказов на объектах 110–330 кВ ниже, чем на объектах 110–150 кВ.

Список литературы

1. ГОСТ 27.002-89. Надежность в технике. Основные понятия. Термины и определения. М.: Госкомитет СССР по управлению качеством продукции и стандартам, 1990.
 2. Рябинин И.А. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. Л.: Судостроение, 1971.
 3. Трубицин В.И. Надежность электростанций: Учебник для вузов. М.: Энергоатомиздат, 1997.
 4. Власов А.Б., Афанасьев Н.С., Джура А.В. Использование тепловизоров для контроля состояния электрооборудования в Коленерго//Электрические станции. 1994. № 12. С. 44–45.
 5. Власов А.Б. Приведение данных тепловизионного контроля к единому критерию//Электрика. 2001. № 12. С. 24–28.
 6. Власов А.Б., Джура А.В. Оценка параметров надежности контактных соединений по данным тепловизионного контроля // Электротехника. 2002. № 6. С.2–5.
 7. Кремер Н.Ш. Теория вероятностей и математическая статистика: Учебник для вузов. М.: ЮНИТИ-ДАНА, 2001.
- Власов Анатолий Борисович – профессор кафедры электрооборудования судов Мурманского ГТУ. Окончил физический факультет Ленинградского ГУ в 1973. Защитил кандидатскую диссертацию по теме «Старение неполярных полимерных диэлектриков при одновременном воздействии переменного электрического напряжения и электролитов» в 1980 г. в МЭИ.

К определению характеристики преобразователей со ступенчатой катушкой

ГАХРАМАНОВ Н.Ф., доктор физ.-мат. наук, проф., АДЫГЕЗАЛОВ В.С., магистр

Сумгантский ГУ

Описывается метод определения характеристики индуктивного и дифференциально-трансформаторного вариантов конструкций электромагнитных преобразователей перемещений соленоидного типа со ступенчатой катушкой и коротким подвижным сердечником, необходимой для их расчета и оптимального проектирования.

Электромагнитные преобразователи перемещений составляют основу многих устройств измерения технологических параметров [1]. Преобразователи соленоидного типа со ступенчатой катушкой просты в изготовлении, допускают уменьшения массы и размеров подвижного элемента (что важно при измерении таких технологических параметров, как, например, уровень и плотность жидкостей, поплавковым принципом), имеют достаточно высокую чувствительность и другие преимущества, в связи с чем все шире применяются в практике [2, 3]. Оптимальное проектирование таких преобразователей возможно при наличии аналитического выражения зависимости их электромагнитных параметров от перемещений подвижного элемента. В известной нам литературе отсутствуют такие зависимости для указанных преобразователей. В данной работе рассмотрены две конструкции преобразователей со ступенчатой катушкой.

На рис. 1 представлены принципиальные конструктивная (а) и электрическая (б) схемы индуктивного преобразователя со ступенчатой катушкой и коротким подвижным сердечником. На трубчатый каркас 1 намотана ступенчато катушка индуктивности 2, короткий подвижный ферромагнитный сердечник 3 которой связывается с измеряемым перемещением. Длины ступеней одинаковые и равны длине сердечника, число витков и характер их распределения вдоль длины ступеней одинаковы. На рис. 1, б обозначено: y' – расстояние, на которое сердечник вводится в первую ступень катушки; y – общее перемещение сердечника относительно края катушки.

Определим уравнение характеристики этого преобразователя в функции перемещений его сердечника. Предположим, что катушка индуктивности преобразователя разделена на n участков, образующих ее ступени. Рассмотрим первоначально случай, когда нет сердечника в рассматриваемой катушке. Обозначим частоту

тока катушки через ω , полное сопротивление участков катушки через $Z_{10}, Z_{20}, \dots, Z_{n0}$, активные сопротивления, собственные и полные индуктивности участков через $r_1, r_2, \dots, r_n, L'_{10}, L'_{20}, \dots, L'_{n0}$ и $L_{10}, L_{20}, \dots, L_{n0}$ соответственно.

Для идеального случая коэффициент индуктивной связи между слоями участков катушки равен единице и для этого случая собственные индуктивности участков

$$L'_{n0} = n^2 L'_{10},$$

где

$$L'_{10} = \mu_0 \frac{w_1^2 S_1}{h};$$

$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ Гн/м, магнитная постоянная; w_1 – число витков первого участка катушки; S_1 – площадь поперечного сечения сердечника первого участка катушки; h – длина участка катушки, равная длине сердечника; n – номер участка.

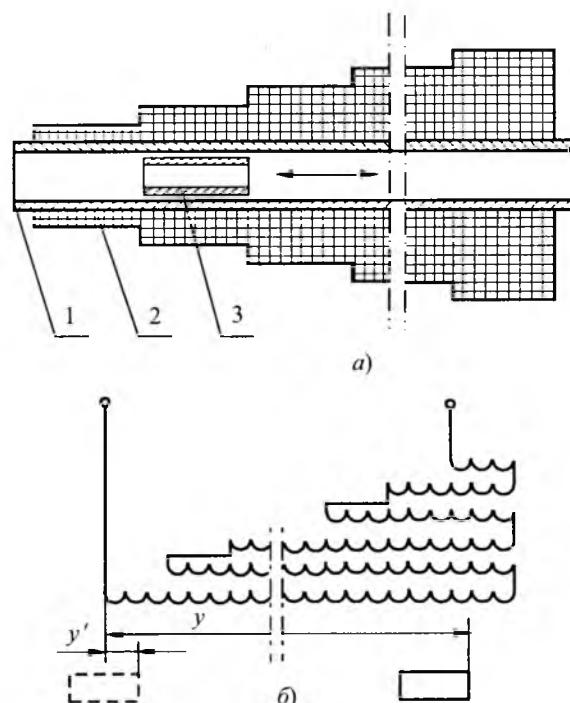


Рис.1. Индуктивный преобразователь перемещений со ступенчатой катушкой

Взаимные индуктивности несмежных участков катушки в реальных конструкциях преобразователя настолько незначительны, что могут не учитываться [4]. Приняв во внимание это и то, что коэффициенты индуктивной связи смежных участков катушки с незначительной погрешностью могут быть приняты однозначными, получаем:

$$L_{n0} = n^2 L'_{10} \left(1 + \frac{n-1}{n} K_0 \right),$$

где K_0 – коэффициент индуктивной связи смежных участков катушки. Тогда полные сопротивления участков катушки, не содержащей сердечника,

$$Z_{(n-1)0} = r_{n-1} + j(n-1)^2 \omega L'_{10}(1+2K_0);$$

$$Z_{n0} = r_n + jn^2\omega L'_{10} \left(1 + \frac{n-1}{n} K_0 \right).$$

Теперь предположим, что сердечник сначала вводится в первый участок катушки на расстояние $y=y'$ (рис.1,б), затем полностью и далее переходит в последующие участки. При этом сопротивление первого участка увеличится и станет равным

$$Z_{l(y=y')} = Z_{10} + \frac{\Delta Z_1}{h} y'.$$

При полном введении сердечника в первый участок катушки будем иметь

$$Z_{l(y=h)} = Z_{10} + \Delta Z_l,$$

где $Z_{1(y=h)}$ – полное сопротивление первого участка с сердечником; ΔZ_1 – приращение сопротивления первого участка катушки от полного введения в него сердечника.

Приращение ΔZ_1 при пренебрежении рассеянием магнитного потока через боковую стенку сердечника и изменением значения K_0 , можно с некоторой погрешностью выразить так:

$$\Delta Z_l = Z_{l(y=h)} - Z_{l0} = j(1+2K_0)(\mu-1)\omega L_{l0},$$

где μ – относительная магнитная проницаемость материала сердечника.

При переходе сердечника во второй участок катушки сопротивление первого участка начнет уменьшаться до своего первоначального значения, а сопротивление второго участка при этом будет максимальным. Дальнейшие перемещения сердечника вызовут приращения сопротивлений последующих ступеней. В зависимости от положений сердечника полное сопротивление катушки

$$Z_{\nu \equiv nh} = Z_0 + \Delta Z_n,$$

где

$$Z_0 = Z_{10} + Z_{20} + \dots + Z_{w0}.$$

С учетом

$$\Delta Z_{n-1} = j(n-1)^2(1+2K_0)(\mu-1)\omega L'_0;$$

$$\Delta Z_n = jn^2 \left(1 + \frac{n-1}{n} K_0 \right) (\mu - 1) \omega L'_{10},$$

а также того, что для реальных конструкций преобразователей $1 > 2K_0$, $nh = l_k$ и $y = 0 \div l_k$, где l_k – длина катушки преобразователя, получаем:

$$\Delta Z = \frac{j(\mu-1)\omega L'_{10}}{h^2} y^2,$$

т.е. изменение полного сопротивления преобразователя в функции перемещений сердечника происходит нелинейно. Проверка показала удовлетворительную для практики сходимость расчетной и экспериментальной характеристик преобразователя. Главным преимуществом этого преобразователя является то, что его катушка содержит лишь одну обмотку.

Исследования показали, что линеаризовать характеристику преобразователя можно, например, введением в его конструкцию еще одной обмотки. На рис.2 приведены принципиальные конструктивная (а) и электрическая (б) схемы дифференциального варианта трансформаторного преобразователя со ступенчатой катушкой. На трубчатый каркас 1 намотана катушка индуктивности, включающая первичную 2 и вторичную 3 обмотки.

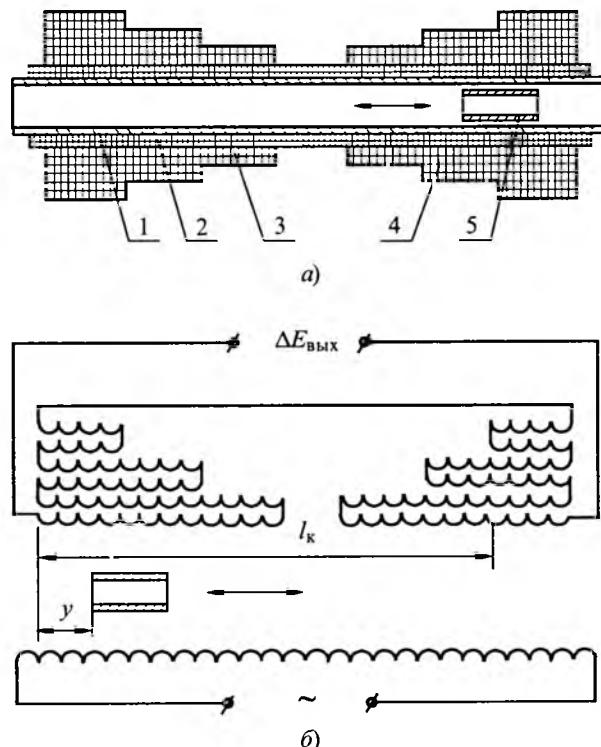


Рис.2. Вариант схемы преобразователя

ричную (измерительную) обмотку, состоящую из двух половин 3 и 4, которые выполнены идентичными и расположены зеркально симметрично по отношению друг к другу. Первичная обмотка выполнена равномерной намоткой и охватывает весь диапазон перемещений сердечника, вторичная обмотка выполнена ступенчатой, каждая из ее половин охватывает половину всего диапазона перемещений сердечника и они размещены смещенными друг относительно друга на расстояние, равное длине одной ступени. Ферромагнитный сердечник 5 преобразователя связывается с измеряемым перемещением.

При пропускании переменного тока через первичную обмотку возникает магнитное поле, наводящее в половинах измерительной обмотки ЭДС индукции. Предположим, что сердечник находится в середине преобразователя и первоначально вводится в первую ступень одной из половин измерительной обмотки, затем последовательно переходит в остальные. При полном введении сердечника в первую ступень ее ЭДС индукции и сопротивление возрастут до своих максимальных значений. Соответственно возрастут общая ЭДС и сопротивление всей части измерительной обмотки. При переходе сердечника во вторую ступень обмотки ЭДС и сопротивление первой ступени начнут уменьшаться до первоначальных значений, а второй ступени – увеличиваться до максимальных значений. Дальнейшие перемещения сердечника вызовут приращения ЭДС и сопротивлений последующих ступеней и всей половины обмотки. Аналогично изменяется ЭДС и сопротивление второй части измерительной обмотки при обратном ходе сердечника.

Зависимость ЭДС частей измерительной обмотки преобразователя от перемещений сердечника можно с достаточной для практических целей точностью выразить формулами [5]:

$$E_{y=0-0,5l_k} = \sum_1^n E_{n0} + \frac{\Delta E_1}{h} (0,5l_k - y);$$

$$E_{y=0,5l_k+l_k} = \sum_1^n E_{n0} + \frac{\Delta E_1}{h} (y - 0,5l_k),$$

где ΔE_1 – приращения ЭДС первой ступени половин измерительной обмотки от полного введения в них сердечника; h – длина сердечника, равная длине ступени измерительной обмотки;

n – число ступеней в половине измерительной обмотки; y – координата сердечника относительно края измерительной обмотки; l_k – длина катушки преобразователя;

$$\sum_1^n E_{n0} = E_{10} + E_{20} + \dots + E_{(n-1)0} + E_{n0};$$

$E_{10}, E_{20}, \dots, E_{(n-1)0}, E_{n0}$ – ЭДС участков измерительной обмотки при отсутствии в них сердечника.

Включив встречные половины измерительной обмотки, получим:

$$\Delta E_{\text{вых}} = \frac{\Delta E_1}{h} (l_k - 2y),$$

т.е. ЭДС на выходе рассматриваемого преобразователя линейно зависит от перемещений его сердечника. Полученные результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными. Дифференциально трансформаторный преобразователь (рис.2), выполненный по описанному расчету,ложен в основу модернизированной конструкции уровнемера жидкого хлора УХ-1, который проходит в настоящее время промышленные испытания в одном из танков Сумгайского завода «Оргсинтез». Данные преобразователя таковы: диаметр катушки 46 мм; длина катушки 1950 мм; сердечник преобразователя изготовлен из листовой электротехнической стали толщиной 0,5 мм и имеет длину 130 мм, диаметр цилиндра 20 мм; обмотки намотаны проводом ПЭЛ-0,23, намотка равномерная, витком к витку; число слоев первичной обмотки 2; число ступеней в каждой половине измерительной обмотки 7; число слоев обмотки в каждой ступени 1; питающее напряжение 24 В, частота 50 Гц.

Список литературы

1. Агейкин Д.И., Костина Е.Н., Кузнецова Н.Н. Датчики контроля и регулирования. М.: Машиностроение, 1965.
2. А.с.468098 СССР. Индуктивный аналоговый уровнемер/Гаркуша Ю.А., Романенко И.И./Открытия. Изобретения. 1975. № 15.
3. Мамедов Ф.И., Адыгезалов С.В., Дадашева Р.Б. и др. Устройство УХ-1 для измерения уровня жидкого хлора в танках//Химическая промышленность. 1984. № 6. С. 375–377.
4. Зевеке Г.В., Ионкин П.А., Нетушил А.В., Страхов С.В. Основы теории цепей. М.: Энергия, 1975.
5. Адыгезалов С.В., Мамедов Ф.И. Выбор параметров схемы электромагнитного преобразователя соленоидного типа//Электротехника. 1983. № 7.

Исследование характеристик конденсаторного рабочего диэлектрика в условиях воздействия температуры окружающей среды до 110°C

ГУНЬКО В.И., ГРЕБЕННИКОВ И.Ю., ЩУПАК И.В.

ИИПТ НАН Украины

Приведены результаты исследования зависимостей электрической прочности, емкости, $\operatorname{tg}\delta$ и электрического сопротивления от температуры (в пределах 20–110°C) макетов секций конденсаторов.

В данной работе исследовались электрофизические характеристики рабочего диэлектрика конденсатора для электрогидроимпульсных установок интенсификации добычи нефти, предназначенных для эксплуатации в скважинах глубиной до 5000 м при температурах окружающей среды до 100°C. Исследования проводились на макетах секций высоковольтного импульсного конденсатора с различной структурой рабочего диэлектрика. Исследованиям подвергались несколько вариантов комбинированного бумажно-пленочного диэлектрика на основе материалов, серийно выпускаемых промышленностью – конденсаторной бумаги КОН 2 ГОСТ 1908-97 и синтетических полимерных пленок – полиэтилентерефталатной ПЭТ-КЭ ГОСТ 24234-80 и поликарбонатной ПК-К ТУ 6-05-211-1434-87.

Выбор этих материалов обусловлен тем, что они обладают достаточной электрической прочностью и допускают длительную эксплуатацию при температуре 110°C. Выбор же бумаги КОН 2, уступающей по своим характеристикам бумагам марок СКОН, ЭМКОН и НИКОН, обусловлен еще и тем, что по ряду причин бумаги перечисленных марок Малинской бумажной фабрикой в настоящее время почти не выпускаются.

