

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Да здравствует 1 Мая — День международной солидарности трудящихся, день единства и братства рабочих всех стран!

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)



1966

ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

5

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

*Да здравствует марксизм-ленинизм—вечно живое всепобеждающее революционное учение!*

(Из призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)

УДК 338.40:621.3:658.26

## Определение народнохозяйственного ущерба в промышленности при отклонениях напряжения

Доктор техн. наук, проф. Б. А. КОНСТАНТИНОВ и инж. Г. З. ЗАИЦЕВ  
Ленинградский инженерно-экономический институт им. Пальмиро Тольятти

Требования к повышению качества электроэнергии вызывают необходимость поддержания соответствующего уровня напряжения в электроустановках потребителей.

Отклонения напряжения от номинальных значений существенно влияют на технико-экономические показатели работы электроустановок и могут вызывать: недовыпуск и брак продукции, порчу сырья и материалов, расстройство технологического процесса, аварии, выход из строя, сокращение срока службы основного оборудования, инструментов и приспособлений, простой рабочей силы, увеличение потребления активной мощности и энергии и повышение реактивной мощности электроустановок [Л. 1—7].

В общем случае расчетные затраты ( $Z_U$ ), связанные с выпуском продукции в промышленности, при напряжении, отличном от номинального, могут быть представлены в виде алгебраической суммы:

$$Z_U = Z_n + \Delta Z_U, \quad (1)$$

где  $Z_n$  — затраты при номинальном напряжении, руб.;

$\Delta Z_U$  — добавочные затраты, вызванные отклонением напряжения от номинального значения, представляющие собой народнохозяйственный ущерб, руб.

Годовые расчетные затраты предприятия при номинальном напряжении:

$$Z_n = Kp_n + C_0 + C_y P_n, \quad (2)$$

где  $K$  — стоимость основных и оборотных средств предприятия, руб.;

$p_n$  — нормативный коэффициент эффективности капиталовложений;

$C_0$  — постоянная часть годовой себестоимости продукции, включающая в себя зарплату персонала, связанного с обслуживанием основного оборудования; при повременной оплате труда производственных рабочих (т. е. при независимости зарплаты производственных рабочих от объема производства) в постоянную часть годовой себестоимости включается также и зарплата производственных рабочих, руб.;

$C_y$  — удельные затраты на единицу продукции, связанные с ее выпуском (материал, энергия всех видов, при сдельной оплате труда — зарплата производственных рабочих), при работе электроустановок с номинальным напряжением, руб.;

$P_n$  — годовой выпуск продукции при работе электроустановок предприятия с номинальным напряжением.

Годовые расчетные затраты при напряжении, отличном от номинального, зависят от конкретных условий рассматриваемого производства.

В общем виде могут быть рассмотрены три следующих случая.

1. Отклонения напряжения вызывают изменения скорости протекания технологических процессов, но недовыпуск продукции в рабочее время покрывается за счет сверхурочных работ.

Сверхурочные работы в подобных случаях производятся прежде всего на одно- и двухсменных предприятиях, у которых начавшиеся процессы не

могут быть произвольно прерваны, а отклонения напряжения не позволяют закончить их в рабочее время. Примерами таких процессов могут служить отжиг изделий в отжигательных электропечах, плавка металлов в индукционных печах и т. п. Если отклонения напряжения приводят к простоям рабочей силы или к массовому браку, необходимость в сверхурочных работах может возникнуть и для покрытия недовыработки продукции в подобных случаях. При этом годовые расчетные затраты могут быть выражены следующим образом:

$$\mathcal{Z}'_u = Kp_n + C_0 + C_y \Pi_n + Y_{d.c} + Y_n, \quad (3)$$

где  $Y_{d.c}$  — дополнительные затраты, связанные с производством сверхурочных работ для покрытия недовыпуска продукции, вызванного отклонениями напряжения, руб.;

$Y_n$  — дополнительные затраты, учитывающие ущерб от брака продукции, порчи сырья и материалов ( $Y_{n.p}$ ), расстройства технологического процесса ( $Y_{n.t}$ ), аварий и выхода из строя основного оборудования, инструментов и приспособлений ( $Y_{n.i}$ ), сокращения срока службы основного оборудования ( $Y_{n.e}$ ), простоя рабочей силы ( $Y_{n.s}$ ), увеличения потребления активной мощности и энергии ( $Y_{n.e}$ ) и повышения реактивной мощности электроустановок ( $Y_{n.r}$ ).

2. Отклонения напряжения вызывают изменение скорости протекания технологических процессов, но проведение сверхурочных работ с целью восполнения недовыпуска продукции не производится. Такое положение может иметь место на предприятиях с трехсменной работой (в особенности с непрерывными технологическими процессами), у которых резервы времени и оборудования отсутствуют, и на предприятиях с одно- и двухсменной работой, у которых технологические процессы прерываются с окончанием рабочего времени (например, на предприятиях с конвейерными установками, автоматизированными поточными линиями и т. п.). При этом, как и при аварийных перерывах в электроснабжении [Л. 8 и 11], предполагается, что недовыработка продукции одним предприятием не должна отразиться на последующих звеньях в связи с наличием определенного запаса (задела) продукции.

Годовые расчетные затраты в этом случае будут:

$$\mathcal{Z}''_u = Kp_n + C_0 + C_y \Pi_\Phi + Y_n, \quad (4)$$

где  $\Pi_\Phi$  — фактический годовой выпуск продукции при работе электроустановок предприятия с напряжением, отличным от nominalного.

3. Отклонения напряжения не оказывают влияния на выпуск продукции. Очевидно, такое положение будет при наличии соответствующих регуляторов, автоматически поддерживающих необходимые уровни параметров, определяющих производительность оборудования, или при слабой зависимости этих параметров от величины напряже-

ния. Последнее может быть отнесено к скорости обработки изделий на неавтоматизированных станках, приводимых в движение асинхронными двигателями.

В этом случае годовые расчетные затраты

$$\mathcal{Z}'''_u = Kp_n + C_0 + C_y \Pi_n + Y_n. \quad (5)$$

Приведенные выражения годовых расчетных затрат дают возможность определить ущерб от отклонений напряжения во всех трех случаях. В первом случае ущерб будет следующим:

$$\Delta \mathcal{Z}'_u = \mathcal{Z}'_u - \mathcal{Z}_n = Y_{d.c} + Y_n, \quad (6)$$

во втором случае

$$\begin{aligned} \Delta \mathcal{Z}''_u &= \mathcal{Z}''_u - \mathcal{Z}_n = \left( \frac{\mathcal{Z}''_u}{\Pi_\Phi} - \frac{\mathcal{Z}_n}{\Pi_n} \right) \Pi_\Phi + Y_n = \\ &= (Kp_n + C_0) \left( 1 - \frac{\Pi_\Phi}{\Pi_n} \right) + Y_n, \end{aligned} \quad (7)$$

в третьем случае

$$\Delta \mathcal{Z}'''_u = \mathcal{Z}'''_u - \mathcal{Z}_n = Y_n. \quad (8)$$

Анализ выражений (6) — (8) показывает, что подобно ущербу от аварийного нарушения электроснабжения [Л. 8—10] народнохозяйственный ущерб от отклонений напряжения в промышленных электроустановках представляет собой сумму прямого или непосредственного ущерба и дополнительного ущерба, связанного с недовыпуском продукции.

При отклонениях напряжения, лежащих в технически недопустимых пределах, обусловленных технологическим процессом и свойствами оборудования, прямой ущерб  $Y_n$  в общем случае можно представить состоящим из отдельных видов ущерба:  $Y_{4.n}$ ,  $Y_{6.n}$  и  $Y_{7.n}$ , где  $Y_{4.n}$ , как указывалось выше, есть ущерб от сокращения срока службы основного оборудования; он особенно характерен для осветительных электроустановок при работе их с повышенным напряжением и для асинхронных двигателей при работе с пониженным напряжением [Л. 1 и 6]. Определение этого ущерба должно производиться для каждой электроустановки на основе изучения режима подводимого к ней напряжения.

Отклонения напряжения всегда, в той или иной мере, приводят к изменению потребления активной энергии, расходуемой на производство одной и той же работы. При этом может иметь место увеличение удельных расходов электрической энергии по сравнению с удельными расходами при номинальном напряжении. Пример повышения удельных расходов на производство алюминия при понижении напряжения приводится в [Л. 4]. Такое изменение удельных расходов электроэнергии связано в основном с изменением потерь активной мощности и энергии в электроустановках. Ущерб от увеличения потребления активной мощности и энергии  $Y_{6.n}$  вызывается необходимостью дополнительных капитальных затрат и ежегодных расходов в энергосистемах, топливодобывающей промышленности и транспорте.

Отклонения напряжения приводят также и к изменению реактивных мощностей электроустановок потребителей, а следовательно, и к необхо-

димости изменения мощностей компенсирующих устройств, установленных на промышленных предприятиях и в энергосистемах. В связи с этим можно считать, что ущерб от изменения реактивных мощностей электроустановок потребителей  $U_{\text{пп}}$  определяется дополнительными капитальными затратами и ежегодными расходами на компенсацию реактивной мощности.