В качестве пропитывающих диэлектриков использовались кремнийорганические полиметилсилоксановые жидкости ПМС-10 и ПМС-200 ГОСТ 13032-77, обладающие широким диапазоном рабочих температур – от -70 до 200°C и касторовое масло ГОСТ 18102-97, предельно допустимой температурой которого считаются 85°C. Однако в результате исследований, проведенных ИИПТ, установлено, что при использовании в герметизированном объеме касторовое масло сохраняет свои электроизоляционные свойства при температурах 100–105°C.

При проведении исследований характеристик рабочего диэлектрика на макетах секций определялись: кратковременная электрическая прочность при 110°C, температурные зависимости

емкости, тангенса угла диэлектрических потерь и электрического сопротивления изоляции макетов секций в диапазоне температур от 20 до 110°C.

Данные измерений приведены в табл.1–3. На рис.1,2 представлены кривые температурной

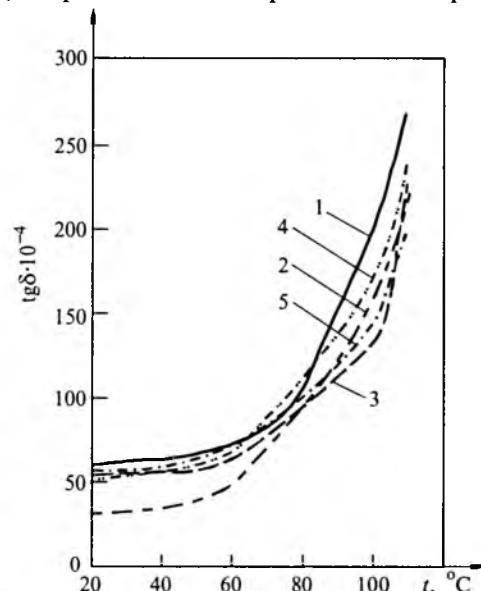


Рис.1. Температурная зависимость $\operatorname{tg}\delta$ макетов секций, пропитанных касторовым маслом:

1 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=48$ мкм; 2 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=50$ мкм; 3 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=54$ мкм; 4 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=59$ мкм; 5 – бумажно-поликарбонатный, $d_h=50$ мкм

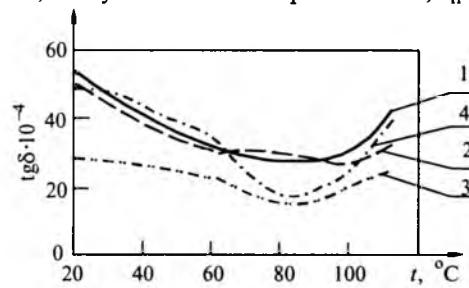


Рис.2. Температурная зависимость $\operatorname{tg}\delta$ макетов секций, пропитанных ПМС-10 и ПМС-200:

1 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=48$ мкм, ПМС-10; 2 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=50$ мкм, ПМС-10; 3 – бумажно-поликарбонатный, $d_h=50$ мкм, ПМС-10; 4 – бумажно-полиэтилентерефталатный, $d_h=50$ мкм, ПМС-200

Таблица 1

Кратковременная электрическая прочность макетов секций с различной конструкцией рабочего диэлектрика

Толщина диэлектрика, мкм	Тип диэлектрика	Содержание пленки в диэлектрике, %	Касторовое масло				ПМС-10				ПМС-200			
			$U_{\text{прим.}}$, кВ	$U_{\text{прмакс.}}$, кВ	$U_{\text{прср.}}$, кВ	$E_{\text{прср.}}$, кВ/мм	$U_{\text{прим.}}$, кВ	$U_{\text{прмакс.}}$, кВ	$U_{\text{прср.}}$, кВ	$E_{\text{прср.}}$, кВ/мм	$U_{\text{прим.}}$, кВ	$U_{\text{прмакс.}}$, кВ	$U_{\text{прср.}}$, кВ	$E_{\text{прср.}}$, кВ/мм
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	58	14,8	17,2	16,1	335	14,6	15,5	15,2	317	13,5	15,7	15	312
50	- " -	60	16,0	17,5	16,8	335	12,8	15,5	14,9	299	15	16,6	15,5	311
54	- " -	55	17,2	18	17,6	326	-	-	-	-	14,2	17,4	16,2	300
59	- " -	59	16,8	18,7	17,8	301	-	-	-	-	16,0	17,6	16,7	283
50	Бумажно-поликарбонатный	60	12,5	15,7	13,3	267	16,8	18,3	17,5	351	15	17,8	16,5	329

Таблица 2

Температурная зависимость емкости макетов секций с различной конструкцией рабочего диэлектрика

Толщина диэлектрика, мкм	Тип диэлектрика	Пропитывающая жидкость	Емкость, мкФ				
			20°C	60°C	80°C	100°C	110°C
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	Касторовое масло	1,524	1,524	1,523	1,528	1,541
50	- " -	- " -	1,524	1,524	1,524	1,527	1,543
54	- " -	- " -	1,55	1,552	1,554	1,555	1,57
59	- " -	- " -	1,292	1,296	1,298	1,302	1,313
50	Бумажно-поликарбонатный	- " -	1,407	1,406	1,403	1,403	1,405
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	ПМС-10	1,482	1,488	1,493	1,497	1,511
50	- " -	- " -	1,447	1,457	1,461	1,4702	1,481
50	Бумажно-поликарбонатный	- " -	1,305	1,306	1,3075	1,307	1,307
50	Бумажно-поликарбонатный	ПМС-200	1,453	1,461	1,465	1,47	1,486

Таблица 3

Температурная зависимость электрического сопротивления изоляции макетов секций с различной конструкцией рабочего диэлектрика

Толщина диэлектрика, мкм	Тип диэлектрика	Пропитывающая жидкость	Электрическое сопротивление изоляции, МОм				
			20°C	60°C	80°C	100°C	110°C
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	Касторовое масло	1035	592	285	157	108
50	- " -	- " -	1125	635	360	185	118
54	- " -	- " -	1025	610	335	195	145
59	- " -	- " -	1163	618	413	247	162
50	Бумажно-поликарбонатный	- " -	1206	656	319	194	156
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	ПМС-10	6550	3094	894	322	237
50	- " -	- " -	7312	2712	518,7	312	228
50	Бумажно-поликарбонатный	- " -	8625	2343	969	338	225
50	Бумажно-поликарбонатный	ПМС-200	6583	2833	1500	425	248

зависимости емкости, тангенса угла диэлектрических потерь и электрического сопротивления изоляции макетов секций с различной структурой рабочего диэлектрика.

Из табл.1 видно, что наибольшей кратковременной электрической прочностью обладает конструкция рабочего диэлектрика толщиной 50 мкм на основе поликарбонатной пленки и конденсаторной бумаги ($E_{\text{пр.ср}} = 351 \text{ кВ/мм}$), пропитанная жидкостью ПМС-10, наименьшая электрическая прочность – при пропитке его касторовым маслом.

Среди бумажно-полиэтилентерефталатных конструкций рабочего диэлектрика конденсатора, пропитанных различными жидкостями, наибольшей электрической прочностью обладают конструкции толщиной 48 и 50 мкм. При равной средней электрической прочности (335 кВ/мм) конструкция с толщиной рабочего диэлектрика 50 мкм при 60% содержании пленки является предпочтительной, так как у нее меньше разброс значений по кратковременной электрической прочности.

Места пробоя наблюдались примерно в равном процентном соотношении как на краю обкладки секции, так и по толщине диэлектрика в центре секции.

Как показали результаты испытаний макетов секций конденсатора, с увеличением температуры окружающей среды от 20 до 110°C емкость макетов секций незначительно увеличивается (на 1,5–2%). И если для макетов секций, пропитанных полиметилсилоксановыми жидкостями емкость при увеличении температуры монотонно возрастает, то для секций, пропитанных касторовым маслом, с повышением температуры до 80°C емкость уменьшается, а при дальнейшем повышении температуры до 110°C емкость начинает увеличиваться. При пропитке бумажно-поликарбонатного диэлектрика полиметилсилоксановой жидкостью ПМС-10 емкость остается неизменной или изменяется в пределах погрешности измерения.

Значения тангенса угла диэлектрических потерь всех макетов секций с различной конструкцией диэлектрика при пропитке касторовым маслом, при повышении температуры до 110°C увеличиваются примерно в 3–6 раз для бумажно-полиэтилентерефталатных секций и в 6–9 раз для бумажно-поликарбонатных секций. Значения тангенса угла диэлектрических потерь при

110°C всех макетов секций, пропитанных касторовым маслом, находится в пределах 0,02–0,03.

Значения тангенса угла диэлектрических потерь всех макетов секций с различной конструкцией рабочего диэлектрика, пропитанных полиметилсилоксановыми жидкостями, с ростом температуры от 20 до 110°C уменьшаются по сравнению со значениями, измеренными при 20°C. Электрическое сопротивление изоляции всех макетов секций резко уменьшается с увеличением температуры от 20 до 110°C.

После проведения исследований температурной зависимости характеристик макетов секций при температуре окружающей среды до 110°C, секции были подвергнуты испытаниям по определению их наработки в режиме колебательного разряда при температуре окружающей среды 110^{+2}°C (табл.4).

Испытания проводились в режиме:

Рабочее напряжение, кВ	7,2
Амплитуда разрядного тока, кА	2,3
Частота следования зарядов-разрядов, Гц	0,5
Реверс разрядного напряжения	0,35

Из табл.4 видно, что максимальная средняя наработка у макетов секций с бумажно-полиэтилентерефталатным и бумажно-поликарбонатным диэлектриком с толщиной 50 мкм, пропитанных касторовым маслом, 22800 и 27900 зарядов-разрядов соответственно. Однако у макетов секций с бумажно-полиэтилентерефталатным диэлектриком разброс данных по наработке меньше по сравнению с секциями с бумажно-поликарбонатным диэлектриком. Самый большой разброс по наработке у макетов секций с бумажно-полиэтилентерефталатным диэлектриком, пропитанным касторовым маслом, толщиной 59 мкм.

Самая низкая наработка у макетов секций, пропитанных полиметилсилоксановыми жидкостями ПМС-10 и ПМС-200. Среди них самую высокую среднюю наработку имеют макеты с бумажно-поликарбонатным диэлектриком, пропитанным жидкостью ПМС-10. Макеты секций, пропитанных жидкостями ПМС-10 и ПМС-200, имеют примерно равную среднюю наработку, однако разброс данных по наработке у макетов секций с пропиткой ПМС-10 выше.

После проведения испытаний по определению наработки макетов секций были определены

Таблица 4

Данные ресурсных испытаний макетов секций с различной конструкцией рабочего диэлектрика при температуре окружающей среды $110^{\pm 2^{\circ}}\text{C}$

Толщина рабочего диэлектрика, мкм	Тип рабочего диэлектрика	Пропитывающий диэлектрик	Рабочая напряженность электрического поля, кВ/мм	Наработка макетов секций, зарядов-разрядов	Средняя наработка макетов секций, зарядов-разрядов
48	Бумажно-полиэтилентерефталатный	Касторовое масло	150	15840 18720 9980 8540 12140	13000
50	– " –	– " –	144	18650 25300 20780 25920 23760	22800
54	– " –	– " –	133	14600 9700 16530 4500 4700	8800
59	– " –	– " –	122	940 19560 11550 29580	15400
50	Бумажно-поликарбонатный	Касторовое масло	144	35460 30610 24650 20890	27900
48	Бумажно-полиэтилен-терефталатный	ПМС-10	150	7200 4420 5860 3900	5300
50	– " –	– " –	144	12080 5040 3600 2880 13620	7400
50	– " –	ПМС-200	144	8640 8090 4320	7000
50	Бумажно-поликарбонатный	ПМС-10	144	4500 9900 17300 17300	12250

ны места пробоев изоляции макетов. Только у двух секций из числа испытанных электрический пробой выявлен в толще диэлектрика, у всех остальных секций пробой наблюдался на краю обкладок, причем почти в равном соотношении

– как на краю положительной, так и на краю отрицательной обкладки. Вдоль краев обкладок обнаружены темные полосы по всей длине – продукты разложения жидкого диэлектрика под действием частичных разрядов.

ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ПРОЦЕССЫ В МНОГОФАЗНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЦЕПЯХ С ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫМИ RLC-КОНТУРАМИ И КОММУТАТОРАМИ¹

ФЕДИЙ В.С., СОБОЛЕВ В.Н.

Получены в замкнутом виде аналитические выражения для определения мгновенных и действующих значений напряжений (токов), а также их гармонического состава в многофазных электрических цепях с последовательными RLC-контурами и циклическими коммутаторами. Исследовано влияние на электромагнитные процессы параметров контура, коммутатора и числа фаз источника напряжения.

Ряд задач теоретической электротехники, силовой преобразовательной техники, регулируемого электропривода и др. требует исследования переходных и установившихся процессов в линейных электрических цепях, содержащих активные, реактивные сопротивления и периодические [1] (циклические [2], кольцевые [3], реверсивные [4–6]) коммутаторы (далее – коммутаторы). На основе такого сочетания линейных и ключевых (вентильных) элементов реализуются, в частности, различные устройства силовой электроники – источники реактивной мощности с частотным регулированием [7], моногармонические активные фильтры [8], компенсационные выпрямители [9], пассивные фильтры с частотным преобразованием фильтруемой гармоники [10], фильтры обратной последовательности [11], преобразователи частоты для электропривода [12] и др.

Электромагнитные процессы в простейшей электрической цепи, содержащей последовательный RLC-контуар и коммутатор на полностью управляемых ключах с двухсторонней проводимостью в цепи емкости (индуктивности) при питании от однофазного источника переменного напряжения, были рассмотрены в [4–6]. Целью данной работы является исследование электромагнитных процессов и получение в замкнутом виде (а не в виде одинарных или двойных рядов) аналитических выражений, описывающих переходные и установившиеся процессы для более общего случая, когда учитываются не только параметры контура (резонансная частота и добротность) и коммутатора (частота и начальная фаза импульсов управления ключами, а так-

Closed species analytical expressions for definition of instantaneous and rms. voltage (current) values and its harmonic contents in multiphase electric grids with series RLC-circuits and cycle commutators are received. Influence on electromagnetic processes of circuit parameters, commutator and number of phases of voltage source are studied.

же направление их переключения), но и число фаз источника переменного напряжения. Сложность решения поставленной задачи заключается еще и в том, что при произвольном соотношении частот управления коммутатором и источника кривые напряжений (токов) в таких цепях являются непериодическими функциями времени.

На рис.1 представлена базовая схема исследуемой цепи, состоящей из m -фазного симметричного источника переменных напряжений $e_1, e_2, \dots, e_p, \dots, e_m$, в каждую фазу которого включены индуктивность L (в том числе индуктивность самого источника) и активное сопротивление R , и коммутаторов I, II, ..., L , ..., M , собранных по нулевой схеме² и содержащих m полностью управляемых ключей переменного тока каждый. Число коммутаторов равно числу фаз источника ($M=m$). На выходе коммутаторов включены емкости C (вариант A включения), образующие m -лучевую симметричную звезду,

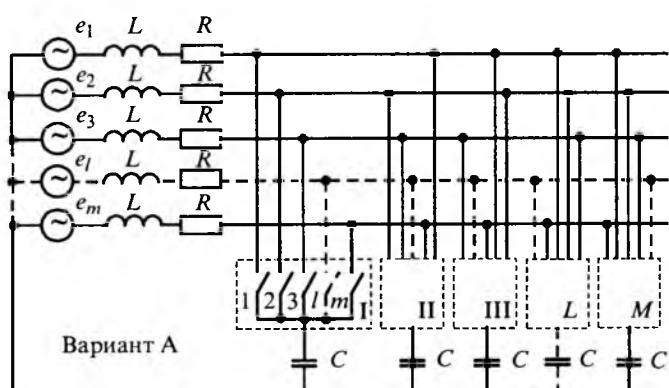


Рис.1.

² Более сложные схемы коммутаторов (мостовые, комбинированные [7, 12] и т.д.) в данной работе не рассматриваются.

¹ Печатается в порядке обсуждения.

нулевая точка которой соединена с нулевой точкой источника (при $m \geq 3$ такое соединение не является обязательным). (В схеме по варианту *Б* индуктивности L и емкости C меняются местами). При $m \geq 3$ возможны два различных способа управления ключами: звезда реактивных сопротивлений (на выходе коммутаторов) последовательно переключается на **отстающие фазы** источника (способ I) либо на **опережающие** (способ II). При $m=2$ оба способа управления совпадают. Поскольку в рассматриваемых коммутаторах частота источника и частота импульсов управления могут иметь произвольные значения, то такие коммутаторы, по определению А.А.Булгакова [3], относятся к асинхронному типу, особенностью которого является то, что частота основной гармоники напряжения (тока) на выходе коммутатора равна **разности** (I способ) либо **сумме** (II способ) упомянутых частот.