При работе электроустановки в течение часа с постоянным коэффициентом загрузки  $\beta$  и постоянным отклонением напряжения  $\Delta U$  ущербы от изменения ее активной и реактивной мощностей будут:

$$y_{\text{6пп}} = z_{\text{y..з}} (P_{\beta U} - P_{\beta H}) \text{ [руб/ч];} \quad (9)$$

$$y_{\text{7пп}} = z_{\text{y..к}} (Q_{\beta U} - Q_{\beta H}) \text{ [руб/ч].} \quad (10)$$

Годовые ущербы  $U_{\text{6пп}}$  и  $U_{\text{7пп}}$  для  $n$  электроустановок, работающих с переменным коэффициентом загрузки  $\beta$  и переменными отклонениями напряжения  $\Delta U$ , могут быть определены по формулам:

$$U_{\text{6пп}} = z_{\text{y..з}} \sum_{i=1}^n \int_0^T (P_{\beta U} - P_{\beta H}) dt; \quad (11)$$

$$U_{\text{7пп}} = z_{\text{y..к}} \sum_{i=1}^n \int_0^{T_k} (Q_{\beta U} - Q_{\beta H}) dt. \quad (12)$$

В выражениях (9)–(12):

\*  $z_{\text{y..з}}$  — удельные расчетные затраты в энергетике (сооружение и эксплуатация электростанций, добыча и транспорт топлива и передача электроэнергии), отнесенные к 1 квт·ч доведенной до электроустановок потребителей энергии, руб/квт·ч;

$z_{\text{y..к}}$  — удельные расчетные затраты на компенсацию реактивной мощности, руб/квар·ч;

$P_{\beta H}$  и  $Q_{\beta H}$  — соответственно потребляемая активная мощность электроустановки (квт) и ее реактивная мощность (квар) при работе с коэффициентом загрузки  $\beta$  и номинальным напряжением;

$P_{\beta U}$  и  $Q_{\beta U}$  — то же при работе электроустановки с напряжением, отличным от номинального, квт и квар;

$T$  — число часов работы электроустановок в году;

$T_k$  — годовое число часов работы компенсирующих устройств;

$n$  — количество электроустановок на рассматриваемом объекте.

Если отклонения напряжения значительно пре-восходят технически допустимые пределы, то, кроме составляющих  $U_{\text{6пп}}$ ,  $U_{\text{6н}}$  и  $U_{\text{7пп}}$ , прямой ущерб может также включать в себя приведенные выше составляющие  $U_{\text{1пп}}$ ,  $U_{\text{2пп}}$ ,  $U_{\text{3пп}}$  и  $U_{\text{5пп}}$ . Оценка этих видов ущерба должна производиться на основе анализа режима напряжений по данным промышленного предприятия. Примеры ущербов от массового брака продукции на заводе электровакуумных изделий и обувной фабрике, а также от расстройства тех-

нологического процесса на заводе по обработке цветных металлов приводятся в [Л. 4–5].

Ущерб от простого рабочей силы при отклонениях напряжения аналогичен рассмотренному в [Л. 11] ущербу от простого при аварийных нарушениях электроснабжения.

Перейдем к рассмотрению дополнительного ущерба  $U_d$ . Если этот ущерб вызван производством сверхурочных работ ( $U_{d..c}$ ), то для его определения целесообразно пользоваться формулой, приведенной в [Л. 11]:

$$U_{d..c} = \left[ (\gamma - 1) \frac{C_{3..п}}{T} + \gamma \frac{C_{3..o}}{T} \right] h_c, \quad (13)$$

где  $C_{3..п}$  — годовой тарифный фонд зарплаты производственных рабочих, работающих сверхурочно, руб.;

$C_{3..o}$  — годовой фонд зарплаты персонала, связанного с обслуживанием оборудования, используемого при сверхурочных работах, руб.;

$\gamma$  — коэффициент, учитывающий увеличение оплаты за работу в сверхурочное время,  $\gamma = 1,5 \div 2$ ;

$h_c$  — годовая продолжительность сверхурочных работ, ч;

$T$  — число часов работы предприятия в году.

В выражении (13) основная плата производственным рабочим не входит в состав ущерба, так как она не является дополнительной платой, а выдается за счет себестоимости выпускаемой продукции.

При отсутствии восполнения недовыпуска продукции дополнительный ущерб будет равен:

$$U_{d..з} = (K p_n + C_0) \left( 1 - \frac{\Pi_\Phi}{\Pi_n} \right). \quad (14)$$

Из выражения (14) следует, что дополнительный ущерб в этом случае может рассматриваться как ущерб от увеличения расчетных затрат, приходящихся на единицу выпущенной продукции, т. е. как ущерб от исключения определенной доли затрат из процесса расширенного воспроизводства.

В случае, если при номинальном напряжении предприятие работает ритмично:

$$\Pi_n = \int_0^T \Pi_{y..п} dt = \Pi_{y..п} T, \quad (15)$$

где  $T$  — годовая продолжительность работы предприятия;

$\Pi_{y..п}$  — производительность предприятия в единицу времени при номинальном напряжении, постоянная величина.

Если на производительность предприятия влияет уровень напряжения, то фактический годовой выпуск продукции будет:

$$\Pi_\Phi = \int_0^T \Pi_{y..Ф} dt, \quad (16)$$

где  $\Pi_{y..Ф} = f(U)$  — выпуск продукции за время  $dt$ . Тогда

$$\frac{\Pi_\Phi}{\Pi_n} = \frac{1}{T} \int_0^T \frac{\Pi_{y..Ф}}{\Pi_{y..п}} dt \quad (17)$$

и

$$1 - \frac{P_{\Phi}}{P_n} = \frac{1}{T} \int_0^T \left(1 - \frac{P_{y,\Phi}}{P_{y,n}}\right) dt. \quad (18)$$

Обозначим:

$$1 - \frac{P_{y,\Phi}}{P_{y,n}} = \tau. \quad (19)$$

Тогда выражение (18) может быть представлено в виде

$$1 - \frac{P_{\Phi}}{P_n} = \frac{1}{T} \int_0^T \tau dt. \quad (20)$$

Производительность предприятия в единицу времени при номинальном напряжении и при напряжении, отличном от номинального, связана со скоростями протекания технологических процессов и с продолжительностями технологических процессов следующим выражением:

$$\frac{P_{y,\Phi}}{P_{y,n}} = \frac{n_{\Phi}}{n_n} = \frac{\tau_n}{\tau_{\Phi}}, \quad (21)$$

где  $n_n$  и  $n_{\Phi}$  — скорости протекания технологических процессов при напряжениях номинальном и отличном от номинального;

$\tau_n$  и  $\tau_{\Phi}$  — продолжительности технологических процессов при тех же условиях.

С учетом выражения (21)

$$\tau = 1 - \frac{n_{\Phi}}{n_n} \text{ или } \tau = 1 - \frac{\tau_n}{\tau_{\Phi}}.$$

Определение  $n_n$ ,  $n_{\Phi}$ ,  $\tau_n$  и  $\tau_{\Phi}$  для какого-либо промышленного объекта (участка, цеха или предприятия) следует производить по тому технологическому оборудованию, у которого скорость обработки изделия особенно резко меняется при отклонениях напряжения. Например, в [Л. 7] показано, что на продолжительность технологического цикла трубопрокатного производства более всего оказывает влияние изменение скорости вращения асинхронных двигателей при отклонениях напряжения на их зажимах.

Из выражений (14) и (20) следует, что годовой дополнительный ущерб от недоиспользования расчетных затрат равен:

$$Y_{d,z} = (Kp_n + C_0) \frac{\int_0^T \tau dt}{T}. \quad (22)$$

В качестве удельного показателя данного вида дополнительного ущерба целесообразно принять расчетные затраты, отнесенные к 1 квт·ч фактически потребленной за год электроэнергии ( $\bar{W}$ ). Тогда удельный дополнительный ущерб от увеличения расчетных затрат, приходящихся на единицу продукции, будет:

$$y_{d,z} = \Delta z_{y,n} \tau, \quad (23)$$

где

$$\Delta z_{y,n} = \frac{Kp_n + C_0}{\bar{W}}.$$

Дополнительный ущерб от увеличения расчетных затрат, приходящихся на единицу продукции, за время  $T_1$  составит:

$$Y_{d,z}^{T_1} = \Delta z_{y,n} P_{1ep} \int_0^{T_1} \tau dt, \quad (24)$$

где  $P_{1ep}$  — средняя часовая нагрузка рассматриваемого объекта за период времени  $T_1$ , квт.

Использование при расчетах величины  $\Delta z_{y,n}$  несомненно облегчит определение ущерба от отклонений напряжения, так как эта же величина применяется для определения ущерба от аварийного перерыва электроснабжения [Л. 8, 9, 11 и 12].

Анализ выражений (22), (23), (24) показывает, что дополнительный ущерб от увеличения расчетных затрат на единицу продукции может иметь место и при выполнении предприятиями плановых заданий. В этом случае дополнительный ущерб будет свидетельствовать о возможностях увеличения выпуска продукции по сравнению с плановым после проведения необходимых мероприятий по улучшению качества напряжения.

Наконец, при отсутствии влияния отклонений напряжения на технологический процесс и оборудование дополнительный ущерб от отклонений напряжения равен нулю и дополнительные затраты ( $\Delta Z''_U$ ) определяются только прямым ущербом ( $Y_U$ ).

Необходимо отметить, что суммарные добавочные затраты  $\Delta Z_U$  в общем случае могут быть как положительными, так и отрицательными. Положительное значение  $\Delta Z_U$  показывает, что существующий режим напряжения приводит к увеличению затрат  $Z_U$  по сравнению с затратами при номинальном напряжении, т. е. вызывает определенный народнохозяйственный ущерб. Отрицательное значение  $\Delta Z_U$  свидетельствует об уменьшении  $Z_U$  по сравнению с  $Z_n$ , т. е. показывает, что существующий режим напряжения обеспечивает определенный народнохозяйственный эффект.

При решении вопроса о целесообразности проведения мероприятий по улучшению качества напряжения следует учитывать не только ущерб от некачественного напряжения, но и тот эффект, который может быть получен при установлении оптимального режима напряжения.

Так как оптимальное напряжение обязательно должно находиться в технически допустимых пределах, то при определении его следует учитывать лишь те составляющие ущерба, которые могут иметь место только при отклонениях напряжения, не превосходящих эти пределы. К ним относятся ущербы от изменения потребления активной и реактивной мощностей и энергии, от сокращения срока службы и от недовыработки продукции. При этом целесообразно пользоваться показателями этих ущербов, отнесенными к 1 ч. Дифференцируя эти показатели по напряжению и приравнивая полученный результат нулю, можно получить значения оптимальных напряжений в электроустановках, при которых народнохозяйственные затраты, связанные с выпуском продукции, будут минимальными.

#### Литература

1. Доклады на Всесоюзной конференции по качеству напряжения и его регулированию в электрических сетях и системах, Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского, Госэнергоиздат, 1961.

# Экономическая эффективность местного резервирования удаленных потребителей второй категории

Инж. Н. А. СЕУЛИН  
Красноярск

Полная электрификация нашей страны требует больших капитальных затрат на распределительные сети 35—220 кв. В связи с этим большое значение имеет правильное использование материальных ресурсов и изыскание способов снижения затрат на электросетевое строительство.

Одним из таких способов, на наш взгляд, является отказ в некоторых случаях от вторых длинных линий электропередачи, предназначенных для резервирования потребителей за счет сооружения местных резервных электростанций (дизельных или газотурбинных).

Местное резервирование может найти применение в первую очередь в малообжитых районах Сибири, Крайнего Севера и Дальнего Востока, где имеются потребители сравнительно небольшой мощности, удаленные от энергосистем или отдельных электростанций на сотни километров, а удельная стоимость ЛЭП значительно выше, чем в обжитых районах страны. Местное резервирование особенно эффективно в удаленных районах, где обнаружены месторождения нефти или газа.

Вопросы технико-экономического обоснования целесообразности резервирования потребителей разработаны пока недостаточно. Как известно, экономическая целесообразность резервирования может быть выявлена путем сопоставления вероятного ежегодного народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения и расчетных годовых затрат, связанных с осуществлением резервирования.

Однако определение вероятного ежегодного ущерба затруднено из-за отсутствия разработанной методики определения вероятного времени перерыва электроснабжения и удельного ущерба от недоступка 1 квт·ч для различных групп потребителей.

При определении вероятного времени перерыва электроснабжения необходимо учитывать множество факторов, зависящих от качества изготовления

и монтажа электрооборудования, условий его эксплуатации, длительности отыскания и устранения повреждения; последняя в свою очередь зависит от удаленности и доступности места повреждения. Поэтому необходимо организовать сбор статистических данных о плановых и аварийных простоях линий электропередачи, особенно для удаленных районов Сибири, Крайнего Севера и Дальнего Востока.

Кроме того, на некоторых предприятиях необходимо учитывать дополнительное время, в течение которого не производится продукция, а восстанавливается технологический процесс.

Известные методы определения народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения [Л. 1] являются приближенными. Обычно предполагается равномерное распределение аварий за рассматриваемый период. Не учитываются суточная, недельная и сезонная неравномерности графика нагрузки. Более достоверные результаты математического ожидания народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения могут быть получены с использованием теории случайных процессов и метода статистических испытаний [Л. 2].

Однако по ряду причин (недостаточная изученность вопроса, отсутствие достаточного количества статистического материала) такой подход в настоящее время практически неосуществим.

Поэтому до накопления необходимых сведений можно принять приближенные способы определения ущерба, а по мере получения дополнительной информации корректировать полученные результаты.

Предложенные И. А. Сыромятниковым [Л. 3] и А. А. Заика [Л. 4] методики удельного ущерба от перерывов электроснабжения достаточно просты, но они не учитывают особенностей технологических процессов потребителей и поэтому могут дать лишь усредненную величину для большой группы потребителей.

2. Мельников Н. А. и Солдаткина Л. А., Технико-экономическая оценка целесообразности регулирования напряжения в электрических сетях, «Электричество», 1965, № 2.

3. Сыромятников И. А., Режимы работы асинхронных электродвигателей, Госэнергоиздат, 1955.

4. Константинов Б. А., О рациональном использовании электрической энергии в промышленности, труды ЛИЭИ, вып. 51, 1964.

5. Константинов Б. А., О качестве напряжения на промышленных предприятиях, «Электричество», 1963, № 5.

6. Конюхова Е. А., Влияние качества напряжения на срок службы изоляции асинхронных двигателей, «Промышленная энергетика», 1965, № 6.

7. Guti C., Petki M., Soci A., Critériums d'évaluation des effets économiques des variations de la tension, Rev. roumaine sci tèchn. Sér. électrotechn. et énerg., 1964, 9, № 3.

8. Сыромятников И. А., Ущерб при аварийных на-

рушениях электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1964, № 9.

9. Крюков Л. А., К определению показателей народнохозяйственного ущерба от перерывов электроснабжения, вызванных аварийным снижением мощности в энергосистеме, «Технико-экономические расчеты в энергетике», Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского, 1965.

10. Заика А. А., Об оценке недополученной потребителями электроэнергии при перерыве электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1965, № 2.

11. Зельцбург Л. М., Об ущербе при аварийных нарушениях электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1965, № 6.

12. Миллер Г. Р., Вопросы надежности в системах электроснабжения промпредприятий, «Промышленная энергетика», 1965, № 1.



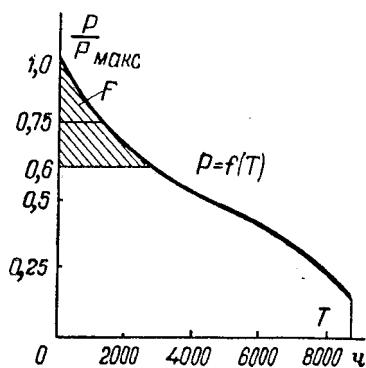


Рис. 1. Годовой график продолжительности нагрузок.

в зависимости от годового графика продолжительности и состава потребителей.

Определение экономически целесообразной степени резервирования потребителей производится по минимуму расчетных затрат с учетом вероятного народнохозяйственного ущерба от перерыва электроснабжения при частичном ограничении потребителей:

$$\mathcal{Z} = p_n K + I + \Delta U,$$

где  $p_n$  — нормативный коэффициент эффективности капиталовложений;

$K$  — капиталовложения на резервную электростанцию;

$I$  — ежегодные эксплуатационные затраты на электростанции;

$\Delta U$  — вероятный годовой ущерб от перерыва электроснабжения при частичном ограничении.

При полном прекращении электроснабжения потребителя вероятный недоотпуск электроэнергии приблизительно составит:

$$\mathcal{E} = P_{\max} \frac{T_{\max}}{8760} T_{\text{пер}},$$

где  $P_{\max}$  — максимальная нагрузка потребителя;

$T_{\max}$  — годовое число часов использования максимальной нагрузки;

$T_{\text{пер}}$  — вероятное годовое число часов перерыва электроснабжения.

Если в аварийном режиме потребители частично ограничиваются, то величина недоотпущененной электроэнергии может быть подсчитана по графику продолжительности нагрузки (рис. 1). Недоотпуск пропорционален площадке  $F$ , лежащей на рис. 1 выше линии мощности резервной электростанции.

Приближенно недоотпуск можно определить из следующего выражения:

$$\Delta \mathcal{E} = \frac{1}{2} (P_{\max} - P) \frac{T}{8760} T_{\text{пер}},$$

где  $P$  — мощность резервной электростанции;

$T$  — число часов, соответствующее мощности  $P$  на графике продолжительности.

Расчетные затраты на резервную станцию мощностью, равной максимальной нагрузке потребителя, будут равны;

Более достоверное определение ущерба может быть получено только на основе опытных или расчетных сведений по отдельным технологическим процессам [Л. 5].

Вследствие того, что продолжительность максимальных нагрузок, как правило, невелика, мощность резервной электростанции целесообразно принять меньше максимальной нагрузки потребителей

$Z_{\max} = p_n \kappa_y P_{\max} + I_{\max},$   
где  $\kappa_y$  — удельные капитальные затраты на резервную электростанцию;  
 $I_{\max}$  — годовые эксплуатационные затраты на резервной электростанции при полном резервировании потребителя.

Расчетные затраты при резервировании части нагрузки:

$$Z = p_n \kappa_y P + I_{\max} + \frac{1}{2} (P_{\max} - P) \times \\ \times T_{\text{пер}} \frac{T}{8760} (y_0 - t) - (P_{\max} - P) \kappa_y p_a,$$

где  $t$  — топливная составляющая на резервной электростанции;

$y_0$  — удельный ущерб от недоотпущеного 1 квт·ч;

$p_a$  — амортизационные отчисления на резервной электростанции.

Разница расчетных затрат:

$$\Delta Z = Z_{\max} - Z = (P_{\max} - P) \times \\ \times \left[ (p_n + p_a) \kappa_y - \frac{1}{2} T_{\text{пер}} \frac{T}{8760} (y_0 - t) \right]. \quad (1)$$

Задавшись различными значениями мощности  $P$  и приняв соответствующее ей время  $T$  из графика продолжительности нагрузок, определяем максимальную разницу расчетных затрат, которой соответствует наиболее экономически целесообразная степень резервирования.

Если замена площадки  $F$  (рис. 1) треугольником дает значительную погрешность, то для повышения точности расчетов площадку разбивают на  $(n - 1)$  трапеций с одинаковой высотой  $\Delta P$ . Недоотпуск будет пропорционален площадкам  $\Delta P \frac{T_1}{2}$ ,  $\Delta P \times$

$$\times \left( T_1 + \frac{T_2}{2} \right), \quad \Delta P \left( T_1 + T_2 + \frac{T_3}{2} \right), \dots \\ \dots, \quad \Delta P \left( T_1 + T_2 + T_3 + \dots + \frac{T_n}{2} \right).$$

Разница расчетных затрат для  $P_n$ :

$$\Delta Z_n = \Delta P \left[ n (p_n + p_a) \kappa_y - \frac{T_{\text{пер}}}{8760} (y_0 - t) \times \right. \\ \left. \times \left( T_1 + T_2 + T_3 + \dots + \frac{T_n}{2} \right) \right]. \quad (2)$$

В [Л. 6] указывается, что в качестве первичных двигателей на резервных электростанциях могут быть использованы авиационные газотурбинные установки как новые, так и отработавшие ресурс в воздухе, но пригодные после ревизии на заводе для работы с пониженными нагрузками в наземных условиях.