Обозначим: $\omega_1 = 2\pi f_1 = 2\pi/T_1$ – угловая частота напряжения источника; ω_0 – резонансная частота контура; $\Omega = 2\pi/T_y$ – угловая частота импульсов управления ключами; Q – добротность контура; $(l-1)2\pi/m + \psi_0$ – начальная фаза напряжения $e_1 = U_m \cos[\omega_1 t + (l-1)2\pi/m + \psi_0]$ в момент включения. В качестве базовых единиц при проведении анализа принимались угловая частота источника ω_1 , амплитудные значения фазного напряжения источника U_m и тока прямого включения емкости на фазное напряжение $I_{\text{пр}} = U_m/X_C$. Решение поставленной задачи (с учетом общепринятых при анализе ключевых схем допущений) базируется на использовании известного решения для переменных состояния при подключении *RLC*-контура к источнику переменного напряжения, вращающихся систем координат [12] и метода пространственных векторов напряжения (тока) [13]. Согласно последнему для упрощения анализа m -фазную симметричную систему функций времени заменяют простран-

ственным вектором $\bar{f}(t) = \frac{2}{m} \sum_{l=1}^m f_l(t) e^{j(l-1)2\pi/m}$,

а обратный переход к мгновенным значениям фазных величин осуществляется по формуле $f_l(t) = \text{Re}\{\bar{f}(t) e^{-j(l-1)2\pi/m}\}$. В нашем случае пространственный вектор многофазного источника переменных напряжений равен $\bar{u}(t) = U_m e^{j(\omega_1 t + \psi_0)}$.

Обозначая пространственные векторы напряжения (тока) на входе коммутатора через $\bar{u}_1(t)$, $\bar{i}_1(t)$, на выходе – $\bar{u}_2(t)$, $\bar{i}_2(t)$ и учитывая, что в момент каждой коммутации ключей фаза

пространственного вектора на выходе коммутатора скачком изменяется на угол $\alpha = \pm 2\pi/m$ (знак "+" соответствует I способу управления, знак "-" – II способу), можем записать уравнения, связывающие входные и выходные пространственные векторы для любого q -го ($q=0, 1, 2, \dots$) межкоммутационного интервала (далее – интервала):

$$\bar{u}_2(t) = \bar{u}_1(t) e^{-jq\alpha}; \quad \bar{i}_2(t) = \bar{i}_1(t) e^{-jq\alpha}. \quad (1)$$

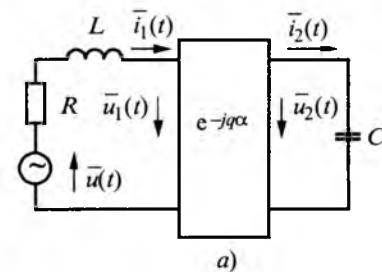
Таким образом, многофазную электрическую цепь (рис.1) можно заменить более простой эквивалентной однофазной (рис.2), в которой взаимосвязь пространственных векторов осуществляется с помощью оператора поворота $e^{-jq\alpha}$. Данная цепь представляет собой последовательный контур, подключаемый к источнику переменного напряжения $\bar{u}(t)$. Согласно классическому методу расчета переходных процессов при однократном включении пространственный вектор напряжения емкости

$$\bar{u}_C(t) = [A_1 e^{(p_1 - j\omega_1)t} + A_2 e^{(p_2 - j\omega_1)t} + 1] U_m e^{j(\omega_1 t + \psi_0)},$$

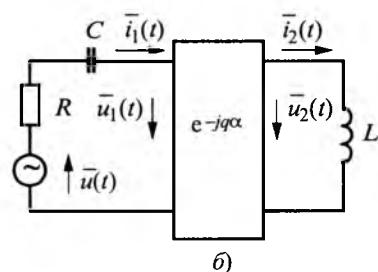
где A_1 и A_2 – постоянные интегрирования, зависящие от начальных условий в момент подключения контура к источнику; $p_{1,2}$ – корни характеристического уравнения.

Пространственный вектор тока в контуре равен $\bar{i}_L(t) = \bar{i}_C(t) = C d \bar{u}_C / dt$.

Рассмотрим общий случай, когда $p_1 \neq p_2$ ($Q \neq 0,5$). При изменяющихся значениях переменных состояния в моменты коммутаций в цепи постоянные интегрирования будут в общем случае также изменяться. Учитывая модель коммутатора (рис.2) и формулу (1), а также получен-



a)



b)

Рис.2.

ные в [4] результаты, можем записать выражения для переменных состояния (в относительных единицах), являющиеся исходными для дальнейшего анализа:

– для варианта *A* (рис.2,*a*)

$$\begin{vmatrix} \bar{u}_C^*(t) \\ \bar{i}_L^*(t) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} g_C(t-qT_u) e^{-jq\alpha} \\ g_L(t-qT_u) \end{vmatrix} \bar{u}_{C_{Bm}}^* e^{j\omega_1 t};$$

– для варианта *B* (рис.2,*b*)

$$\begin{vmatrix} \bar{u}_C^*(t) \\ \bar{i}_L^*(t) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} g_C(t-qT_u) \\ g_L(t-qT_u) e^{-jq\alpha} \end{vmatrix} \bar{u}_{C_{Bm}}^* e^{j\omega_1 t}, \quad (2)$$

где

$$\begin{vmatrix} g_C(t-qT_u) \\ g_L(t-qT_u) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} e^{(p_1-j\omega_1)(t-qT_u)} & e^{(p_2-j\omega_1)(t-qT_u)} \\ \frac{p_1}{\omega_1} e^{(p_1-j\omega_1)(t-qT_u)} & \frac{p_2}{\omega_1} e^{(p_2-j\omega_1)(t-qT_u)} \end{vmatrix} \times \\ \times \begin{vmatrix} A_1(q) \\ A_2(q) \end{vmatrix} + \begin{vmatrix} 1 \\ j \end{vmatrix}, \quad t \in [qT_u, (q+1)T_u]; \quad (3)$$

$A_1(q), A_2(q)$ – постоянные интегрирования на рассматриваемом интервале; $T_u = T_y / m$ – длительность интервала; $\bar{u}_{C_{Bm}}^* = v^2 e^{j\psi_0} / (v^2 - 1 + jv/Q)$ – пространственный вектор вынужденного напряжения емкости; $v = \omega_0/\omega_1$ – относительная резонансная частота контура.

Для определения постоянных интегрирования $A_1(q), A_2(q)$ на любом интервале при произвольных начальных условиях приравняем выражения (2), (3) в конце q -го и в начале $(q+1)$ интервалов. В результате получим обыкновенное линейное разностное уравнение с постоянными коэффициентами:

$$A(q+1) - DA(q) = B. \quad (4)$$

Для варианта *A*

$$\begin{aligned} D = & \begin{vmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{vmatrix} = \\ & = \begin{vmatrix} (p_1 - p_2 e^{j\alpha}) e^{(p_1-j\omega_1)T_u} & (1 - e^{j\alpha}) p_2 e^{(p_2-j\omega_1)T_u} \\ -(1 - e^{j\alpha}) p_1 e^{(p_1-j\omega_1)T_u} & (p_1 e^{j\alpha} - p_2) e^{(p_2-j\omega_1)T_u} \end{vmatrix} \times \\ & \times \frac{1}{p_1 - p_2}; \quad B = \begin{vmatrix} p_2 \\ -p_1 \end{vmatrix} \frac{1 - e^{j\alpha}}{p_1 - p_2}. \end{aligned}$$

Для варианта *B*

$$\begin{aligned} D = & \begin{vmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{vmatrix} = \\ & = \begin{vmatrix} (p_1 e^{j\alpha} - p_2) e^{(p_1-j\omega_1)T_u} & -(1 - e^{j\alpha}) p_2 e^{(p_2-j\omega_1)T_u} \\ (1 - e^{j\alpha}) p_1 e^{(p_1-j\omega_1)T_u} & (p_1 - p_2 e^{j\alpha}) e^{(p_2-j\omega_1)T_u} \end{vmatrix} \times \end{aligned}$$

$$\times \frac{1}{p_1 - p_2}; \quad B = \begin{vmatrix} -1 \\ 1 \end{vmatrix} \frac{j\omega_1(1 - e^{j\alpha})}{p_1 - p_2}.$$

В квазиустановившемся режиме ($q=\infty$) постоянные интегрирования не зависят от порядкового номера интервала: $A(q+1)=A(q)=A(\infty)$, и их можно определить из уравнения (4) по выражению $A(\infty) = (E - D)^{-1}B$, где E – единичная матрица. После ряда преобразований получаем:

– для варианта *A*

$$A(\infty) = \begin{vmatrix} p_2 [1 - e^{(p_2-j\omega_1)T_u}] & [1 - e^{j\alpha}] \\ -p_1 [1 - e^{(p_1-j\omega_1)T_u}] & \Delta \end{vmatrix}, \quad (5)$$

где

$$\Delta = (p_1 - p_2) [1 + e^{(p_1 + p_2 - 2j\omega_1)T_u + j\alpha}] - \\ - (p_1 - p_2 e^{j\alpha}) e^{(p_1 - j\omega_1)T_u} - (p_1 e^{j\alpha} - p_2) e^{(p_2 - j\omega_1)T_u};$$

– для варианта *B*

$$A(\infty) = \begin{vmatrix} -j\omega_1 [1 - e^{(p_2-j\omega_1)T_u}] & [1 - e^{j\alpha}] \\ j\omega_1 [1 - e^{(p_1-j\omega_1)T_u}] & \Delta \end{vmatrix}, \quad (6)$$

где

$$\Delta = (p_1 - p_2) [1 + e^{(p_1 + p_2 - 2j\omega_1)T_u + j\alpha}] - \\ - (p_1 e^{j\alpha} - p_2) e^{(p_1 - j\omega_1)T_u} - (p_1 - p_2 e^{j\alpha}) e^{(p_2 - j\omega_1)T_u}.$$

Значения $A(\infty)$ зависят от варианта схемы и способа управления ключами. В качестве примера использования полученных зависимостей на рис.3 показаны построенные (на промежутке $t=0 \div T_1$) для реально встречающихся чисел фаз m периодические кривые напряжения емкости u_C^* , тока индуктивности i_L^* , фазного напряжения e_1^* при частоте управления ключами $\Omega=2\omega_1$, параметрах контура $Q=\infty$, $v=2,5$, начальной фазе напряжения $e_1 \Psi_0 = 0^\circ$ в квазиустановившемся режиме. (При построении амплитуда напряжения e_1^* была принята за единицу). Как видим, вариант включения реактивного сопротивления ($m \geq 2$), способ управления ключами ($m \geq 3$) и число фаз источника существенно влияют на форму напряжений (токов), их частоту, амплитуду и фазовый сдвиг (последний может быть как опережающим – диаграммы 5, 7, так и отстающим – диаграммы 1-4, 6). С увеличением числа фаз источника кривые u_C^*, i_L^* все больше приближаются к синусоидальной форме и при $m \geq 12$ становятся практически синусоидальными. В зависимости от способа управления частота основной гармоники на выходе коммутатора равна в данном примере частоте сети f_1 (диаграммы 2, 4, 6, 9, 11, 13) либо $3f_1$ (диаграммы 3, 5, 7, 10, 12, 14).

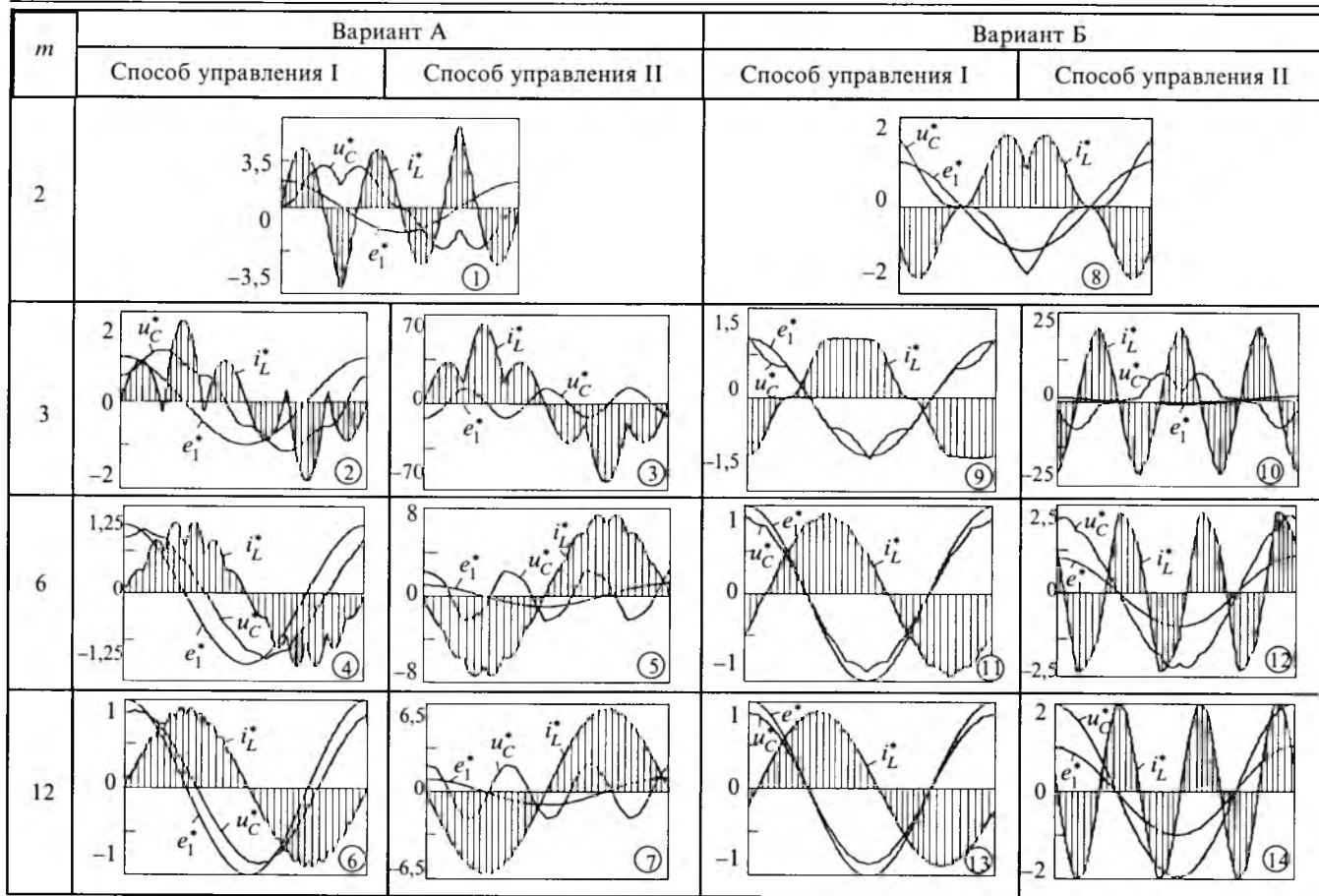


Рис.3.

В *переходном* режиме ($q < \infty$) решение разностного уравнения (4) находим с помощью z -преобразования: $z[A(z) - A(0)] - D A(z) = \frac{z}{z-1} B$, где $A(0)$ – начальные значения постоянных интегрирования в момент включения ($q = 0$). После преобразований находим изображение $A(z)$, а затем оригинал

$$A(q) = \sum_{\mu=1}^2 \frac{z_{\mu} E + H}{2z_{\mu} - z_1 - z_2} \left[\left[A(0) + \frac{B}{z_{\mu} - 1} \right] z_{\mu}^q - \frac{B}{z_{\mu} - 1} \right] = \\ = \sum_{\mu=1}^2 \frac{z_{\mu} E + H}{2z_{\mu} - z_1 - z_2} \left[A(0) + \frac{B}{z_{\mu} - 1} \right] z_{\mu}^q + A(\infty), \quad (7)$$

где $H = \begin{vmatrix} -d_{22} & d_{12} \\ d_{21} & -d_{11} \end{vmatrix}$; $z_{1,2}$ – полюсы функции

$(zE - D)^{-1}$, т.е. корни характеристического уравнения $z^2 - (d_{11} + d_{22})z + d_{11}d_{22} - d_{12}d_{21} = 0$.