Турбовинтовые двигатели могут быть использованы для непосредственного (или через промежуточный редуктор) соединения с генератором. Единичная мощность таких двигателей в наземных условиях составляет 1 250, 1 600, 2 000 и 6 000 квт.

Вследствие небольшого веса турбовинтовых двигателей (например, вес двигателя серии АИ-20 составляет 1,1 т без промежуточного редуктора и 1,5 т с редуктором), электростанции, созданные на

базе этих двигателей, могут быть выполнены на санном или на автоходу. Это позволяет использовать их также на время ремонтных работ для резервирования потребителей, имеющих одиночное питание.

Турбореактивные двигатели могут быть применены в качестве газогенератора для специальной силовой турбины, использующей энергию реактивной струи. Силовая турбина соединяется с турбогенератором соответствующей мощности при  $n = 3000 \text{ об/мин}$ . Схема электростанции с турбореактивным двигателем показана на рис. 2.

Единичная мощность агрегатов электростанций на базе турбореактивных двигателей составляет 12—16 тыс. квт (в дальнейшем будут созданы ГТУ на 22—27 тыс. квт). Вес ГТУ на базе турбореактивных двигателей мощностью 12—16 тыс. квт (включая силовую турбину) составляет около 20 т, что позволяет выполнить такие электростанции также передвижными (на плавсредствах, на железнодорожной платформе и т. д.).

Относительно небольшая стоимость здания и силовой установки на базе авиационных двигателей (стоимость турбовинтового двигателя, частично выработавшего ресурс в воздухе, но пригодного для работы в наземных условиях, после ревизии на заводе приблизительно равна стоимости генератора) определяет сравнительно небольшие удельные затраты на установленный киловатт резервной газотурбинной электростанции. По предварительным расчетам удельные затраты составляют 25—30 руб/квт для электростанций, созданных на базе турбореактивных и 30—35 руб/квт на базе турбовинтовых двигателей.

Следует также учесть влияние фактора времени. Резервная станция вследствие сравнительно небольшого объема строительно-монтажных работ может быть введена в эксплуатацию за несколько месяцев, а наращивание ее мощности может быть произведено ступенями по мере роста нагрузки потребителей, достигающей расчетной величины, как правило, через 5—7 лет.

Резервная же линия электропередачи может быть введена только после полного окончания всех работ, а сроки строительства линий электропередачи напряжением 110—220 кв длиной в сотни километров составляют около 2 лет.

Расчетные капиталовложения на линию электропередачи, приведенные к моменту ввода, при равномерном распределении вложений в течение 2 лет составляют:

$$K_1 = 0,5(1 + p_n)K_1 + 0,5 K_1 = 1,06 K_1,$$

где  $K_1$  — сметная стоимость ЛЭП.

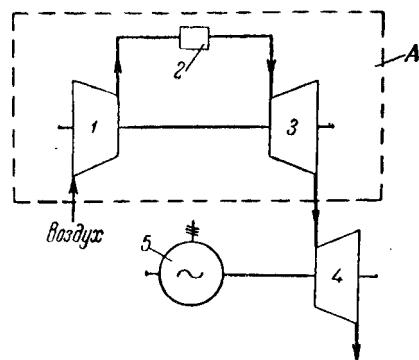
Приведенные к моменту ввода в эксплуатацию расчетные капиталовложения на резервную станцию при вводе первой очереди стоимостью 0,5  $K_2$  в течение 1 года и двух очередей стоимостью по 0,25  $K_2$  через 2 и 4 года составят:

$$K'_2 = 0,5K_2 + \frac{0,25K_2}{(1 + p_n)^2} + \frac{0,25K_2}{(1 + p_n)^4} = 0,856K_2,$$

где  $K_2$  — сметная стоимость резервной электростанции.

Рис. 2. Схема газотурбинной электростанции, работающей на базе турбореактивного двигателя.

$A$  — турбореактивный двигатель; 1 — компрессор; 2 — камера сгорания; 3 — газовая турбина; 4 — силовая турбина; 5 — турбогенератор.



Увеличение общих капиталовложений за счет строительства очередями незначительно ввиду того, что удельный вес строительно-монтажных работ на резервной электростанции сравнительно небольшой.

Даже при равенстве расчетных затрат резервные газотурбинные электростанции предпочтительны, так как они имеют следующие технико-экономические преимущества, которые обычно не учитываются в расчетах:

а) материальные и людские ресурсы, предназначавшиеся для вторых ЛЭП, могут быть использованы для ускорения централизации электроснабжения потребителей. За счет ликвидации множества мелких станций получится значительный народнохозяйственный эффект;

б) ускорение ввода резерва за счет резкого сокращения объема строительно-монтажных работ; появляется возможность производить ввод мощностей на резервной электростанции по мере роста нагрузок потребителей, что позволит перенести часть капитальных вложений на более поздние сроки;

в) резервные электростанции при незначительных дополнительных капитальных вложениях могут использоваться для выработки реактивной мощности, а также для участия в покрытии пиков энергосистемы, что позволяет получить дополнительный значительный экономический эффект;

г) повышается надежность электроснабжения потребителей, так как двухцепные или две однокапитальные воздушные линии не могут полностью гарантировать от перерывов подачи электроэнергии.

В практике имели место случаи, когда отключения по разным причинам (падение опор воздушных линий, аварии на шинах мощных узловых РУ 220—500 кв, приводящих к отключению генерирующих источников большой мощности) вели к прекращению электроснабжения целых районов (например, крупнейшая авария в Объединении энергосистем района г. Нью-Йорка в декабре 1965 г.).

Весьма эффективно применение газотурбинных электростанций для резервирования временного электроснабжения (например, для электроснабжения строительств ГЭС и ГРЭС).

Как известно, существенным недостатком электростанций, работающих на базе авиационных двигателей, является сравнительно низкий к. п. д. (0,17—0,22).

Однако электростанции, работающие на базе авиационных двигателей, в пиковом режиме успешно могут конкурировать даже с мощными паротурбинными электростанциями. По данным зару-

бежной практики электростанции, работающие на базе авиационных двигателей, по всем экономическим показателям превосходят электростанции других типов при годовом времени использования менее 2 600 ч [Л. 7].

При решении вопроса о целесообразности использования резервных электростанций для участия в покрытии пика нагрузки необходимо рассматривать энергосистему в целом. Однако для энергосистем, в составе которых ГЭС или отсутствуют или не могут обеспечить покрытие пиков нагрузки, использование резервных газотурбинных электростанций целесообразно. В этом случае практически без дополнительных капитальных вложений (необходимы затраты только на дистанционное управление резервной электростанцией с диспетчерского пункта) соответствующая мощность базовых агрегатов ГЭС энергосистемы «вытесняется» газотурбинной станцией.

В энергосистемах с преобладанием гидростанций ГТУ могут использоваться для покрытия пиковых нагрузок, а также в тех случаях, когда в системе имеется дефицит мощности.

Размещение пиковых электростанций вблизи центров нагрузки, а не на базовых электростанциях, как это делается в настоящее время, имеет существенные преимущества:

сокращение затрат на ЛЭП для выдачи мощности с базовых электростанций;

сокращение потерь в ЛЭП в часы пик. Потери электроэнергии при передаче в часы пик по большинству ЛЭП составляют 5—10%, а в некоторых случаях и больше. Поэтому можно принять, что 1 Мвт пиковой мощности, установленный в центре нагрузки, эквивалентен 1,05—1,1 Мвт пиковой мощности на базовой электростанции;

повышение устойчивости параллельной работы энергосистемы.

Замещаемая мощность паротурбинных электростанций энергосистемы:

$$P_{\text{зам}} = k_{c,n} k_3 k_p P,$$

где  $P$  — установленная мощность резервной газотурбинной электростанции;

$k_{c,n}$  — коэффициент, учитывающий необходимость увеличения установленной мощности электростанции для питания собственных нужд;

$k_3$  — коэффициент, учитывающий повышение эффективности пиковой электростанции при размещении ее в центре нагрузки;

$k_p$  — коэффициент резерва, учитывающий необходимость увеличения установленной мощности паротурбинных электростанций.

Капитальные затраты на замещаемую электростанцию:

$$K_{\text{зам}} = k_c P_{\text{зам}},$$

где  $k_c$  — удельная стоимость установленной мощности на современной конденсационной электростанции.

Замещаемая паротурбинная электростанция «вытесняет» в базовой части графика соответствующую мощность на малоэкономичных станциях си-

стемы, что приближенно учитывается следующей формулой:

$$\Delta I_t = P(T_{\text{ср}} - T) \Delta t,$$

где  $T$  — годовое число часов использования резервной станции в пиковом режиме;

$T_{\text{ср}}$  — среднее годовое число использования максимума на тепловых станциях системы;

$\Delta t$  — разница топливной составляющей стоимости электроэнергии на базовых и на малоэкономичных станциях системы.