Анализ показал, что первое слагаемое в уравнении (7) зависит от времени (т.е. от порядкового номера интервала q) и постепенно затухает, после чего в цепи наступает квазиустановившийся режим, при котором, как показано в [14], постоян-

ные интегрирования не будут изменяться от интервала к интервалу. Начальные значения постоянных интегрирования определяются из исходных уравнений (2), (3) в результате подстановки в них $t = qT_u = 0$ и заданных на момент включения начальных значений переменных состояния:

$$A(0) = \frac{1}{P_1 - P_2} \left[\begin{bmatrix} \bar{u}_C^*(0) - 1 \\ \bar{u}_{C_{Bm}}^* \end{bmatrix} P_2 - \begin{bmatrix} \bar{i}_L^*(0) - j \\ \bar{u}_{C_{Bm}}^* \end{bmatrix} \right] \begin{bmatrix} -\omega_1 \\ \omega_1 \end{bmatrix}.$$

Как видим, начальные значения постоянных интегрирования **не зависят** от варианта схемы и способа управления ключами. После подстановки найденных постоянных интегрирования в (2) или (3) и перехода от пространственных векторов к мгновенным значениям определяются искомые переменные состояния на входе и выходе коммутатора и любого интервала работы ключей (в переходном либо квазиустановившемся режимах).

При практическом использовании многофазных электрических цепей с коммутатором весьма важным является анализ *несинусоидальности напряжений* (токов), неизбежно появляющейся при коммутации ключей и конечном значении числа фаз источника. Кривые напряжений (то-

ков), описываемые уравнениями (2), (3), в общем случае не являются периодическими функциями, поэтому традиционный метод гармонического анализа с использованием рядов Фурье не может быть при этом использован и необходимо перейти к вращающимся системам координат. Представим в (2) ток (схема А) и напряжение (схема Б) во вращающейся с угловой частотой источником питания системе координат, умножив на $e^{-j\omega_1 t}$:

$$\bar{f}_\omega(t) = g_{C,L}(t - qT_u) \bar{u}_{C_{Bm}}^*, \quad t \in [qT_u, (q+1)T_u], \quad (8)$$

а напряжение (схема А) и ток (схема Б) – во вращающейся с угловой частотой основной гармоники напряжения (тока) на выходе коммутатора, умножив на $e^{-j(\omega_1 \mp \Omega)t^*}$ (знак * вверху здесь и в последующих формулах соответствует I способу управления, внизу – II)

$$\bar{f}_\omega(t) = g_{C,L}(t - qT_u) \bar{u}_{C_{Bm}}^* e^{\pm j\Omega(t - qT_u)}, \quad t \in [qT_u, (q+1)T_u]. \quad (9)$$

Выражения (8), (9) являются периодическими функциями времени с периодом, равным длительности интервала T_u . Комплексный ряд Фурье для периодических функций

$$\bar{f}_\omega(t) = \sum_{s=-\infty}^{+\infty} \bar{f}_k e^{j(2\pi/T_u)st} = \sum_{s=-\infty}^{+\infty} \bar{f}_k e^{jms\Omega t}$$

состоит из бесконечного числа гармоник с комплексными амплитудами \bar{f}_k . Для представления (8), (9) в виде ряда в стационарной системе координат необходимо умножить данные выражения на $e^{j\omega_1 t}$ и $e^{j(\omega_1 \mp \Omega)t^*}$ соответственно. В результате получим:

$$\bar{f}(t) = \sum_{s=-\infty}^{+\infty} \bar{f}_k e^{j(\omega_1 + k\Omega)t}, \quad (10)$$

где $k = ms$ – для переменных состояния на входе и $k = ms \mp 1$ – для переменных состояния на выходе коммутатора.

Это значит, что частотный спектр гармоник на входе коммутатора **не зависит** от способа управления ключами, а на выходе – **зависит**. Относительные значения (кратности) комбинационных частот на входе коммутатора определяются по выражению $n_{1(s)} = [\omega_1 + ms\Omega]/\omega_1$, а на выходе – $n_{2(s)} = [\omega_1 + (ms \mp 1)\Omega]/\omega_1$. Значение $s=0$ соответствует угловым частотам основных гармоник на входе (ω_1) и выходе ($\omega_1 \mp \Omega$ при $m \geq 3$, $\omega_1 - \Omega$ при $m=2$) коммутатора. Амплитуды гармоник определяются из выражения

$$\bar{f}_k = \bar{u}_{C_{Bm}}^* \frac{1}{T_u} \int_0^{T_u} g_{C,L}(\tau) e^{-jk\Omega\tau} d\tau, \quad \tau \in [0, T_u],$$

при этом согласно (3) для напряжения и тока

$$g_C(\tau) = A_1(\infty) e^{(p_1 - j\omega_1)\tau} + A_2(\infty) e^{(p_2 - j\omega_1)\tau} + 1,$$

$$g_L(\tau) = \frac{p_1}{\omega_1} A_1(\infty) e^{(p_1 - j\omega_1)\tau} + \frac{p_2}{\omega_1} A_2(\infty) e^{(p_2 - j\omega_1)\tau} + j.$$

Выполнив интегрирование с учетом (5), (6), получим окончательные выражения для определения амплитуд гармоник напряжения емкости $\bar{u}_{C(s)}^*$ (тока индуктивности $\bar{i}_{L(s)}^*$) как на входе, так и на выходе коммутатора:

$$\begin{aligned} \bar{u}_{C(s)}^* = & \left\{ A_1 \frac{\operatorname{sh}[(p_1 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m]}{(p_1 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m} \times \right. \\ & \times e^{(p_1 - j\omega_1)T_u/2} + A_2 \frac{\operatorname{sh}[(p_2 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m]}{(p_2 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m} \times \\ & \times e^{(p_2 - j\omega_1)T_u/2} + \left. \frac{\sin(k\pi/m)}{k\pi/m} \right\} \bar{u}_{C_{Bm}}^* e^{-jk\pi/m}, \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \bar{i}_{L(s)}^* = & \left\{ A_1 \frac{p_1}{\omega_1} \frac{\operatorname{sh}[(p_1 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m]}{(p_1 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m} \times \right. \\ & \times e^{(p_1 - j\omega_1)T_u/2} + A_2 \frac{p_2}{\omega_1} \frac{\operatorname{sh}[(p_2 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m]}{(p_2 - j\omega_1)T_u/2 - jk\pi/m} \times \\ & \times e^{(p_2 - j\omega_1)T_u/2} + \left. j \frac{\sin(k\pi/m)}{k\pi/m} \right\} \bar{u}_{C_{Bm}}^* e^{-jk\pi/m}. \end{aligned} \quad (12)$$

Расчеты уровней основной ($s=0$) и четырех ближайших к ней гармоник напряжения емкости ($s = \pm 1, \pm 2$) приведены в таблице (параметры цепи соответствуют данным для рис.3). С увеличением числа фаз источника, а также дискретной переменной $|s|$ уровни гармоник падают. Аналитические решения (2), (3) с учетом (5), (6) позволяют получить в замкнутом виде выражения для **действующих значений напряжения U_C^* и тока I_L^*** . В общем случае действующее значение F кусочно-непрерывной функции $f(t)$ (как периодической, так и непериодической) определяется путем суммирования частичных интегралов по всем интервалам непрерывности этой функции [7]:

$$\begin{aligned} F = & \sqrt{\frac{1}{T_u} \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{q=0}^{N-1} \int_{qT_u}^{(q+1)T_u} f^2(t) dt} = \\ = & \sqrt{\frac{1}{2T_u} \int_0^{T_u} \bar{f}(t) \bar{f}^*(t) dt}, \end{aligned}$$

где $\bar{f}(t)$ – функция, комплексно сопряженная с $\bar{f}(t)$.

С учетом выражений (2), (3), (5), (6) получим:

$$U_C^* = \left| \bar{u}_{C_{Bm}}^* \right| \left| \frac{1}{2} + \frac{|A_1|^2 + |A_2|^2}{2T_u(p_1 + p_2)} \left[e^{(p_1 + p_2)T_u} - 1 \right] + \frac{1}{T_u} \operatorname{Re} \left\{ \frac{A_1^* A_2}{2p_1} (e^{2p_1 T_u} - 1) + A_1 \frac{e^{(p_1 - j\omega_1)T_u} - 1}{p_1 - j\omega_1} + A_2 \frac{e^{(p_2 - j\omega_1)T_u} - 1}{p_2 - j\omega_1} \right\} \right|$$

$$I_L^* = \left| \bar{u}_{C_{Bm}}^* \right| \left| \frac{1}{2} + \frac{1}{2\omega_1^2 T_u} \frac{|p_1 A_1|^2 + |p_2 A_2|^2}{p_1 + p_2} \left[e^{(p_1 + p_2)T_u} - 1 \right] + \frac{1}{\omega_1^2 T_u} \operatorname{Re} \left\{ \frac{1}{2} p_1 A_1^* A_2 (e^{2p_1 T_u} - 1) - j\omega_1 \left[p_1 A_1 \frac{e^{(p_1 - j\omega_1)T_u} - 1}{p_1 - j\omega_1} + p_2 A_2 \frac{e^{(p_2 - j\omega_1)T_u} - 1}{p_2 - j\omega_1} \right] \right\} \right|$$

Выводы

Электромагнитные процессы в многофазных

электрических цепях с последовательными RLC -контурами и коммутаторами существенно зависят от:

- числа фаз источника напряжения;
- параметров контуров (резонансная частота и добротность);
- параметров коммутаторов (частота и фаза импульсов управления ключами, а также способ управления ими для $m \geq 3$).

Список литературы

1. Ковалев В.Н., Ковалев Ф.И. Преобразование Лапласа для цепей с периодическим коммутатором // Электричество. 1980. № 2.
2. Розенберг Б.М. Исследование переходных процессов в электрических цепях с циклическим коммутатором прямыми операционными методами // Электричество. 1981. № 2.
3. Булгаков А.А. Основы динамики управляемых вентильных систем. М.: Изд-во АН СССР, 1963.
4. Федий В.С., Соболев В.Н. Электромагнитные процессы в последовательном RLC -контуре с коммутатором в цепи емкости (индуктивности) // Электричество. 1996. № 9.
5. Федий В.С., Соболев В.Н. Гармонический состав и действующие значения напряжений (токов) в последовательном RLC -контуре с реверсивным коммутатором // Электричество. 2000. № 9.
6. Федий В.С., Соболев В.Н. Гармонический анализ напряжений (токов) в последовательном RLC -контуре с реверсивным коммутатором // Техн. электродинамика. 1999. № 5.
7. Шидловский А.К., Федий В.С. Частотно-регулируемые источники реактивной мощности. Киев: Наукова думка, 1980.
8. Федий В.С. Моногармонические активные фильтры на основе LC -контура с реверсивным коммутатором в цепи конденсатора // Техн. электродинамика. 1995. № 5.
9. Баев А.В., Волков Ю.К., Долинин В.П. и др. Вентильные преобразователи с конденсаторами в силовых цепях. М.: Энергия, 1969.

m	s	Вариант А				Вариант Б			
		Способ I		Способ II		Способ I		Способ II	
		$n_{2(s)}$	$U_{C(s)}, \%$	$n_{2(s)}$	$U_{C(s)}, \%$	$n_{1(s)}$	$U_{C(s)}, \%$	$n_{1(s)}$	$U_{C(s)}, \%$
2	-2	-9	6,68			-7	2,51		
	-1	-5	29,45			-3	38,97		
	0	-1	155,70			1	98,63		
	1	3	7,87			5	5,72		
	2	7	6,71			9	1,43		
3	-2	-13	0,75	-9	38,56	-11	1,64	-11	34,99
	-1	-7	4,15	-3	991,46	-5	10,01	-5	214,14
	0	-1	107,62	3	1273,37	1	83,30	1	645,73
	1	5	11,22	9	41,66	7	4,39	7	93,92
	2	11	0,48	15	13,99	13	1,15	13	24,67
6	-2	-25	0,13	-21	2,94	-23	0,34	-23	0,96
	-1	-13	0,25	-9	17,95	-11	1,55	-11	4,36
	0	-1	89,59	3	227,53	1	85,15	1	214,38
	1	11	2,14	15	5,20	13	1,09	13	3,07
	2	23	0,35	27	1,63	25	0,29	25	0,81
12	-2	-49	0,06	-45	0,59	-47	0,08	-47	0,18
	-1	-25	0,18	-21	2,81	-23	0,33	-23	0,78
	0	-1	86,95	3	199,06	1	85,94	1	196,65
	1	23	0,42	27	1,55	25	0,28	25	0,66
	2	47	0,09	51	0,44	49	0,07	49	0,17

10. Шидловский А.К., Федий В.С. Принципы построения управляемых вентильных фильтров с частотным преобразованием фильтруемой гармоники напряжения//Тез. докл. Третьего Всесоюзного научн.-техн. совещания. "Проблемы электромагнитной совместимости силовых полупроводниковых преобразователей". Ч.І. Таллинн, 1986.

11. Шидловский А.К., Федий В.С. Принципы построения силовых вентильных фильтров напряжения обратной последовательности//Тез. докл. Второго межведомственного научн.-техн. совещания. "Проблемы электромагнитной совместимости силовых полупроводниковых преобразователей". Ч.І. Таллинн, 1982.

12. Чехет Э.М., Мордач В.П., Соболев В.Н. Непосредственные преобразователи частоты для электропривода. Киев: Наукова думка, 1988.

13. Ковач К.П., Рац И. Переходные процессы в машинах переменного тока. М.: Л.: Госэнергоиздат, 1963.

14. Наместник С.Г. Особенности переходных процессов

в последовательном RLC-контуре с реверсивным коммутатором // Техн. электродинамика. Тем. вип. "Проблеми сучасної електротехніки". Ч.ІІ. 2000.

Федий Всеволод Савельевич – ведущий научный сотрудник Института электродинамики НАН Украины. Окончил электротехнический факультет Киевского политехнического института в 1958 г. В 1987 г. защитил докторскую диссертацию по теме "Вентильные устройства частотного преобразования составляющих полной мощности".

Соболев Владимир Николаевич – старший научный сотрудник Института электродинамики НАН Украины. Окончил Техническую высшую школу г. Ильменау (Германия). В 1986 г. в Институте электродинамики АН УССР защитил кандидатскую диссертацию по теме "Транзисторные непосредственные преобразователи частоты для электропривода".

ИЗОЛЯЦИОННАЯ ТЕХНИКА

Обеспечение равномерности нанесения покрытия на движущуюся полимерную пленку

САВАЛЫК Н.А.

Анализируются процессы нанесения покрытий из тугоплавких материалов в электронно-лучевых испарительных установках на движущиеся полимерные пленки. Разработана модель тепломассопереноса испаряемого материала на подвижную основу, на основе которой выявляются факторы, влияющие на равномерность толщины наносимого на пленку покрытия.

Использование электронно-лучевого испарения в вакууме с последующей конденсацией на подложке можно считать наиболее целесообразным и перспективным методом получения покрытий из тугоплавких материалов. Главными достоинствами этого метода являются: поверхностный нагрев, локальность и высокая плотность энергии, возможность интенсивно испарять тугоплавкие материалы, простота управления процессом испарения. Перспективным является нанесение покрытий двуокиси кремния на рулонные материалы. Задачи, которые приходится решать в этих случаях, являются общими для большинства процессов нанесения покрытий и в то же время наиболее трудоемкими.

На основе проведенного анализа методов нанесения покрытий для получения оптических покрытий двуокиси кремния на рулонные полимерные материалы рекомендуется метод термического испарения двуокиси кремния в вакууме электронным лучом, который реализуется на

In article processes of plotting of refractory materials covers on rolled polymeric film in electron-beam installations are analyzed. The mathematical model determining process of condensation of an evaporated material on a mobile basis is developed. By this model the factors influencing on uniformity of covers thickness are discovered.

электронно-лучевых испарительных установках [1]. Исследования оптических характеристик пленок двуокиси кремния подтверждают возможность получения методом термического испарения электронным лучом в вакууме покрытий, в основном отвечающих предъявляемым требованиям. Использование электронно-лучевых установок обеспечивает высокие скорости осаждения, составляющие десятки ангстрем в секунду, что очень важно для нанесения покрытий на рулонные материалы.