Число часов работы резервной электростанции в пиковом режиме, при котором расчетные затраты на замещаемую электростанцию и вторую линию электропередачи будут равны расчетным затратам на резервную электростанцию, определится из уравнений:

$$(p_n + p_a) K_{\text{зам}} + k_{c,n} P T_{\text{зам}} - P(T_{\text{ср}} - T) \Delta t + \\ + p_n K_1 + I_1 \geq p_n K_2 + I_2 + P T_{\text{ср}} + \Delta p_a K_2 + \Delta Y,$$

откуда

$$T \leq \frac{(p_n + p_a) K_{\text{зам}} + p_n (K_1 - K_2) + \dots}{P(t_2 - \dots)} \\ \dots \rightarrow \frac{+ I_1 - I_2 - P T_{\text{ср}} \Delta t - \Delta p_a K_2 - \Delta Y}{-k_{c,n} t_{\text{зам}} - \Delta t}, \quad (3)$$

где  $P$  — мощность резервной электростанции;  $t_{\text{зам}}$  — топливная составляющая 1 квт·ч, включающая стоимость топлива, его транспортировку и хранение на замещаемой электростанции;

$t_2$  — то же для резервной электростанции;  $p_a$  — амортизационные отчисления на замещаемой электростанции;

$\Delta p_a$  — дополнительные амортизационные отчисления при использовании резервной станции в пиковом режиме;

$K_1$  и  $I_1$  — соответственно капитальные вложения и годовые эксплуатационные затраты на резервную линию электропередачи;

$K_2$  и  $I_2$  — то же на резервную электростанцию.

При большом числе часов использования установленной мощности электростанций, работающих на базе авиационных двигателей, экономичность их может быть резко повышенена, если будет использовано тепло отходящих газов, имеющих довольно высокую температуру (400—450°C), для выработки тепловой энергии или для организации регенеративного подогрева воздуха после компрессора.

При наличии силовых муфт, позволяющих на полных оборотах соединять и разъединять газовую турбину с генератором, последний может использоваться как источник реактивной мощности.

**Выводы.** 1. Резервирование удаленных потребителей в некоторых случаях целесообразно выполнять от местных источников. Для резервных электростанций можно использовать серийные авиационные газотурбинные двигатели, отработавшие ресурс в воздухе.

2. Комплексное использование резервных газотурбинных электростанций для выработки реактивной мощности и для участия в покрытии пика энер-

госистемы позволит получить большой экономический эффект.

3. Необходимо продолжить проектно-конструкторские работы по созданию электростанций мощностью 2, 6, 12 и 25 тыс. квт на базе серийных авиационных двигателей, приспособленных к работе как на жидкокомпрессорном, так и на газообразном топливе. Необходимо также продолжить научно-исследовательские работы по определению вероятного времени перерыва электроснабжения и стоимости ущерба от недоотпуска 1 квт·ч для различных групп потребителей.

**Пример.** Для электроснабжения горнообогатительного комбината, удаленного от энергосистемы на 270 км, с максимальной нагрузкой  $P_{\text{макс}} = 120 \text{ Мвт}$  при  $\cos \phi = 0,92$ ,  $T_{\text{макс}} = 4500 \text{ ч}$ , предусмотрено две цепи ЛЭП 220 кв с проводом АС-300; стоимость 1 км одноцепной линии составляет 15,3 тыс. руб./км;  $T_{\text{пер}} = 50 \text{ ч}$ .

1. Капитальные затраты на одну ЛЭП  $K_1 = 15,3 \cdot 270 = 4140$  тыс. руб. Ежегодные амортизационные отчисления, капитальный, текущий ремонт и обслуживание на одну ЛЭП составляют (без учета потерь электроэнергии при передаче):

$$I_1 = \frac{P_0}{100} K_1 = \frac{3,6}{100} 4140 = 150 \text{ тыс. руб.}$$

2. Экономически целесообразная степень резервирования определяется по формуле (2).

Для расчета принимаем:  $\Delta P = 0,1 P_{\text{макс}}$ ,  $y_0 = 0,2 \text{ руб}/\text{квт}\cdot\text{ч}$ ,  $t = 0,021 \text{ руб}/\text{квт}\cdot\text{ч}$ ,  $p_a = 3,3\%$ . Тогда снижение расчетных затрат составит (в тыс. руб.):

$$\Delta Z_1 = 0,1 \cdot 120 \left[ (0,125 + 0,033) 22 - \frac{50}{8760} \times \right. \\ \left. \times (0,2 - 0,021) \frac{600}{2} \right] = 38,4.$$

Аналогично:

$$\Delta Z_2 = 68,1; \Delta Z_3 = 85; \Delta Z_4 = 93; \Delta Z_5 = 82; \Delta Z_6 = 54.$$

Отсюда видно, что при  $P = 0,6 P_{\text{макс}}$  максимальное снижение расчетных затрат будет:

$$\Delta Z_4 = 93 \text{ тыс. руб.}$$

Следовательно, экономически целесообразная мощность резервной электростанции будет равна:

$$P = 0,6 P_{\text{макс}} = 0,6 \cdot 120 = 72 \text{ тыс. квт.}$$

3. Вместо сооружения второй ЛЭП 220 кв предполагается соорудить на горнообогатительном комбинате резервную газотурбинную электростанцию мощностью 75 тыс. квт на базе трех турбореактивных двигателей по 25 тыс. квт.

Ориентировочно капитальные затраты на электростанцию составят (в тыс. руб.): стоимость трех газотурбинных установок—720, стоимость трех турбогенераторов ТВС-30—338, прочее оборудование—200, строительно-монтажные работы—320, прочие затраты—100. Всего  $K_2 = 1678$  тыс. руб.

4. Годовой расход натурального топлива при числе часов работы электростанции  $T_{\text{пер}} = 50 \text{ ч}$  с учетом ограничения потребителей до  $P = 0,6 P_{\text{макс}}$ :

$$G = k_1 q P_{\text{макс}} \frac{T_{\text{пер}}}{8760} \left[ T_{\text{макс}} - \frac{\Delta P}{P_{\text{макс}}} \times \right. \\ \left. \times \left( T_1 + T_2 + T_3 + \frac{T_4}{2} \right) \right] = 1,1 \cdot 0,48 \cdot 120 \frac{50}{8760} \times \\ \times \left[ 4500 - 0,1 \left( 600 + 1300 + \right. \right. \\ \left. \left. + 2300 + \frac{3600}{2} \right) \right] = 1370 \text{ м.}$$

где  $k_1$  — коэффициент, учитывающий повышенный расход при сниженных нагрузках;  
 $q$  — удельный расход дизельного топлива.

5. Ежегодные эксплуатационные расходы на резервную электростанцию составят (в тыс. руб.): стоимость топлива —  $1,15 \cdot 0,035 \cdot 1370 = 55$ , амортизационные расходы

$$\frac{P_a K_2}{100} = \frac{3 \cdot 3 \cdot 1678}{100} = 55,5,$$

зарплата обслуживающего персонала — 25, прочие расходы — 10, стоимость разницы дополнительных потерь при отказе от второй ЛЭП и выработанной резервной электростанцией электроэнергии (при стоимости 0,7 коп/квт·ч) — 49,5. Всего  $I_2 = 195$  тыс. руб.

6. Расчетные затраты составляют:

$$Z_1 = 0,125 \cdot 1,06 \cdot 4140 + 150 = 700 \text{ тыс. руб.}, \\ Z_2 = p_a K'_2 + I_2 + \Delta P \left( T_1 + T_2 + T_3 + \frac{T_4}{2} \right) \times \\ \times \frac{T_{\text{пер}}}{8760} y_0 = 0,125 \cdot 0,865 \cdot 1678 + 195 + 0,1 \cdot 120 \times \\ \times \left( 600 + 1300 + 2300 + \frac{3600}{2} \right) \times \\ \times \frac{50}{8760} 0,2 = 457 \text{ тыс. руб.}$$

7. При отсутствии резервирования годовой народнохозяйственный ущерб составит:

$$Y = \frac{P_{\text{макс}} T_{\text{макс}}}{8760} T_{\text{пер}} y_0 = \frac{120 \cdot 4500}{8760} \times \\ \times 50 \cdot 0,2 = 615 \text{ тыс. руб.}$$

8. Число часов работы резервной электростанции, при котором расчетные затраты на резервную электростанцию равны ущербу от перерыва электроснабжения:

$$T'_{\text{пер}} = \\ = \frac{p_a K'_2 + a}{T_{\text{макс}} - \frac{\Delta P}{P_{\text{макс}}} \left( T_1 + T_2 + T_3 + \frac{T_4}{2} \right)} y_0 - b,$$

где  $a$  — постоянная часть эксплуатационных затрат на резервную электростанцию;

$b$  — часовая стоимость топлива при средней нагрузке ( $\frac{55}{50} = 1,1$  тыс. руб/ч).

$$T'_{\text{пер}} = \frac{0,125 \cdot 0,865 \cdot 1678 + 195 - 55}{4500 - 0,1 \left( 600 + 1300 + 2300 + \frac{3600}{2} \right)} 0,2 - 1,1 = \\ = \frac{120}{8760} = 33 \text{ ч.}$$

9. Окупаемость резервной электростанции за счет ущерба от перерыва электроснабжения:

$$T'_1 = \frac{K_2}{P_{\text{макс}}} = \frac{T_{\text{макс}} - \frac{\Delta P}{P_{\text{макс}}} \left( T_1 + T_2 + T_3 + \frac{T_4}{2} \right)}{T_{\text{пер}} y_0 - I_2} = \\ = \frac{1678}{4500 - 0,1 \left( 600 + 1300 + 2300 + \frac{3600}{2} \right)} = \frac{1678}{8760} = 50 \cdot 0,2 - 195 \\ = 4,9 \text{ года.}$$

10. Находим замещаемую мощность паротурбинных электростанций энергосистемы при использовании резервной электростанции в качестве пиковой

$$P_{\text{зам}} = 75 \cdot 1,07 \cdot 1,05 \cdot 1,1 = 93 \text{ Мвт.}$$

11. Капитальные затраты по замещаемой электростанции:

$$K_{\text{зам}} = 78 \cdot 93 = 7300 \text{ тыс. руб.}$$

12. Число часов работы резервной электростанции на дизельном топливе в пиковом режиме, при котором расчетные затраты на замещаемую электростанцию и линию электропередачи будут равны расчетным затратам на резервную электростанцию, определяем по формуле (3)

$$T \leq 1030 \text{ ч.}$$

Следовательно, резервную электростанцию экономически целесообразно использовать для работы в пиковом режиме при годовом числе часов использования максимума

$$T'_3 = T'_2 - T_{\text{пер}} \frac{T_{\text{макс}} - \frac{\Delta P}{P_{\text{макс}}} \left( T_1 + T_2 + T_3 + \frac{T_4}{2} \right)}{8760} = \\ = 1030 - 50 \frac{4500 - 0,1 \left( 600 + 1300 + 2300 + \frac{3600}{2} \right)}{8760} = \\ = 1007 \text{ ч.}$$

При работе резервной электростанции на газообразном топливе экономически целесообразное число часов работы резервной станции резко увеличивается. При топливных составляющих, равных на замещаемой и резервной электростанциях соответственно 0,004 и 0,01 руб/квт·ч, экономически целесообразное число часов работы резервной станции составит 2 650 ч.