Процесс нанесения покрытий в вакууме требует изучения механизмов массопереноса, выявления факторов, влияющих на параметры покрытий, геометрию испарительного блока и организацию внутрекамерной оснастки. На основе предварительных разработок в НПП "Элевак-Т" была создана опытно-промышленная установка с электронно-лучевым испарителем, позволяющая наносить покрытия на рулонные материалы до 600 мм шириной либо на подложки

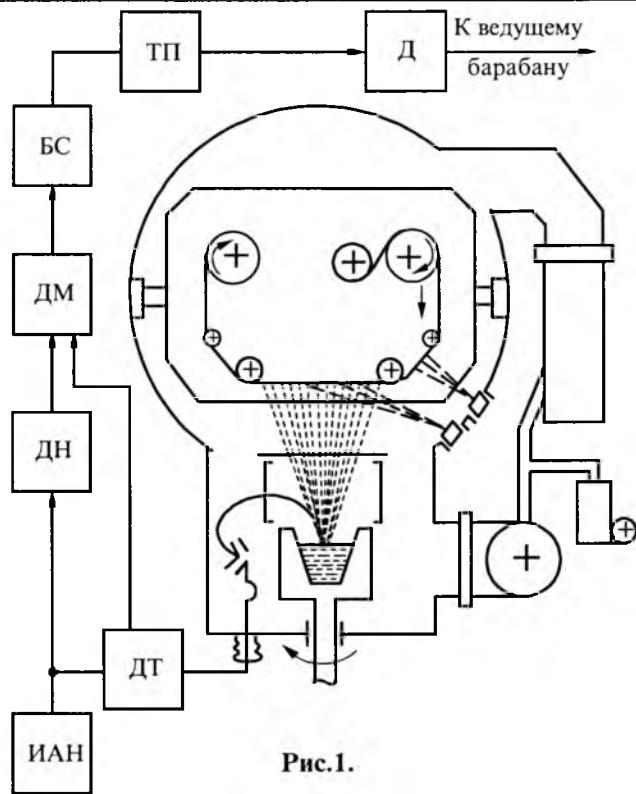


Рис.1.

размером до 300×500 мм². Ее можно рассматривать в качестве типовой при исследовании процессов нанесения покрытий на движущиеся полимерные подложки. Функциональная схема установки приведена на рис.1. Установка (рис.1) оснащена электронно-лучевым испарителем блочного типа мощностью 63 кВт, с разворотом электронного пучка на 270°. Испаритель имеет медный водоохлаждаемый вращающийся тигель диаметром 150 мм. Откачная вакуумная система обеспечивает высокоскоростную откачку технологической камеры и включает в себя два агрегата АВР-160, диффузионный насос Н630/18000, затворы, клапаны. Для дифференциальной откачки объема электронно-лучевой пушки служит турбомолекулярный насос ТМН-500. В технологическую камеру встроены два протяженных ионно-лучевых источника, с помощью которых можно проводить предварительную обработку подложек (очистка или модификация поверхности), а также использовать их в качестве "ассистентов" при реактивном напылении. Для проведения реактивного процесса установка снабжена натекателем газа. Испарительная система обеспечивает скорости осаждения для окислов около 0,15 мкм/с, а для металлов в зависимости от испаряемого материала – в пределах 0,3–1 мкм/с.

Устройство для перемотки пленки (рис.2) рассчитано на ширину материала до 600 мм, хотя

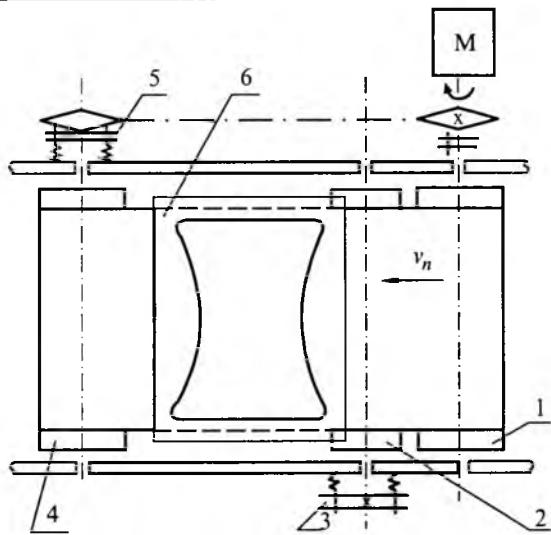


Рис.2.

при эффективном использовании пара достаточно равномерное покрытие обеспечивается на ширине 470–500 мм. Особенностью кинематической схемы перемоточного устройства является использование однодвигательного привода с разветвленной кинематической схемой. Ведущий барабан 1 вращается с постоянной в процессе нанесения покрытия скоростью. Подтормаживание подающего барабана 2 с пленкой производится с помощью фрикционной муфты 3, а натяжение пленки с нанесенным покрытием на приемном барабане 4 осуществляется путем его вращения через фрикционную муфту 5, обеспечивающую "подстройку" частоты вращения приемного барабана при увеличении диаметра рулона наматываемой пленки к постоянной скорости движения пленки. Скорость перемотки пленки в соответствии с требованиями технологического процесса изменяют в пределах 0,1–2,0 м/мин, хотя диапазон регулирования скорости использованного привода значительно превышает указанные пределы. В перемоточном устройстве применен комплектный нереверсивный электропривод постоянного тока типа ЭПУ2-1-М с диапазоном регулирования частоты вращения 1000. Тиристорный нереверсивный однофазный преобразователь П обеспечивает регулирование напряжения на двигателе М2 постоянного тока типа 2 ПБ – 100 МГ, мощностью 0,85 кВт и частотой вращения 2360 об/мин при напряжении 110 В.

Функционирование установки рис.1 обеспечивается подачей на электронную пушку ЭП напряжения накала от источника ИАН и анодного напряжения от источника ИАН, подключенного к электронной пушке через датчик тока ДТ.

К выходу источника ИАН подключен датчик напряжения ДН. Выходы датчиков тока ДТ и напряжения ДН соединены с входами датчика мощности ДМ поступающей на электронную пушку. Особенностью рассматриваемой системы является возможность регулирования скорости перемотки пленки при изменении мощности, поступающей на электронную пушку. Связь мощности, поступающей на электронную пушку, и скорости перемотки пленки обеспечивается путем подключения входа задания тиристорного преобразователя ТП к выходу датчика мощности ДМ через блок связи БС.

Как показывает анализ, при нанесении покрытий на широкие и протяженные подложки для выбранной схемы установки можно выделить два основных фактора, влияющих на равномерность толщины наносимого покрытия. Фактор, влияющий на поперечную неравномерность толщины покрытия, обусловлен неравномерностью распределения потока пара в зоне испарения.

Неравномерность толщины покрытия в продольном направлении (вдоль движения подложки, на которую наносится покрытие), вызвана нестабильностью во времени процесса испарения материала. Причем основной причиной указанной выше нестабильности являются кратковременные отключения электронной пушки, которые обусловлены пробоем межэлектродного промежутка в системе формирования электронного пучка. Несмотря на то, что эти отключения носят кратковременный характер (0,5–1,5 с), они могут оказывать существенное влияние на продольную неравномерность толщины покрытия. Полностью исключить технологические пробои электронной пушки практически не удается.

Задача получения равномерного покрытия поперек подложки решается путем установки специальных профильных экранов, соответствующим образом ограничивающих поток пара к подложке (б на рис.2). Выбор рациональной геометрии профиля экранов требует точных знаний эпюры распределения потока пара от испарителя к подложке, т.е. модели процесса испарения. Трудности получения модели процесса испарения связаны с тем, что эпюры распределения потока пара различны для материалов с различными теплофизическими свойствами, зависят от конструкции испарительного тигельного устройства и настила плотности мощности электронного пучка.

Учитывая, что процесс испарения тугоплавких окислов проводится при относительно не-

большой зоне интенсивного испарения с высокой температурой перегрева, размеры зоны испарения можно считать пренебрежимо малыми по сравнению с габаритами подложки и расстоянием между тиглем и поверхностью конденсации. При этих условиях должен быть справедлив косинусоидальный закон распределения молекулярного потока, полученный Кнудсеном для изотермической оболочки с бесконечно малым отверстием и бесконечно тонкими стенками, который определяется выражением [2]

$$dm/ds = (k \cos \varphi \cos \theta) / r^2, \quad (1)$$

где dm – приращение массы вещества, осажденного на элементарную произвольно ориентированную площадку площадью ds ; r – радиус-вектор от центра испарителя до данной точки; φ – угол между осью z и радиусом-вектором r ; θ – угол между радиусом-вектором r и нормалью к площадке ds .

Однако на практике для электронно-лучевых испарительных систем эпюра распределения потока пара оказывается существенно более крутой по сравнению с расчетной, полученной по выражению (1). При этом крутизна эпюры, зависит от испаряемого материала и плотности энергии в фокальном пятне. С учетом этого для данных условий было предложено использовать в выражении (1) $\cos \varphi$ в степени n

$$dm/ds = (k \cos^n \varphi \cos \theta) / r^2. \quad (2)$$

Коэффициент k может быть определен путем расчета массы испарившегося вещества M . Для удобства расчет проводят применительно к подложке сферической формы, что соответствует $\cos \theta = 1$. В этом случае

$$M = (k/r^2) \int_s \cos^n \varphi ds, \quad (3)$$

где s – площадь верхней полусферы (см. рис.2),

$$ds = 2 \pi r \sin \varphi d\varphi. \quad (4)$$

Подставляя (4) в (3) и интегрируя по φ , получаем

$$M = (k/r^2) 2\pi r^2 \int_0^{\pi/2} \cos^n \varphi \sin \varphi d\varphi = 2\pi k/(n+1).$$

Следовательно,

$$k = M(n+1) / (2\pi). \quad (5)$$

Для случая теоретического косинусоидального распределения, т.е. при $n = 1$, $k = M / \pi$.

Таким образом, реальное распределение плотности молекулярного потока определяется выражением

$$dm / ds = [M(n + 1) \cos^n \phi \cos \theta] / (2 \pi r^2). \quad (6)$$

Поделив обе части уравнения (6) на плотность испаряемого материала ρ , получим выражение для толщины покрытия в произвольной точке подложки

$$\delta = [M(n + 1) \cos^n \phi \cos \theta] / (2\pi \rho r^2). \quad (7)$$

Разделив обе части (7) на время t , получим выражение для скорости конденсации в любой произвольной точке подложки

$$v_o = [M(n + 1) \cos^n \phi \cos \theta] / (2\pi \rho t r^2). \quad (8)$$

Учитывая, что $M / t = Q$ – массовая скорость испарения, а максимальная скорость конденсации достигается при $\phi = 0$, получаем выражение для максимальной скорости конденсации на плоскую подложку, расположенную параллельно поверхности испарителя:

$$v_{\max} = Q(n + 1) / (2\pi \rho H^2), \quad (9)$$

где H – расстояние от центра испарения до подложки.

Как следует из (9), показатель степени n может быть определен экспериментально путем взвешивания материала в тигле до и после процесса испарения и расчета массовой скорости Q и скорости конденсации v_o . Однако, как показывают исследования [2], точность данного метода недостаточна для практики. Поэтому для уточнения модели массопереноса были проведены экспериментальные исследования процесса испарения на рассматриваемой опытно-промышленной электронно-лучевой установке, в результате которых получено среднее значение показателя степени $n = 8,28$. Выражения (7) и (9) при подстановке в них найденного значения n позволяют рассчитать профиль экрана (б на рис.2), устанавливаемого между испарителем и движущейся пленкой.

Экраны ограничивают поток поступающего к подложке пара и за счет этого обеспечивают требуемую равномерность толщины покрытия в поперечном направлении движущейся подложки. Равномерность толщины покрытия вдоль направления движения должна обеспечиваться при сохранении постоянства отношения плотности потока пара к скорости движения подложки. При нанесении покрытия на рулонные пленочные материалы необходимо непрерывно перемещать изделие (пленку) через зону испарения, что требует рассмотрения влияния параметров движения пленки на толщину наносимого покрытия.

Равномерность толщины покрытия по длине движущейся пленки будет зависеть от стабиль-

ности во времени скорости осаждения v_o материала и скорости v_p движения пленки. В свою очередь, на скорость v_o осаждения материала оказывает влияние концентрация его паров в зоне испарения, определяемая мощностью P_3 электронного луча. Можно предположить, что стабилизация мощности электронного луча, т.е. $P_3 = \text{const}$, и скорости перемещения пленки, т.е. $v_p = \text{const}$, обеспечит равномерность по длине наносимого покрытия. Однако, как показывает анализ работы электронно-лучевых установок [2], выполнить условие $P_3 = \text{const}$ в течение длительного времени не удается. Колебания мощности P_3 особенно существенны в переходных режимах пуска установки и при пробоях электронной пушки, когда мощность падает до нуля. Очевидно, что колебания мощности P_3 в процессе нанесения покрытия на движущуюся поверхность приведут к изменению толщины покрытия.

Для повышения равномерности покрытия по длине движущейся пленки была предложена система автоматического регулирования скорости перемотки пленки, функциональная схема которой приведена на рис.1. Электронный луч, попадая на мишень, испаряет ее и приводит к образованию молекулярного потока с объемной плотностью ρ , которая определяет скорость v_o осаждения материала на движущуюся пленку. Концентрация паров в зоне испарения и, следовательно, скорость осаждения v_o зависят не только от мощности P_3 электронного луча. На нее оказывают влияние ток накала катода, рассеяние луча, нестабильность условий испарения и т.д. Поэтому для получения равномерного покрытия желательно контролировать скорость осаждения v_o , а не мощность электронного луча. Однако в настоящее время отсутствуют датчики, позволяющие непосредственно измерять концентрацию паров в зоне испарения. В связи с этим предложено для контроля скорости v_o использовать мощность P_3 электронного луча, которая в предлагаемой системе выделяется с помощью датчика мощности ДМ. В стационарных условиях процесса испарения материала можно считать, что скорость осаждения v_o однозначно связана с мощностью электронного луча.

Для исследования влияния параметров системы рис.1 на толщину наносимого на движущуюся пленку покрытия была разработана математическая модель, определяющая процесс испарения и движения пленки. Рассматриваемая система является существенно нелинейной и ее целесообразно представлять в виде структурной схемы (рис.3). Процесс конденсации испаряемо-

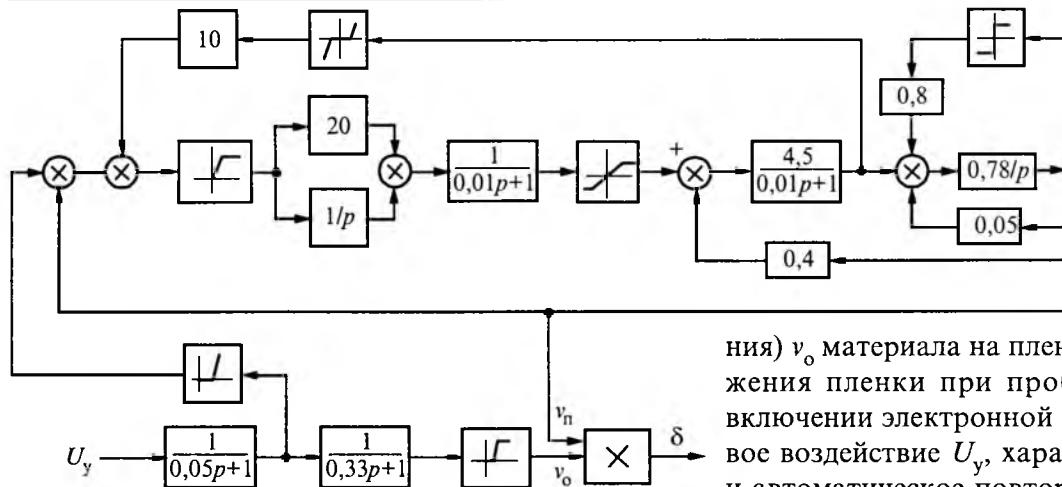


Рис.3.

го материала на пленку определяется в модели рис.3 рассмотренными выше уравнениями мас-сопреноса, перемоточное устройство представлено в виде структурной схемы типового комплектного привода постоянного тока, а источники питания электронной пушки представлены инерционными звенями первого порядка [3]. Блок связи БС, как показали исследования, целесообразно выполнять в виде нелинейного звена с характеристикой типа "зоны нечувствительности".

Аналитическое решение существенно нелинейной системы рис.3 не представляется возможным поэтому для ее исследования был использован метод цифрового моделирования на ПЭВМ. Для моделирования использовалась прикладная программа Simulink, входящая в пакет MATLAB. Пакет программ Simulink предназначен для исследования линейных и нелинейных систем автоматического управления, представленных в виде структурных схем и содержит большой набор типовых линейных, нелинейных и дискретных элементов. Цифровая модель в терминах Simulink представляется в виде элементов, аналогичных элементам структурной схемы, поэтому здесь не приводится. На разработанной модели можно проводить анализ и синтез системы управления процессом нанесения покрытий на движущуюся подложку при варьировании параметров в широких пределах и при различных по форме и значениям задающих и возмущающих воздействиях.

Результаты исследования системы рис.3 удобно представлять в виде переходных функций, характеризующих изменение выходных величин во времени при ступенчатом изменении воздействия. По переходным функциям определяются основные показатели регулирования.