13. При естественном коэффициенте мощности в узле нагрузок  $\cos \varphi_0 = 0,8$  для повышения его до  $\cos \varphi_1 = 0,92$  необходимая мощность компенсирующих устройств составит:

$$Q_{\text{к.у.}} = P_{\text{макс}} (\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_0) = 120 (0,75 - 0,42) = 40 \text{ Мвар.}$$

Для компенсации реактивной мощности нужно установить синхронный компенсатор мощностью 37,5 Мвар, сметная стоимость которого составляет 280 тыс. руб.

Приняв стоимость двух силовых муфт равной 40 тыс. руб., получим экономический эффект от использования двух турбогенераторов резервной станции в режиме синхронного компенсатора:

$$\Delta K = 280 - 40 = 240 \text{ тыс. руб.}$$

При этом капитальные вложения, отнесенные на резервную электростанцию, составят:

$$K''_2 = 1678 - 240 = 1438 \text{ тыс. квт.}$$

Удельная стоимость установленной мощности на резервной станции:

$$K_{\text{ст}}^{\text{уд}} = \frac{1438}{75} = 19 \text{ руб/квт.}$$

#### Литература

- Розанов М. Н., Некоторые вопросы проектирования энергетических систем, ВЭЗИ, 1964.
- Розанов М. Н., Применение метода статистических испытаний к оценке надежности, «Электричество», 1965, № 6.
- Сыромятников И. А., Определение ущерба от перерыва электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1964, № 9.
- Зайка А. А., Об оценке недополученной потребителями электроэнергии при перерывах электроснабжения, «Промышленная энергетика», 1965, № 2.
- Афонин Н. С., Надежность электроснабжения промышленных предприятий, Госэнергоиздат, 1958.
- Сеулин Н. А. и Файбисович Д. Л., Об использовании авиационных газотурбинных двигателей как источника резервного питания, «Электрические станции», 1965, № 5.
- Под редакцией Г. И. Шувалова, Применение газотурбинных установок в крупной энергетике, БТИ, ОРГРЭС, 1964.

[27.9.1965]



**Трудящиеся Советского Союза! Все силы на осуществление решений XXIII съезда КПСС, на выполнение пятилетнего плана!**

(Из призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)

УДК 621.311.22

## **Метод выбора главных схем электрических соединений мощных конденсационных электростанций<sup>1</sup>**

**Доцент Л. И. ДВОСКИН**  
Москва

В связи с намечающимся резким ростом мощностей агрегатов и ТЭС особое внимание должно быть уделено выбору главных схем электрических соединений электростанций.

До последнего времени качество различных вариантов таких схем определялось без объективной оценки схем соответствующими количественными показателями, которые характеризовали бы не только капитальные затраты на выполнение схемы, но и ее надежность и гибкость, объем эксплуатационных работ и, наконец, вероятный народнохозяйственный ущерб при различных аварийных режимах.

В настоящей статье предлагается объективный метод оценки качества схем электрических соединений электростанций.

Наиболее распространенной в СССР схемой электрических соединений РУ 110—500 кв мощных тепловых электростанций является схема с двумя основными и третьей обходной системами шин, с одним выключателем на цепь.

Однако этой схеме наряду с известными достоинствами свойственные и существенные недостатки: в РУ с несекционированными системами шин при повреждении или отказе линейного выключателя или повреждениях на сборных шинах возможна потеря половины цепей; при повреждении шиносоединительного выключателя или при отказе выключателя в период ремонта одной из двух систем шин возможна потеря всех цепей.

Уменьшение величины теряемой мощности в схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин может быть достигнуто секционированием шин выключателями с установкой дополнительных обходных и шиносоединительных выключателей.

При установке блоков мощностью 300—800 Мвт они, как правило, присоединяются к РУ напряжением 220, 330 и 500 кв, для которых коммутационное оборудование стоит очень дорого. Так, ячейка РУ 220 кв, выполненная по схеме с одним выключателем на цепь, стоит 95 тыс. руб., для 330 кв — 163 тыс. руб. и для 500 кв — 254 тыс. руб.

Очевидно, что в таких условиях секционирование систем шин на большое число частей в рассматриваемой схеме будет связано со значительными

затратами денежных средств, оборудования и материалов.

Таким образом, в новых условиях возникла необходимость изыскания новых схемных решений.

Рассмотрим, насколько удовлетворяют этим новым условиям другие известные схемы соединений — полуторная, многоугольники, схема с двумя выключателями на цепь и схема с одной основной и одной обходной системами шин. Каждой из них присущи свои общеизвестные достоинства и недостатки, которые для краткости здесь не приводятся. Для суждения о том, какая из них наиболее целесообразна в условиях той или иной конкретной ТЭС, необходимо сопоставить для перечисленных вариантов схем следующие объективные показатели:

1. Капитальные затраты и количество коммутационного оборудования.

2. Количество операций разъединителями, которое необходимо произвести в течение года для одноразовой ежегодной ревизии всего оборудования и шин.

3. Объем эксплуатационных работ за год.

4. Величина генераторной мощности и число линий, которые могут быть потеряны при различных аварийных режимах, длительность потери генераторной мощности и, наконец, насколько часто могут возникать аварийные режимы, при которых теряются генераторная мощность и линии, что может быть выражено вероятным числом таких случаев за год.

5. Возможность сохранения части транзитных линий при возникновении аварийных режимов в РУ.

6. Стоимость дополнительной установленной мощности на ТЭС, необходимая для бесперебойного питания потребителей в случае аварийного отключения блоков из-за повреждения оборудования в РУ, или величина народнохозяйственного ущерба из-за недоотпуска электроэнергии при таких авариях.

**Капитальные затраты** определяются по количеству ячеек с выключателями, нужных для осуществления схемы. Капитальные затраты учитываются по укрупненным показателем стоимости (УПС) и включают стоимость оборудования, монтажа и

<sup>1</sup> В порядке обсуждения.

строительной части. При уменьшении в некоторых схемах количества разъединителей соответственно изменяется стоимость ячеек, которая определена в относительных единицах следующим образом: за единицу принята стоимость ячейки с выключателем по схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин. Стоимость ячейки по схеме многоугольника, где для каждой цепи устанавливаются не четыре, а три разъединителя, составляет для 500 кв — 0,93, для 330 кв — 0,94 и для 220 кв — 0,95 стоимости ячейки по схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин. Соответствующие коэффициенты для схемы с полутора выключателями на цепь составляют для ОРУ 500 кв — 0,91, для 330 кв — 0,92 и для 220 кв — 0,94.

На рис. 1 приведено графическое изображение стоимости ОРУ 500 кв, выполняемого по указанным

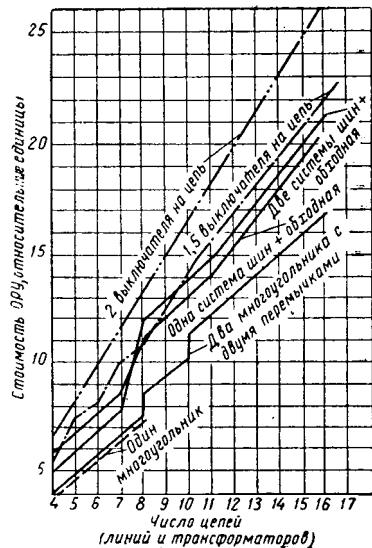


Рис. 1. Стоимость ОРУ 500 кв в относительных единицах для различных схем при различном числе цепей в РУ.

вариантам схем при различном числе цепей в РУ. При этом принималось, что:

а) в схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин при числе цепей восемь и больше обе системы шин секционируются выключателями и устанавливаются два обходных выключателя;

б) в схеме с одной основной и одной обходной системами шин рабочая система шин секционируется выключателями по числу блоков, причем устанавливается один обходной выключатель;

в) при числе цепей более восьми выполняются два многоугольника с одной или двумя перемычками между ними.

Как можно установить из рис. 1, схема с двумя выключателями на цепь исключительно дорога; если же учесть что в период ревизии разъединителей одной системы шин повреждение или отказ любого из выключателей приведет к потере всех цепей РУ, то эта схема должна быть исключена из дальнейшего рассмотрения.

Точно так же схема с одной основной и одной обходной системами шин, как дорогая и имеющая

очень существенные недостатки<sup>2</sup>, особенно применительно к мощным ТЭС, исключается из дальнейших сопоставлений.

В связи с тем, что для остальных показателей пока не удалось найти столь же наглядные зависимости от числа цепей, как для капитальных затрат, целесообразно эти показатели определить для условно выбранного РУ 330 кв с четырьмя повышающими трансформаторами блоков по 500 Мвт и восемью отходящими линиями. Полагаем, что с помощью приводимой методики и данных можно будет определить аналогичные показатели для любых конкретных объектов с другим числом трансформаторов и линий, а также при других напряжениях РУ.

Следует особо подчеркнуть условность принятых для примера напряжения установки, мощности и количества блоков, а также числа линий, отходящих от рассматриваемого РУ.

**Количество операций** разъединителями за год определено исходя из ежегодного вывода в ревизию всех выключателей и разъединителей, причем вывод в ревизию выключателей и шинных разъединителей производится без перерыва в питании цепей.

Для РУ по рис. 2,а число операций разъединителями за год оказалось равным 388, для РУ по рис. 2,б — 144 и по рис. 2,в — 112.

**Объем эксплуатационных работ** для каждого из вариантов схем РУ определяется по нормативным данным для ревизии выключателей (табл. 1); для упрощения не учитываются трудозатраты на ревизии трансформаторов тока и напряжения, разрядников, разъединителей, опорных изоляторов, натяжных и подвесных гирлянд и ошиновки ввиду того, что эти затраты относительно невелики. Вместе

Таблица 1  
Периодичность, продолжительность и трудоемкость ремонтов воздушных выключателей (по данным Мосэнерго, 1961 г.)

№ п/п.		Напряжение, кв			
		110	220	330	500
1	Продолжительность капитального ремонта воздушного выключателя (1 раз в 3 года), дни . . . . .	5	10	—	20
2	То же, но для текущего ремонта (по 25% в год от продолжительности по п. 1, за 2 года), дни . . . . .	3	5	—	10
3	Суммарная продолжительность ремонта за 3 года, дни . . . . .	8	15	—	30
4	Среднегодовая продолжительность ремонта одного воздушного выключателя с округлением, дни . . . . .	3	5	7	10
5	Среднегодовая трудоемкость ремонта одного воздушного выключателя, чел-ч . . . . .	100	150	200*	300

\* Примерное, среднее.

Примечание. Бригада, осуществляющая ревизию выключателей, состоит из 6 человек; в один рабочий день она располагает 6·7 = 30 чел-ч, где 1,4 — коэффициент, учитывающий потери времени на допуск к работе, переезды и пр. Бригада работает в одну смену.

<sup>2</sup> Потеря всех цепей, присоединенных к секции, при повреждении любого из выключателей этих цепей и снятие напряжения с них и с секции при ремонтных работах на шинных разъединителях и шинах.

с тем учитывается, что в схемах, где отключение короткого замыкания на линии производится двумя (а иногда и тремя) выключателями, количество ремонтов этих выключателей за год увеличивается на 50%. Например, для схемы по рис. 2,в выключатели, находящиеся между двумя линиями, будут отключать короткие замыкания при повреждениях на любой из этих двух линий, т. е. чаще, чем другие выключатели.

В соответствии с указанным трудозатраты на ревизии выключателей по этой схеме определяются величиной в  $200/10 + (4 \cdot 1,5) = 3200$  чел-ч.

Для схемы с полутора выключателями на цепь трудозатраты определяются соответственно в  $200(16 + 2 \cdot 1,5) = 3800$  чел-ч.

**Величина генераторной мощности и число линий**, которые могут быть потеряны при различных аварийных режимах для рассматриваемых вариантов схем, будут разными.

Для каждого варианта определяются последствия следующих аварий:

повреждение любого из выключателей в схеме;

короткое замыкание на линии в период ревизии выключателей;

повреждение любого из выключателей в период ревизии выключателей.

Ввиду того что отказы выключателей в действии составляют, по данным [Л. 1], около 30% от общего числа повреждений выключателей, нет необходимости учитывать эти повреждения отдельно.

Из-за малой повреждаемости повышающих трансформаторов совпадение такого повреждения с периодом ревизии выключателей не учитывается.

Вероятное число случаев потери генераторной мощности и линий за год предлагается определять следующим образом.

Вероятное число повреждений выключателей за год (ЧСГ) в РУ пропорционально их удельной повреждаемости и числу выключателей:

$$\text{ЧСГ} = A_v n_v,$$

где  $A_v$  — удельная повреждаемость выключателей;  $n_v$  — число выключателей.

По данным анализа аварийной статистики, приведенным в [Л. 1], три выключателя из 100 были причиной повреждений сборных шин РУ 110—220 кв, иначе говоря, для выключателей 110—220 кв  $A_v = 0,03$ . Для выключателей 500 кв, на основании данных о соотношении числа аварий на сборных шинах 220 и 500 кв по одной из крупнейших энергосистем,  $A_v$  может быть принят в 0,07. Для выключателей 330 кв  $A_v$  может быть принят равным 0,05.

Вероятное число случаев короткого замыкания на линиях в период ревизии выключателей за год пропорционально длительности ревизии выключателя ( $D$  — в сутках), числу выключателей ( $n_v$ ), удельной повреждаемости линий ( $A_l$  случаев за год на 100 км линий), длине линии данного напряжения  $l$  и числу линий ( $n_l$ ), т. е.:

$$\text{ЧСГ}_2 = n_v \frac{D}{365} n_l \frac{l}{100} A_l.$$

Среднегодовая продолжительность ревизии выключателя может быть принята по табл. 1. Удель-

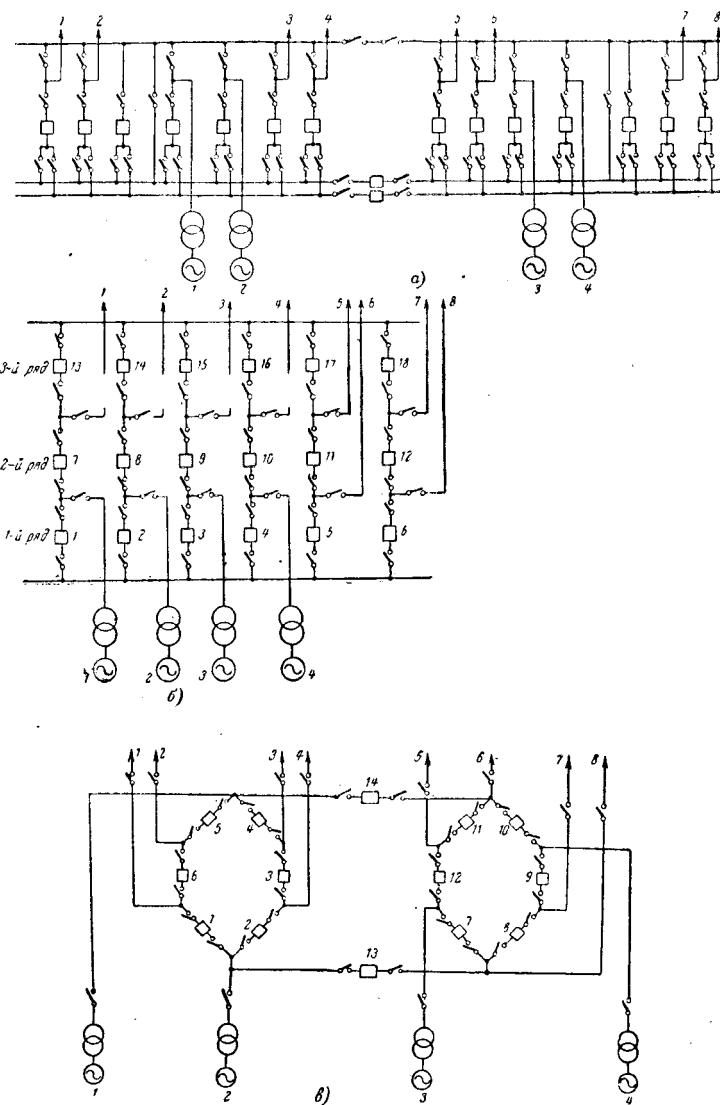


Рис. 2. Три варианта схемы РУ 330 кв для четырех повышающих трансформаторов и восьми линий.

а — схема РУ с двумя основными и третьей обходной системами шин;  
б — полуторная схема РУ (три выключателя на каждые две цепи при двух системах шин); в — схема РУ с двумя многоугольниками и двумя перемычками.

ная повреждаемость линий (на 100 км) может быть принята по [Л. 2], где приводятся данные по системе Мосэнерго, а именно: 3,55 для линий 110 кв, 1,57 — для линий 220 кв и 0,45 — для линий 500 кв \*.

Средняя длина линий может быть принята для 110 кв — 80, 220 кв — 150, 330 кв — 250 и 500 кв — 400 км \*\*.

Вероятное число случаев повреждения одних выключателей в период ревизии других выключателей за год:

$$\text{ЧСГ}_3 = n_{v, \text{ревиз}} \frac{D}{365} A_v n_{v, \text{повр}},$$

где  $n_{v, \text{ревиз}}$  — число выключателей, выводимых в ревизию;

\* Для линий 330 кв можно принять эту величину равной 1,0.

\*\* Для конкретных объектов должны быть учтены действительные длины и количество линий.

$n_{\text{в.повр}}$  — число выключателей, повреждение которых может вызвать потерю мощности или отключение неповрежденных линий.

Подсчеты ЧСГ для сопоставляемых вариантов схем приведены в табл. 2.

Возможность сохранения части транзитных линий при возникновении аварийных режимов в РУ особенно необходимо выявить для напряжений 330 кВ и выше.

Предположим, что от подстанции А через РУ 330 кВ ТЭС на подстанцию Б поступает мощность от других электростанций системы, или что в периоды половодья от ГЭС со стороны подстанции А необходимо принимать значительную мощность и энергию (рис. 3, а).

Таким образом, для энергосистемы весьма существенно сохранить при всех режимах в РУ хотя бы одну транзитную линию от подстанции А к подстанции Б.

При выполнении РУ по схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин подстанции А и Б присоединены, как показано на рис. 3, б; при таком присоединении при повреждении секционного или шиносоединительного выключателей теряются четыре линии и два блока, но сохраняются два других блока и две транзитные линии.