На рис. 4 приведены временные диаграммы изменения во времени (переходные функции) удельной толщины δ наносимого покрытия, скорости испарения (осажде-

ния) v_o материала на пленке и скорости v_n движения пленки при пробое и последующем включении электронной пушки, а также типовое воздействие U_y , характеризующее пробой и автоматическое повторное включение электронной пушки. В процессе исследования системы были получены переходные функции вида рис.4 при варьировании параметров в широких пределах. Установлено, что разработанная система устойчиво функционирует при изменении параметров в диапазоне, определяемом технической реализуемостью и обеспечивает повышение равномерности толщины наносимого покрытия при эксплуатационных пробоях электронной пушки.

В процессе исследования было установлено, что для оценки эффективности работы системы регулирования скорости перемотки пленки, целесообразно использовать не только временные диаграммы изменения толщины покрытия δ , но и фазовые траектории $\delta(t)$, представляющие собой зависимости толщины покрытия от прошедшего пленкой расстояния. На рис.5 приведена фазовая траектория, соответствующая временным диаграммам на рис.4. Как следует из анализа зависимостей, приведенных на рис.4 и 5, система управления скоростью перемотки пленки существенно уменьшает участок пленки, на который в процессе пробоя электронной пушки

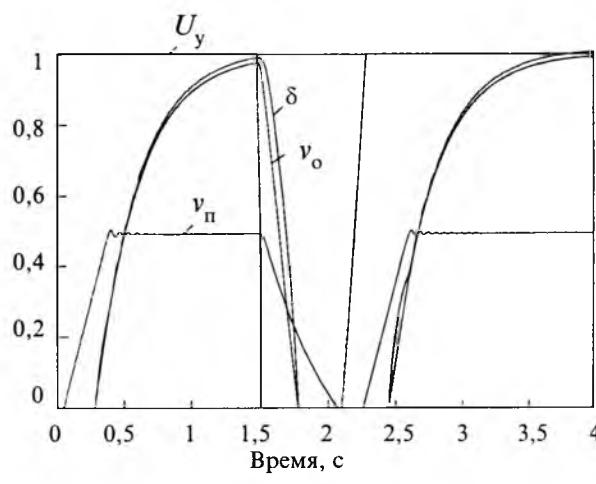


Рис.4.

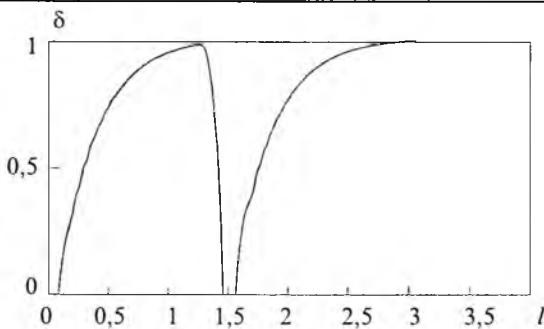


Рис.5.

ки не наносится покрытие. Для параметров процесса, при которых проводились исследования, система регулирования скорости перемотки пленки обеспечивает уменьшение длины участка, на который не наносится покрытие, более чем в 10 раз (с 25 см при отсутствии регулирования скорости до 2,2 см при наличии системы регулирования скорости).

Для количественной оценки влияния технологических пробоев электронной пушки на равномерность толщины наносимого покрытия удобно использовать интегральный показатель, определяемый как отношение длины ненапыленного участка пленки к ширине зоны экспозиции, которая соответствует минимальной ширине окна в экране (b на рис.2). Параметры процесса нанесения покрытия на движущуюся пленку выбираются таким образом, чтобы пробои электронной пушки не приводили к браку, т.е. не оставляли на пленке ненапыленных или недостаточно напыленных участков. На практике это условие обеспечивается существенным снижением скорости перемотки пленки. Рассматриваемый процесс характеризовался следующими параметрами: скорость движения пленки $v_p = 1,32$ м/мин; ширина зоны конденсации $l_k = 400$ мм; время экспозиции (время прохождения пленкой зоны конденсации) $t_s = 18,2$ с; длина ненапыленного участка при постоянной скорости перемотки $l_{h1} = 250$ мм; длина ненапыленного участка при регулировании скорости перемотки $l_{h2} = 22$ мм. Для выбранных параметров процесса нанесения покрытия диоксида кремния относительное уменьшение толщины покрытия при постоянной скорости перемотки пленки составляет $l_{h1} / l_k = 250 / 400 = 0,6$, т.е. 60%, а при регулировании скорости $l_{h2} / l_k = 22 / 400 = 0,055$, т.е. 5,5%. Следовательно, система регулирования скорости перемотки пленки при указанных параметрах процесса уменьшает неравномерность толщины на-

носимого покрытия в 10,9 раза. Это означает, что при допустимой неравномерности толщины покрытия, скорость перемотки пленки, т.е. производительность процесса, может быть увеличена более чем в несколько раз. Проведенные эксперименты подтверждают целесообразность использования в установках для нанесения покрытий на рулонные материалы системы регулирования скорости перемотки пленки.

Выводы

1. Целесообразно до минимума уменьшить время восстановления анодного напряжения на электронной пушке после пробоя.

2. Система регулирования скорости перемотки пленки обеспечивает значительное повышение равномерности толщины наносимого покрытия, что позволяет увеличить скорость перемотки пленки при сохранении требуемой для практики равномерности.

3. Процессы испарения и конденсации материала на подложке протекают быстрее изменения скорости привода перемотки пленки, что является основной причиной, препятствующей исключению участков пленки с меньшей толщиной покрытия. Для повышения равномерности толщины покрытия целесообразно использовать более быстродействующий привод перемотки.

4. Нереверсивный привод перемотки пленки не обеспечивает требуемого быстродействия и качества регулирования, что не позволяет полностью устранить неравномерность толщины наносимого покрытия при пробоях электронной пушки. Для рассматриваемого класса установок целесообразно использовать реверсивный привод ведущего барабана и двух- или трехдвигательную кинематическую схему перематывающего устройства.

Список литературы

- Пленочная микроэлектроника/Под общ. ред. Л. Холлэнда. М.: Мир, 1968.
- Шиллер Э., Гайзиг У., Панцер З. Электронно-лучевая технология. М.: Энергия, 1980.
- Электротехнический справочник. Т. 3, кн. 2. Использование электрической энергии /Под общ. ред. И.Н. Орлова и др. М.: Энергоатомиздат, 1988.

Савалык Николай Антонович – главный конструктор систем автоматизированного управления АОЗТ НПК ВНИИЭТо «ЭЛТА». Окончил физический факультет Самаркандского государственного университета по специальности физика в 1980 г. В 1991 г. окончил аспирантуру ВНИИЭТо, готовит к защите диссертацию.

ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ

Некоторые аспекты разработки новых конструктивных исполнений щеток электрических машин

ДЕРБЕНЕВ В.А., СТЕПАНОВ В.П., БОРОХА И.К.

Рассмотрены различные конструктивные варианты исполнения щеток электрических машин, типы соединительных накладок, их преимущества и недостатки, различные способы соединения токоведущих проводов с клеммными наконечниками. Представлен аналог систем, встраиваемых в щетки для приятия им функций самоконтроля при их износе до предельного состояния.

Вторая половина прошлого столетия ознаменовалась необычайно бурным развитием инженерной мысли практически во всех областях науки и техники. Так, в области электромашиностроения, если говорить о двигателях и генераторах постоянного тока, это развитие материализовалось в создании многочисленных серий электрических машин, подавляющее большинство из которых отличалось от своих предшественников более напряженными условиями работы щеточно-коллекторного узла. Это повышенные плотности тока в щетках, высокие окружные и угловые скорости вращения коллекторов и контактных колец, это и предельно расширявшийся диапазон других воздействующих факторов: рабочих температур, ударных и вибрационных нагрузок. Вполне естественно, что перечисленные обстоятельства явились стимулом для разработки как новых марок материалов щеток, коллекторов и контактных колец, так и более совершенных их конструктивных исполнений.

Оставляя в стороне вопросы, касающиеся новых материалов, поскольку и их номенклатура, и их характеристики довольно широко освещались в публикациях предшествующих лет, остановимся лишь на описании некоторых конструкций.

Что касается коллекторов и контактных колец, то здесь мы не увидим каких-либо существенных усовершенствований и измененных форм. А вот в конструкциях щеток определенное новшество имело место.

Обратимся к рис.1. В первом ряду представлены разные варианты так называемых разрезных щеток, т.е. состоящих из 2, 3 и 4 частей, скрепленных единой накладкой. Идея примене-

Construcational design variants of brushes for electric machines have been considered as well as types of connecting plates, their advantages and disadvantages and various techniques of connecting terminals with electric wires. There is presented an analog of systems inserted into brushes for providing them with self-control functions at their utmost wear.

ния таких щеток вместо сплошных базировалась на соображении придать щеткам более высокую коммутирующую способность. В какой мере эта идея себя оправдала можно судить по ширине зоны безыскровой работы (рис.2). Как видно, разрезные щетки по сравнению со сплошными имеют определенное преимущество. Это обстоятельство предопределило их применение главным образом на электрических машинах с затрудненными условиями коммутации, т.е. на тяговых двигателях городского и железнодорожного транспорта, на двигателях и генераторах прокатных станов и т.п.

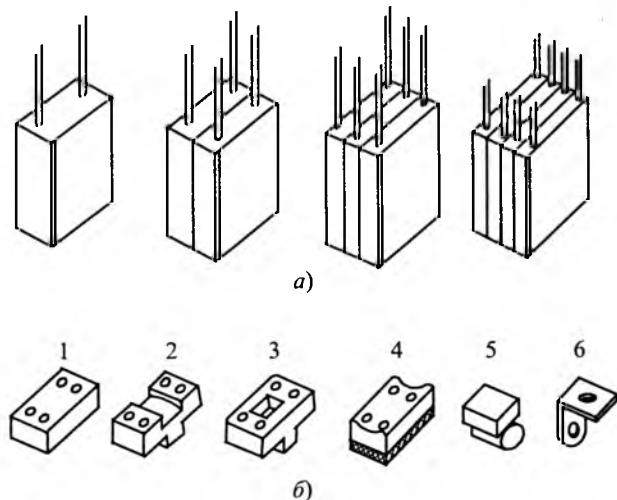


Рис.1. Виды конструкций щеток (а) и соединительных накладок (б):

а – слева направо – сплошная и разрезные (из 2, 3 и 4 частей) (соединительные накладки не показаны);
б – 1, 2, 3 – резиновые, штампованные; 4 – комбинированная (текстолит и резина); 5 – соединительная; 6 – металлическая

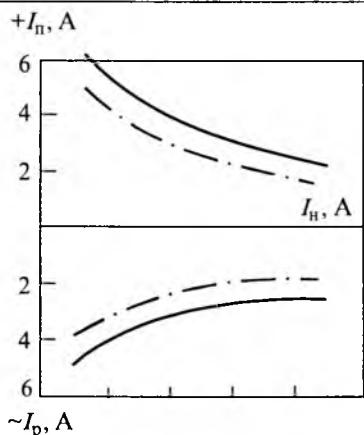


Рис.2. Зоны безыскровой коммутации:

— · · · · — для щеток сплошной конструкции;
— — — для щеток разрезной конструкции

Во втором ряду (рис.1,б) представлены накладки, используемые в конструкциях разрезных щеток. Эти накладки изготавливаются в основном из резины, которая выполняет функции амортизатора, демпфирующего горизонтальные и вертикальные составляющие вибрационных импульсов. Особое внимание в этом ряду заслуживают накладки для разрезных щеток, получившие название соединительных (5 на рис.1,б). За последнее время они находят все более широкое распространение в силу явного преимущества перед всеми другими типами. Во-первых, они более технологичны, поскольку изготавливаются методом выдавливания, а не индивидуальным прессованием, как остальные. Во-вторых, они прочно соединяют обе половины щеток, практически исключая их взаимное перемещение, и, наконец, главное – они не "цепляются" за токоведущие провода и не создают тепловой экран в месте заделки проводов в тело щетки.

В зарубежной практике находят применение штампованные резиновые и текстолитовые накладки как однослойные, так и двухслойные – комбинация резина с текстолитом (4 на рис.1,б). Прикрепляются они к щеткам с помощью клея. Однако с точки зрения технологичности изготовления и надежности работы щеток эти накладки в целом уступают соединительным.

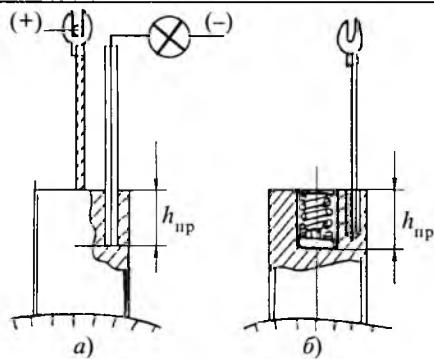
Исследованиями последних лет была показана принципиальная возможность в ряде случаев отказаться от применения разрезных щеток и всех типов накладок. Вполне естественно, что данное предложение никоим образом не должно негативно отражаться на работоспособности щеток. Кажущаяся на первый взгляд противоречивость требований и ожидаемых результатов нашла объяснение тем фактом, что в област-

ти машиностроения за последние годы стали активно внедряться противовибрационные устройства и материалы. В связи с этим существенно понизилась интенсивность воздействия ударных нагрузок на электрические машины и, главным образом, на их щеточно-коллекторные узлы, так что надобность в резиновых щеточных амортизирующих накладках перестала быть актуальной.

Здесь уместно упомянуть о результатах, полученных при испытании щеток с пазами (под нажимную пружину щеткодержателя), скошенными относительно их центральной оси. Сама по себе эта конструкция не нова, однако область применения таких щеток до последнего времени была ограничена в основном электрическими машинами с высокой окружной и угловой скоростью вращения. Это главным образом двигатели и генераторы, входящие в состав летательных аппаратов и автомобилей. Первые попытки применить щетки со скошенным пазом на реверсивных машинах – на тяговых двигателях электроподвижного состава – оказались весьма обнадеживающими: износостойчивость щеток неразрезной конструкции повысилась по отношению к щеткам обычным, разрезным с резиновым амортизатором, на 30–50%. Объяснение этому довольно простое. Дело в том, что на скошенной плоскости получается разложение силы нажимной пружины на две составляющие, одна из которых (вертикальная) осуществляет, как и должно быть, прижим щеток к коллектору, а другая (горизонтальная) прижимает щетку к обойме щеткодержателя, чем обеспечивается "противоборство" ее внешним вибрационным нагрузкам и повышение стабильности электрического скользящего контакта.

В настоящее время аналогичные испытания проводятся на тяговых двигателях и вспомогательных машинах метропоездов, троллейбусов и трамваев. На всех этих объектах зафиксирован положительный эффект.

Следующим моментом, на который следует обратить внимание – это приданье щеткам принципиально новых функций. Необходимость в данном мероприятии обусловлена тем, что на ряде промышленных объектов отсутствует система профилактических и плановых ремонтов электротехнического оборудования (бытовая электротехника, электроинструмент и др.), которое в силу этого "обречено" работать до появления отказа. Срок службы щеток на таких машинах не регламентируется, и момент наступления их критического износа прогнозировать



не представляется возможным, что сопряжено порой с неприятными последствиями: порча коллектора и щетки из-за интенсивного искрения, непредвиденная остановка в работе оборудования и др.

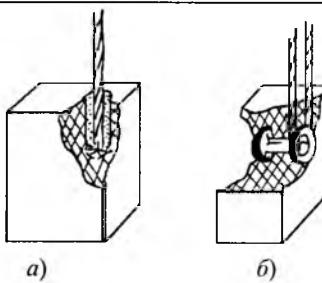
Выходом из подобной ситуации явилось решение придать щеткам функции самоконтроля. На рис.3 представлены два конструктивных варианта исполнения щеток. Вариант *а* является собой простейшую систему сигнализации (световую или звуковую), основанную на подаче электрического потенциала на изолированный провод в момент соприкосновения его с коллектором.

Вариант *б* предназначен для автоматического разрыва силовой цепи в момент износа щетки до критической отметки за счет вмонтированной внутри ее отключающей пружины.

Как показала практика эксплуатации, оба рассмотренных варианта являются весьма эффективными, хотя в подавляющем большинстве случаев предпочтение следует отдать варианту *а*, поскольку он проще в исполнении и обладает предупредительным эффектом. Вариант *б* целесообразно применять в необслуживаемых энергосистемах с наличием в схемах электропривода резервного оборудования, т.е. в момент отключения работающего агрегата из-за износа щетки автоматически должен включаться резервный.

Что касается токопроводящей щеточной арматуры (провод, метод крепления провода к щетке, клеммный наконечник), то здесь также имеются некоторые усовершенствования.

Так, в мировой практике все шире начинает использоваться так называемый плетеный токоведущий провод (в противовес обычному крашеному). Провод, изготовленный методом плетения обладает устойчивостью к расплетанию и разлохмачиванию в процессе сборочной операции при изготовлении щеток, а также во время



припайки его к наконечнику и др. Отечественной промышленностью, к сожалению, полномасштабный объем производства такого провода не освоен и данное решение в настоящее время рассматривается как перспективное.

Несколько слов о методах закрепления (заделки) провода в тело щетки и к клеммному наконечнику.

До недавнего времени заделка провода осуществлялась в основном двумя методами – развальцовкой и конопаткой (рис.4).

По электрофизическим характеристикам метод конопатки имеет преимущество, что существует из данных таблицы, однако развальцовка по сей день используется, хотя область распространения ее весьма ограничена. Это в основном электрические машины, подверженные в эксплуатации значительным динамическим нагрузкам. Развальцовка в данном случае обеспечивает надежное закрепление провода, в то время как в щетках с конопаткой нередко наблюдались случаи высыпания конопаточного порошка и выпадение провода с естественными нежелательными последствиями.

Исследованиями последних лет было показано, что качество заделки провода методом конопатки можно существенно повысить за счет выбора оптимального соотношения двух параметров: гранулометрического состава конопаточного порошка и его прессуемости. Параметры первого определяются размером гранул 0,14 мм в количестве не менее 75% общего объема используемого порошка, а параметром второго является прессуемость медных частиц порошка, которая должна быть ниже 25%.

Реализация данных мероприятий намного повысила надежность закрепления провода (уси-

Сечение токоведущего провода, мм^2	Переходное эл. сопротивление, МОм, не более	
	Метод конопатки	Метод развальцовки
2,0–3,2	3,0	10,0
4,0–6,0	2,5	10,0
8,0–16,0	1,25	10,0

лие вырывания провода в щетках крупных размеров обеспечивается на уровне 40–50 кг при существующих нормах 24 кг), что позволило говорить о возможности полной замены метода развалцовки методом конопатки.

Следующим шагом на пути совершенствования конструкции и технологии заделки провода явилось применение так называемого трехкомпозиционного состава конопаточного порошка – комбинации медного и оловянного порошков в смеси с небольшим количеством графита. В этом варианте оловянный порошок обеспечивает более высокую прессуемость, а графитовый, обволакивая гранулы меди и олова, создает препятствия для их окисления, позволяя увеличить срок сохраняемости, что является существенным для изделий, которые по условиям поставки должны удовлетворять требованиям по длительному хранению.

Относительно элемента соединения токоведущего провода с клеммным наконечником следует сказать, что в зарубежной практике начал широко распространяться метод контактной сварки, чем достигается весьма существенный экономический эффект, обусловленный отказом от применения оловянного припоя, а также снижением трудоемкости, на данной операции, и, что особенно важно, налицо реальная возможность перевести эту операцию в режим автоматической сборки.

Однако в нашей стране этот метод, к сожалению, не находит применение. Техническая инерция объясняется в данном случае отсутствием соответствующего оборудования и оснастки.

Завершая краткий обзор конструктивных и технологических работ, проводимых за последние годы в области щеточного скользящего контакта, следует отметить, что благодаря этим решениям узел токосъема в машинах постоянного и переменного тока перестал быть слабым звеном и, более того, он перешел в категорию наиболее надежных элементов.

Дербенев Валентин Антонович – кандидат техн. наук

ФГУП "НИИЭИ" (г. Электроугли Московской обл.).

Окончил химико-технологический факультет Калининского политехнического института в 1970 г. Защитил диссертацию по теме "Исследование процесса термоокислительного обжига электрощеточного материала на основе высокоплавкого пека" в 1979 г.

Степанов Владимир Петрович – кандидат техн. наук

ФГУП "НИИЭИ" (г. Электроугли, Московской обл.).

Окончил факультет "Электрический транспорт" МЭМИТ в 1954 г. Защитил диссертацию по теме "Обеспечение надежной работы узла токосъема синхронных компенсаторов с водородным охлаждением" в 1968 г.

Бороха Иван Карпович – сотрудник ФГУП "НИИЭИ" (г.

Электроугли Московской обл.). Окончил электротехнический факультет Львовского политехнического института в 1968 г.

Некоторые аспекты использования щеток в щетко-держателях с рулонными нажимными пружинами постоянного давления

СТЕПАНОВ В.П., СЕМЕНОВ Ю.И.

Представлен анализ работы щеток в паре с рулонной пружиной постоянного давления и на основе экспериментальных данных объяснен механизм безотрывного контактирования скользящего контакта в условиях динамических перегрузок. Приведены рекомендации и область применения рулонных пружин в электрических машинах, показана возможность их работы без изолирующих элементов. Доказана целесообразность применения реактивных щеток на реверсивных электрических машинах.

Применение в щетко-держателях электрических машин рулонных пружин постоянного давления началось сравнительно недавно – в 60–

There is an analysis of brush operating in conjunction with a roll spring of constant pressure presented for the first time. The mechanism of constant contacting of sliding contacts under dynamic overloading has been explained on the basis of observed data. Recommendations and the field of application of roll springs in electric machines are cited as well as possibility of their operating without insulating elements. It is for the first time that there was proved utility of reactive brush for use on reversible electric machines.

70-х годах прошлого столетия. Первоначально эти пружины появились в конструкциях щетко-держателей, изготавливаемых фирмами США,

Англии, Франции и ФРГ и несколько позже у нас в России¹.

Несмотря на явное, неоспоримое преимущество таких пружин перед обычными пружинами сжатия и растяжения (с точки зрения неизменности силы при изменении длины), их применение не получило широкого распространения по следующим причинам.

Во-первых, щеткодержатели с рулонной пружиной это, как правило, крупногабаритные конструкции, устанавливаемые в электрических машинах средней и большой мощности: двигатели и генераторы прокатных станов, агрегаты в системах электропривода и т.п. На этих машинах надколлекторное пространство является достаточно обширным и позволяет размещать щетки, по высоте в 1,5–2,0 раза превышающие размеры обычных серийных щеток, т.е. 80–100 мм против 40–50 мм. Однако общее количество этих машин сравнительно с машинами малой мощности крайне невелико.

Второе обстоятельство, обуславливающее ограниченное распространение рулонных пружин, – это их повышенная стоимость по сравнению с обычными пружинами.

И, наконец, третье – это необходимость снабжать верхнюю часть щетки специальными накладками с желобком, предназначенным для фиксации пружины вдоль центральной оси, что существенно усложняет конструкцию щетки и повышает ее стоимость (рис.1).

Тем не менее, если речь идет о крупных электрических машинах, то применение на них щеткодержателей с рулонной пружиной в паре со щетками, даже с накладками, является вполне оправданным, поскольку существенное повышение рабочего ресурса щеток приводит к заметному снижению эксплуатационных расходов и, что особенно важно, позволяет говорить о повышении надежности щеточно-коллекторного узла в целом.

Начиная с 1998 г. были проведены эксперименты по применению рулонных пружин на тяговых электродвигателях отечественных электропоездов и мотор-вагонов. Причем щетки выполнялись без накладок, но со скосом на их верхнем торце (рис.2). Этот скос призван был выполнять роль демпфера для сил, вызывающих тангенциальную вибрацию, поскольку горизонтальная составляющая усилия нажимной пружи-

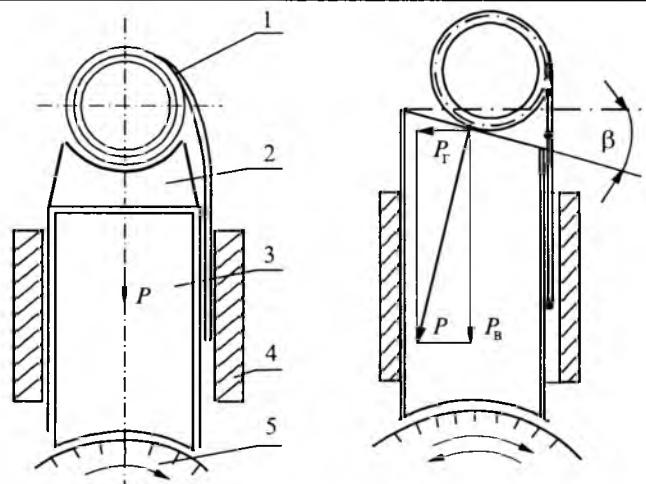


Рис.1. Элементы конструкции щеточно-коллекторного узла:

1 – рулонная нажимная пружина; 2 – изоляционная накладка; 3 – щетка; 4 – обойма щеткодержателя; 5 – коллектор

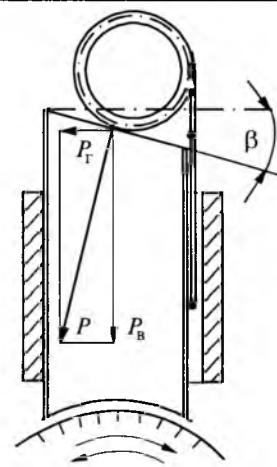


Рис.2. Щетка со скосом верхнего торца под углом β (P – нажимное усилие пружины; P_r – горизонтальная составляющая; P_b – вертикальная составляющая)

ны P_r , постоянно прижимая щетку к обойме щеткодержателя, должна была предотвращать практически любые колебания щетки внутри обоймы независимо от направления вращения коллектора.

В табл.1 представлены результаты почти двухгодичного наблюдения в депо Москва-Ярославская II за работой щеточного аппарата тяговых двигателей УРТ-1, оборудованных щеткодержателями с рулонной пружиной и щетками марки ЭГ61А высотой 80 мм, со скосом верхней части под углом 20°. Для сравнения в табл.1 также приведены результаты работы обычных щеток (радиальные высотой 50 мм с резиновой амортизирующей накладкой в щеткодержателях с обычной спиральной пружиной). Нетрудно видеть, что скорость износа тех и других щеток различается примерно в 1,25 раза.

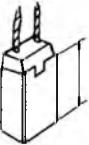
Основываясь на полученных данных, межведомственная комиссия МПС в 1998 г. приняла решение: о распространении опыта депо Москва-Ярославская II на все виды тяговых электрических машин, включая метрополитен и другие виды городского транспорта.

Некоторые результаты испытаний, проведенных в рамках этого решения, приведены в табл.2. Как видно, во всех рассматриваемых случаях проявляется преимущество щеток со скосенной верхней поверхностью. При этом важно отметить, что это преимущество имеет место как при работе щеток с рулонными пружи-

¹ Глускин А.Я., Степанов В.П., Петросян Л.С. и др. Щеткодержатели зарубежного производства для электрических машин. М.: Информэлектро, 1970. С. 18, 48.

Таблица 1

Результаты сравнительных испытаний щеток ЭГ 61А на тяговых двигателях УРТ-110А

Опытные щетки				Серийные щетки			
Конструкция щеток	Высота щеток после испытаний, мм	Пробег за период испытаний, тыс. км	Скорость износа щетки, мм/10000 км	Конструкция щеток	Высота щеток после испытаний, мм	Пробег за период испытаний, тыс. км	Скорость износа щетки, мм/10000 км
	54,2	164,518	1,57		30,71	98,9	1,95

Примечание. Приведены средние значения показателей, полученные за период 1997—1998 гг.

Таблица 2

Результаты сравнительных испытаний щеток ЭГ 61 А и ЭГ 841 на различных видах подвижного состава

Тип подвижного состава	Место проведения испытаний	Износ щеток мм/10000 км		Марка щеток
		Щетки со скосом	Щетки серийные (радиальные)	
Трамвай	Москва, дело им. Русакова	1,3	1,59	ЭГ 841
Троллейбус	С.-Петербург, совмещенный трамвайно-троллейбусный парк	2,0	4,0	ЭГ 841
Электровоз ВЛ-10	Рыбинское локомотивное депо	1,4	2,0	ЭГ 61А
Электропоезд ЭР-2т	Москва, депо Перерва	1,36	1,9	ЭГ 61А

нами, так и с обычными: на машинах одностороннего вращения (трамваи, троллейбусы) и на реверсивных (метро, железная дорога).

Определенная роль в деле уменьшения износа щеток здесь выпадает на долю нажимного усилия (P_b), которое снижается благодаря разложению общего усилия на скошенной поверхности, и, следовательно, снижается интенсивность механического истирания щеток и коллектора.

Последнее обстоятельство поначалу не являлось бесспорным, ибо снижение давления на щетку, как известно, может привести, особенно в условиях значительных вибрационных нагрузок, к отрыву щеток от коллектора с образованием повышенного искрения и даже появлению "кругового огня", что характерно, в частности, для работы тяговых двигателей электроподвижного состава. Чтобы внести окончательную ясность в данный вопрос был поставлен специальный эксперимент, суть которого состояла в следующем.

На стол вибростенда устанавливались в одинаковых щеткодержателях две щетки — одна со скосом, другая без скоса. Ударная нагрузка, прикладываемая со стороны стола к щеткам, составила $8g$, что соответствовало вибрации всех частей двигателя при прохождении колесной пары по стыкам рельс.

Было установлено, что щетка в обычном исполнении при ударной нагрузке $8g$ потеряла контакт с коллектором, а щетка со скосом на

этот удар практически не прореагировала. Это можно объяснить тем, что в щетках со скосом в момент удара возникает сила трения ($P_{tr} = P_b \mu$) в месте контакта их со стенкой щеткодержателя, которая оказывает сопротивление перемещению их в радиальном направлении, чего нет в щеткодержателях и щетках обычной радиальной конструкции. Таким образом, применение щеток со скосенной верхней частью обеспечило и снижение износа, и повышение коммутационной устойчивости узла токосъема.

Еще один момент, на который необходимо обратить внимание — это целесообразность изолирования элементов нажимного механизма и, в частности, головки рулонной пружины, от контакта со щеткой.

В общем случае

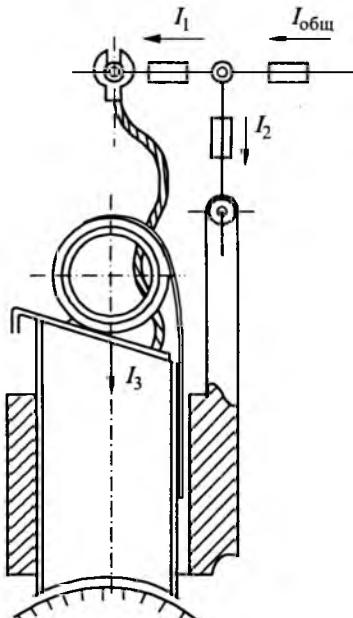


Рис.3. Схема распределения общего тока $I_{общ}$ по элементам: I_1 — щеточный провод — щетка; I_2 — щеткодержатель-щетка; I_3 — щеткодержатель-пружина-щетка

электрический ток от источника питания до коллектора распределяется в щеточно-коллекторном узле по трем ветвям (рис.3):

- через токоведущие провода и щетку (I_1);
- через металлический корпус щеткодержателя и щетку (I_2);
- через пружину и щетку (I_3).

В результате эксперимента по определению соотношения распределения токовой нагрузки по указанным цепям, установлено, что ток в основном проходит через токоведущие провода и щетку I_1 , лишь незначительная часть его идет через обойму щеткодержателя I_2 , а через пружину ток I_3 практически не проходит независимо от наличия или отсутствия изоляционной прокладки, т.е. опасение относительно возможного перегрева пружин от протекающего по ним тока можно считать необоснованным.

А теперь несколько слов о противопоказаниях к применению рулонных пружин.

Область, где применение рулонных пружин не рекомендуется – это турбо- и гидрогенераторы большой мощности (300 МВт и выше). Дело в том, что на этих машинах в цепи возбуждения работают по 50 и более щеток каждой полярности, включенных параллельно, и распределение тока по ним крайне не равномерное. Причиной тому различие, и порой весьма существенное, сопротивлений непосредственно щеток и, особенно, скользящих контактов. Так, в ТУ на щетки электрографитированной группы это разли-

чие сопротивлений щеток варьирует в пределах 1,5–2 раза, а сопротивлений в зоне контакта щетки с кольцом и того больше. Понятно, что если на все параллельно соединенные щетки установить одинаковое давление, то это немедленно приведет к перегрузке током щеток с наименьшим электрическим сопротивлением и в дальнейшем к перегоранию их токоведущих проводов и к нарушению нормальной работы щеточного аппарата в целом. Поэтому на этих машинах применяются только щеткодержатели с регулированием нажимного усилия, что позволяет в процессе работы осуществлять соответствующую корректировку давления и добиваться относительно равномерного распределения тока по щеткам.

Применение рулонных пружин также нецелесообразно в машинах малой мощности по причинам конструктивного и экономического характера.

Степанов Владимир Петрович – кандидат техн. наук ФГУП "НИИЭИ" (г. Электроугли Московской обл.). Окончил факультет "Электрический транспорт" МЭМИТ в 1954 г. Защитил диссертацию "Обеспечение надежной работы узла токосъема синхронных компенсаторов с водородным охлаждением" в 1968 г.

Семенов Юрий Иванович – кандидат техн. наук ФГУП "НИИЭИ" (г. Электроугли Московской обл.). Окончил факультет "Электрооборудование летательных аппаратов" ЛИАП в 1968 г. Защитил диссертацию "Исследование стабильности напряжения трогания микротривигателей постоянного тока" в 1978 г.

Электрообогреватель для дополнительного обогрева помещений

ЗАК В.Л.

Предложен дополнительный способ электрообогрева помещений, основанный на использовании электрообогревателей, встроенных в пол, обеспечивающий комфортные условия обогрева за счет равномерного температурного режима. Токоведущей основой электрообогревателя служат токопроводящие углеродные волокнистые материалы. Электрообогреватель имеет выводы для подключения к питающей сети.

Тепловой режим в помещении при долговременном периоде холодов и повышенной влажности является жизненно важным показателем комфорта жилья. Как показала практика,

There is an additional process of heating based on using electric heaters embedded in the floor, provide comfortable heating conditions by ensuring uniform heat. Fibrous carbon materials serve as a conducting base of the heater. The heater has terminals to connect to the feeding circuit.

традиционные способы обогрева, включающие использование различных теплоносителей, работают не всегда эффективно. Поэтому любой другой дополнительный источник тепла, в частно-

сти устройство электрообогрева пола, либо совместное комплексное использование нескольких источников энергии позволяет добиться улучшения качества жилья и экономии энергозатрат, что немаловажно в современных условиях. В данной статье не рассматриваются такие дополнительные источники тепла, как водяные, масляные радиаторы или любые другие обогреватели. Все они имеют право на существование и выбираются потребителем в зависимости от различных факторов, основным из которых является стоимость. Необходимо отметить, что в последнее время немаловажное значение имеет и дизайнерское оформление жилья. Поэтому все чаще обращаются к эффективному дополнительному источнику тепла – "теплый пол". Встроенная электрическая система отопления "теплый пол" уже много лет используется за рубежом. Такие фирмы, как "CEILHIT" (Испания), "DE-VI" (Дания) и др. имеют богатый опыт разработки и эксплуатации данной системы электрообогрева полов бытовых и промышленных помещений. Продукция этих фирм в настоящее время активно внедряется на рынок России. Нагревательными элементами в данных системах электрообогрева служат низкотемпературные тепловые кабели (НІ-ТРАСТ, Domoflex – Финляндия, Испания, ДТИП-10(20) – Дания). Вопросы обогрева решаются фирмами как комплексно, например одновременный обогрев квартир, коттеджей, саун, подъездных путей, гаражей, спортплощадок, теплиц, водосливов, трубопроводов или конкретно для определенного типа и размера помещений, где выбирается определенный тип электрообогревателя под необходимую площадь. Принцип же оборудования "теплых полов" практически одинаков у всех. Перед установкой нагревательного кабеля проводится подготовка основания пола. На плиты перекрытия, бетонное основание или любое другое основание пола укладывается теплоизоляция. В качестве теплоизоляции может служить минеральная вата, стекловата, полистирол или любой другой материал с низкой теплопроводностью. На слой теплоизоляции укладывается либо дополнительный слой бетона 2–3 см, либо металлические листы, на которые располагают лаги или ложементы. С их помощью распределяются нагревательные провода, после чего встраиваются термодатчики. Далее на нагревательные провода укладывается слой бетона 3–4 см и затем поверхность закрывают кафелем, линолеумом или ковровыми покрытиями. Возможны иные варианты. Но основной принцип

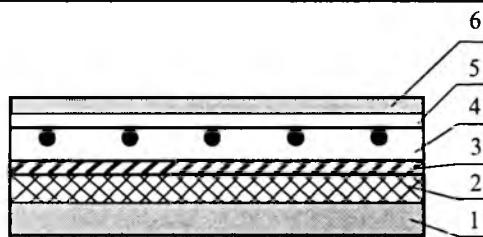


Рис.1. Пол на бетонном перекрытии:

1 – плита перекрытия; 2 – утеплитель; 3 – отражатель из фольги; 4 – электрообогреватель; 5 – стяжка от 3 см; 6 – поверхностное покрытие

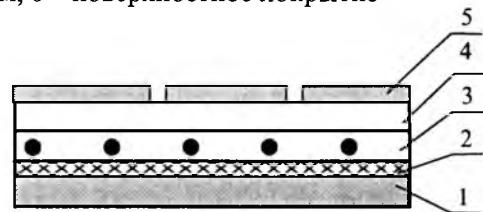


Рис.2. Пол в ванной:

1 – плита; 2 – утеплитель (желательно); 3 – электрообогреватель; 4 – стяжка от 2 см; 5 – покрытие

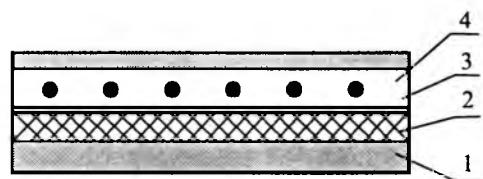


Рис.3. Упрощенный вариант:

1 – плита; 2 – пол; 3 – электрообогреватель; 4 – покрытие

сохраняется, т.е. под нагревательным элементом, как правило, должен быть слой теплоизоляции (рис.1–3). Полученная нагревательная система может успешно работать многие годы, обеспечивая комфортные условия в холодное время года. Стоимость электрообогревателя в такой системе составляет в зависимости от влажности помещения 15–22 \$ на 1 м² и достигает 50 \$ при полном оборудовании помещения. Необходимая мощность на 1 м² составляет 60–120 Вт. Преимущества "теплого пола" очевидны: комфортность жилья не снижается даже при снижении средней температуры в квартире на 2–3°C. Это достигается за счет равномерного распределения тепловых потоков в помещении. Так, при радиаторах центрального отопления все тепло уходит вверх (18°C пол – 22–26°C потолок), а при установленной нагревательной системе "теплый пол" распределение температур следующее (24°C пол – 22–20°C потолок). Преимущества очевидны. Снижение средней температуры дает до 15% экономии энергозатрат.

Недостатками такой системы являются высокая стоимость, достаточная трудоемкость и материалоемкость укладки нагревательного кабеля, возможное неравномерное распределение температуры по поверхности пола за счет значительного расстояния (до 200 мм) между нагревательными элементами, которая стабилизируется только в течение определенного времени.

Несколько не умаляя достоинств этой системы, нами предложен способ обогрева пола с помощью плоских электрообогревателей, токоведущей основой которых служат токопроводящие углеродные волокнистые материалы – нити, ленты.

Предлагаемый электрообогреватель состоит из двух пластин-подложек прямоугольной формы, выполненных из полиэтилена и покрытых с двух сторон полиэтилентерефталатной ламинированной пленкой. Между полиэтиленовыми пластинами расположен нагревательный элемент, состоящий из резистивной углеродной нити, выделяющей тепло при прохождении через нее электрического тока. Углеродная нить расположена зигзагообразно с равномерным шагом.

Электрообогреватель имеет выводы для подключения к питающей сети (например, шнур питания с вилкой).

В зависимости от помещения (кухня, коридор, гараж и т.д.) подбираются размеры электрообогревателя, кратные сторонам свободного пространства, и удельная мощность, которая в отдельных случаях достигает $300 \text{ Вт}/\text{м}^2$. Технология изготовления такого электрообогревателя достаточно проста. Изготавливается определенного размера электрообогреватель с небольшой удельной поверхностной мощностью до $120 \text{ Вт}/\text{м}^2$. Такая мощность создается за счет определенного монтажа электрической схемы цепи нагревательного элемента, состоящей из ряда последовательно-параллельных групп, определенных расчетным путем, исходя из сопротивления углеродной нити. Углеродная нить с различным сопротивлением (от 100 до 250 Ом) на погонный метр закрепляется автоматически с помощью приварки и призыва на полиэтиленовой подложке. Полученный рулон заготовки электрообогревателя разрезается на требуемые размеры. Монтируется электрическая схема, составленная из ряда последовательно-параллельных групп, соединенных между собой посредством токоведущих медных проводов и контактных ламелей из жести. Полученная заготовка укладывается между двумя слоями полиэтилена

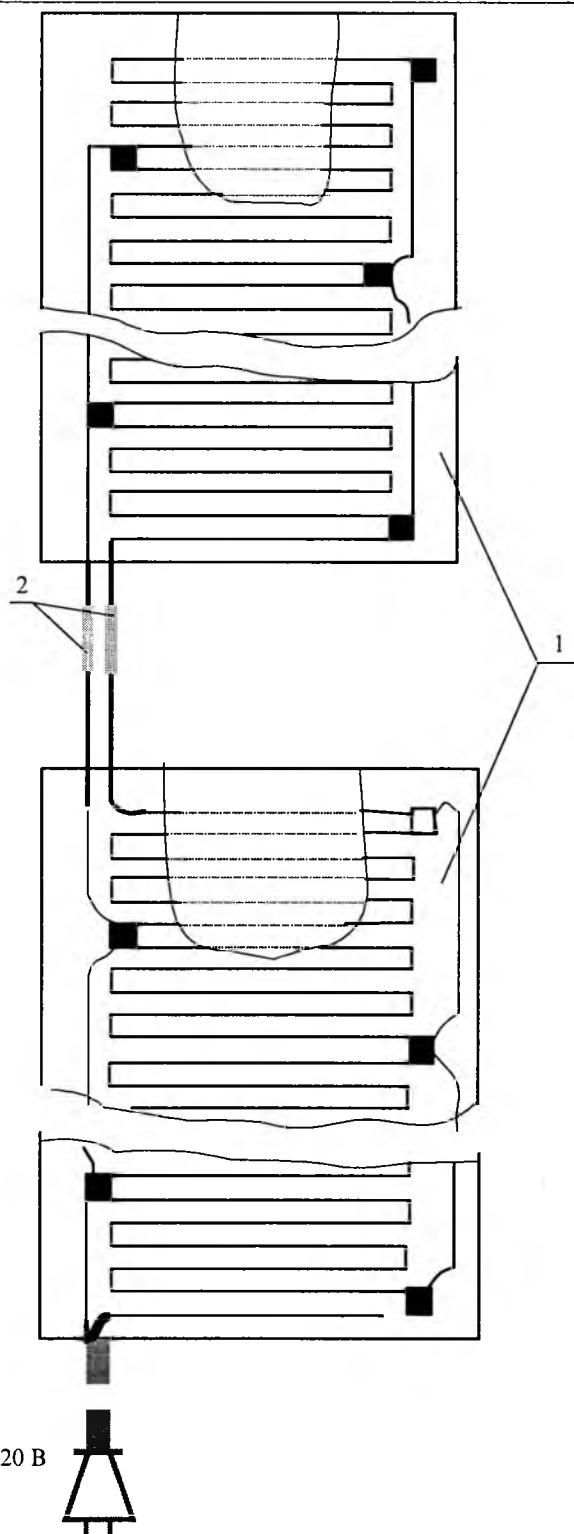


Рис.4. Схема соединений электрообогревателей:
1 – электрообогреватели; 2 – герметичные контактные втулки

толщиной 1,2 мм и накрывается ламинированной пленкой. Из собранного пакета методом термопрессования получают плоский электрообогреватель, который имеет толщину примерно 2,5–3,0 мм. Длина и ширина могут быть кратными свободному пространству помещения. Эти

электрообогреватели укладываются в определенном порядке на полу, соединяются между собой параллельно с помощью небольших контактных колодочек. Схема соединений электрообогревателей представлена на рис.4. В некоторых случаях используется последовательно-параллельное соединение. Места соединения тщательно изолируют.

Схема укладки пола аналогична ранее показанной. Исключение составляет отсутствие лаг и ложементов. При укладывании под линолеум нет необходимости укладывать слой бетона на электрообогреватель (рис.3).

Преимуществом таких электрообогревателей является равномерный обогрев всей поверхности пола, малая толщина электрообогревателя, простота укладки и закрепления, низкая стоимость (примерно 8–10 \$ на 1 м²), небольшая мощность (до 120 Вт/м²) и, следовательно, небольшой расход электроэнергии.

Мощность электрообогревателя подобрана таким образом, что исключает возможность ло-

кальных и общих перегревов и позволяет надежно функционировать без системы терморегулирования. И, что немаловажно, не требует дополнительных затрат, как правило, на реконструкцию уже имеющейся проводки.

Напряжение питания таких электрообогревателей может быть любым и варьируется в пределах 12–220 В как постоянного, так и переменного тока.

Электрообогреватели обладают сертификатом соответствия.

При необходимости такую систему можно использовать и для других целей, например при обогреве стен, подоконников, межрамных пространств, лестниц, ступенек, карнизов, ящиков для хранения овощей, а также при обогреве клеток с домашними животными и др.

Зак Виктор Львович – начальник отдела "Разработка технологии и создание углеродных материалов и нагревательных элементов на их основе" ФГУП "НИИЭИ". Окончил топливный факультет МХТИ им. Д.И.Менделеева в 1978 г.

Редактор отдела О.В. Кунавина
Научный редактор Л.А. Романова
Редактор Т.В. Штанько

Сдано в набор 13.05.2002. Подписано в печать 28.06.2002. Формат 60×88 1/8

Бумага офсетная № 1. Печать офсетная. Печ. л. 8. Заказ 83

Цена свободная. Тираж 1000 экз. Зарегистрирован Комитетом РФ по печати, регистрационный №01330.

Макет выполнен и отпечатан в ОАО «Электропривод»

107078, Москва, ул. Садовая Спасская, 1/2, стр. 5

Вологодская областная универсальная научная библиотека

www.booksite.ru

НАШИ ЮБИЛЯРЫ

ИГОРЬ ЕВГЕНЬЕВИЧ КУИМОВ

(к 50-летию со дня рождения)

3 июля 2002 г. исполнилось 50 лет кандидату технических наук, доктору электротехники, члену-корреспонденту Академии электротехнических наук РФ Игорю Евгеньевичу Куимову.

В 1975 г. он окончил Ленинградский политехнический институт им. М.И. Калинина по специальности инженерная электрофизика.

С 1976 г. трудовая деятельность И.Е. Куимова связана с Наро-Фоминским заводом электроизоляционных материалов, где он прошел путь от инженера-технолога до заместителя директора. В 1992 г. компания под руководством И.Е. Куимова была преобразована в многопрофильный холдинг, ведущей деятельностью которого является производство электроизоляции. И.Е. Куимов уделяет большое внимание стратегии развития завода электроизоляционных материалов: проведена реконструкция оборудования, разработана технология и освоен промышленный выпуск слюдяных бумаг для электроизоляционных лент с повышенными диэлектрическими свойствами.

За последние пять лет значительно расширена номенклатура продукции компании.



Освоены серийные виды электроизоляционных материалов: стектолит, формовочные и гибкие слюдопласти, гетинаксы и жаростойкие конструкционные материалы.

Новая система изоляции монотерм на основе ленты Элмикатерм 55409 используется при изготовлении уникального гидрогенератора для ГЭС "Бурея" и экспортного турбогенератора в АО "Электроросила". Изоляция монолит на базе ленты Элмикапор с большим содержанием слюды и высокой пористостью внедряется на предприятиях тяжелого электромашиностроения. Лента Элмикатекс, разрабо-

танная и впервые внедренная в ОАО "Холдинговая компания Элинар", относится к числу оригинальных изобретений и защищена патентом РФ.

Освоение пилотных установок синтеза пропиточных компаундов, полиэфирно-эпоксидных лаков, кремнийорганического состава для огнестойкой ленты позволило реализовать инвестиционный проект по организации участка синтеза лаков и компаундов мощностью 1000 т в год.

Продукцию ОАО "Холдинговая компания Элинар" знают и ценят более 2000 потребителей в России, СНГ, Англии, Франции, Германии, Голландии, Швейцарии и других странах.

И.Е. Куимов является вице-президентом Международной ассоциации "Интерэлектромаш", председателем Совета ассоциации предпринимателей Наро-Фоминского района Московской области, входит в Совет по малому и среднему предпринимательству при губернаторе Московской области, избран председателем Совета Московского регионального отделения общероссийской организации "Деловая Россия", вошел в список Рейтинг-2001 "1000 самых профессиональных менеджеров России".

Индекс
71111

Между Вами и электрической энергией

- Крупнейший чешский производитель и поставщик защитных устройств низкого напряжения

из большого ассортимента
продукции представляем:

автоматические выключатели
Modelon



Автоматические выключатели

- возможность замены максимальных расцепителей
- модульная конструкция

Производитель: **OEZ s.r.o.**
Šedivská 339, 561 51 Letohrad
Czech Republic
e-mail: oez@oez.cz
www.oez.cz

**АВТОМАТИЧЕСКИЕ
ВЫКЛЮЧАТЕЛИ**