В полуторной схеме (рис. 2, б) повреждение выключателя 13 (или 14—18) в период ревизии выключателя 8 приведет к отключению обеих линий от подстанции А.

Соответственно отключаются обе линии к подстанции Б, если повредится выключатель 15 (или другие выключатели третьего ряда) в период ревизии выключателя 10.

Для того чтобы избежать этого существенного недостатка схемы, в [Л. 4] предлагалось поменять местами присоединения трансформаторов и линий у половины цепей, как показано на рис. 4.

Произведенный автором анализ компоновок ОРУ с таким присоединением цепей линий и транс-

форматоров, с двухрядной установкой выключателей, как рекомендуется в [Л. 4], выявил, что при подобной компоновке увеличиваются вдвое размеры ОРУ, количество поддерживающих ошиновку конструкций и число гирлянд изоляторов; в результате стоимость ОРУ увеличивается не менее чем на 20%.

Таблица 2

Сводная таблица результатов технико-экономического сопоставления трех вариантов главной схемы соединений РУ 330 кВ с четырьмя повышающими трансформаторами и восемью линиями передачи

№ п/п	Показатели сопоставления	Вариант схемы		
		С двумя основными и с обходной системами шин, по рис. 2, а	Полугорная по рис. 2, б	Два шестигранника с двумя перемычками, по рис. 2, в
1	Количество ячеек с выключателями:			
	шт. . . . .	16	18	14
	% . . . . .	114	129	100
2	Капитальные затраты:			
	тыс. руб. . . . .	2 508	2 700	2 150
	% . . . . .	116	125	100
3	Количество операций разъединителями за год:			
	шт. . . . .	388	144	112
	% . . . . .	345	129	100
4	Объем эксплуатационных работ за год:			
	чел-ч . . . . .	3 200	3 800	3 200
	% . . . . .	100	119	100
5	Аварийные режимы:			
	А. Вероятное число случаев повреждения выключателей за год — суммарное	80 <sup>1</sup>	0,90 <sup>4</sup>	0,70 <sup>13</sup>
	В том числе приводящие к потере:			
	а) мощности двух блоков и четырех линий . . .	0,20 <sup>2</sup>	—	—
	б) одного блока и двух линий . . . . .	0,60 <sup>3</sup>	—	—
	в) одного блока и одной линии . . . . .	—	0,20 <sup>5</sup>	0,50 <sup>14</sup>
	г) одного блока . . . . .	—	0,20 <sup>6</sup>	—
	д) одной линии . . . . .	—	0,40 <sup>7</sup>	—
	е) двух линий . . . . .	—	0,10 <sup>8</sup>	0,20 <sup>15</sup>
	ж) двух блоков . . . . .	—	0,016 <sup>9</sup>	—
	з) двух транзитных линий . . . . .	—	0,024 <sup>10</sup>	—
	Б. Вероятное число случаев за год короткого замыкания на линиях в период ревизии выключателей, приводящих к потере:			
	а) одного блока . . . . .	—	0,19 <sup>11</sup>	0,10 <sup>16</sup>
	б) одной неповрежденной линии . . . . .	—	0,19 <sup>12</sup>	0,40 <sup>17</sup>

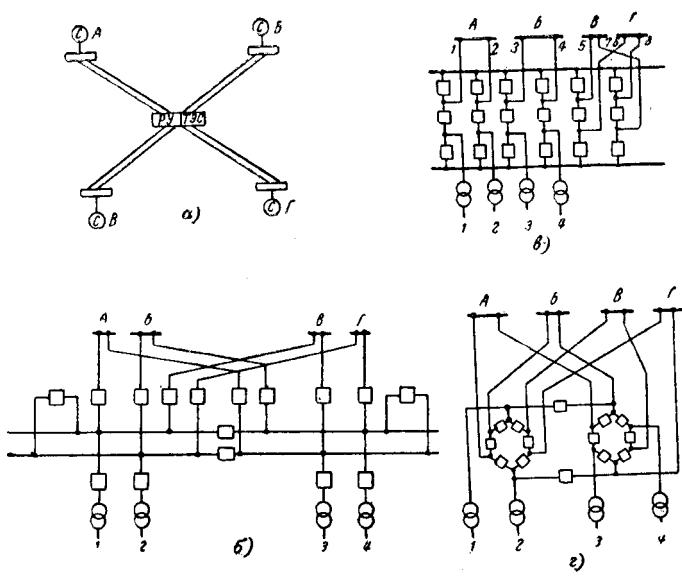


Рис. 3. Присоединение четырех подстанций к РУ 330 кВ при выполнении в нем различных схем соединений.

Продолжение табл. 2

№ п/п.	Показатели сопоставления	Вариант схемы		
		С двумя основными и с обходной системами шин, по рис. 2, а	Полуторная, по рис. 2, б	Два многоугольника с двумя перемычками, по рис. 2, в
6	Б. Суммарное вероятное число случаев за год:			
	а) потери одного блока . . .	0,60	0,590	0,60
	б) то же двух блоков . . .	0,20	0,016	—
	в) то же обеих транзитных линий или двух линий, питаящих одну подстанцию . . . . .	—	0,12	—
	Ущерб из-за недоотпуска энергии потребителям, в среднем за год, тыс. руб.	40	—	—

<sup>1</sup> При 16 выключателях ЧСГ = 16·0,05 = 0,80.<sup>2</sup> При повреждении любого шиносоединительного или секционного выключателей ЧСГ = 4·0,05 = 0,20.<sup>3</sup> При повреждении любого линейного или трансформаторного выключателей ЧСГ = 12·0,05 = 0,60.<sup>4</sup> При 18 выключателях ЧСГ = 18·0,05 = 0,90.<sup>5</sup> При повреждении выключателей второго ряда блоков ЧСГ = 4·0,05 = 0,20.<sup>6</sup> При повреждении выключателей первого ряда блоков ЧСГ = 4·0,05 = 0,20.<sup>7</sup> При повреждении выключателей третьего ряда всех цепей и первого ряда спаренных линий ЧСГ = 8·0,05 = 0,4.<sup>8</sup> При повреждении выключателей второго ряда спаренных линий ЧСГ = 2·0,05 = 0,1.<sup>9</sup> При повреждении выключателей 1—4 в период ревизии выключателей 7—10 ЧСГ = 4·  $\frac{7}{365}$  4·0,05 = 0,016.<sup>10</sup> При повреждении выключателей 13—18 в период ревизии выключателей 7—10 ЧСГ = 4·  $\frac{7}{365}$  6·0,05 = 0,24.<sup>11</sup> При коротком замыкании на линии в период ревизии выключателей первого ряда блоков; ЧСГ = 4·  $\frac{7}{365}$ ,  $\frac{250}{100}$  · 1,00 = 0,19, где 250 — средняя длина линии (км), а 1,00 — удельная повреждаемость линии 330 кВ на 100 км (в год).<sup>12</sup> При коротком замыкании на линиях 5 и 7 в период ревизии выключателей первого ряда и при коротком замыкании на линиях 6 и 8 в период ревизии выключателей второго ряда спаренных линий; ЧСГ = 4·  $\frac{7}{365}$ ,  $\frac{250}{100}$  · 1,00 = 0,19.<sup>13</sup> При 14 выключателях ЧСГ = 14·0,05 = 0,70.<sup>14</sup> При повреждении выключателей 1, 2, 5, 4, 7, 9, 10, 12, 13 и 14 ЧСГ = 10·0,05 = 0,50.<sup>15</sup> При повреждении выключателей 3, 6, 8 и 11; ЧСГ = 4·0,05 = 0,20.<sup>16</sup> При коротком замыкании на линии 8 в период ревизии выключателя 12 теряется блок 3. Таких линий и выключателей — 2, ЧСГ = 2·  $\frac{7}{365}$ ,  $\frac{250}{160}$  · 1,00 = 0,10.<sup>17</sup> При коротком замыкании на линии 1 в период ревизии выключателя 5 теряется линия 2. Таких линий и выключателей 8, ЧСГ = 8·  $\frac{7}{365}$ ,  $\frac{250}{100}$  · 1,00 = 0,40.

Следует также отметить, что изменением мест присоединения части линий и трансформаторов нарушается мнемоничность компоновки: в одних ячейках ОРУ линейные выключатели размещаются возле первой системы шин, а в других — возле второй; то же и для трансформаторных выключателей.

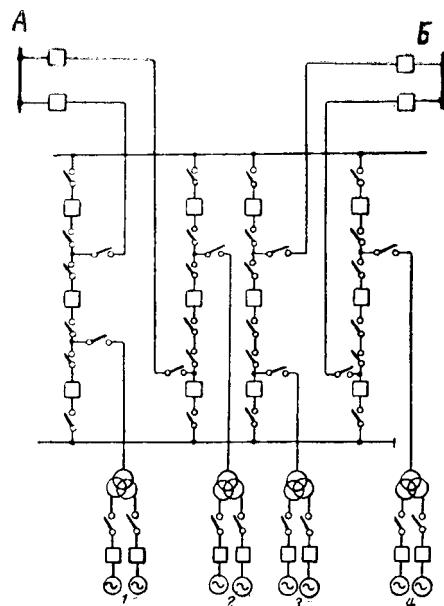


Рис. 4. Полуторная схема соединений с изменением мест присоединения трансформаторов и линий у половины цепей.

Для обеспечения бесперебойности питания подстанций *B* и *G* необходимо выполнить перекрестное питание, как показано на рис. 3, в, с двумя «крестами» на подходах линий (а не так, как показано на рис. 2, б).

В схеме с двумя многоугольниками для обеспечения бесперебойного питания подстанций необходимо выполнить присоединение линий, как показано на рис. 3, г.

**Величина резервной мощности**, которой должна располагать энергосистема для возмещения теряемой генераторной мощности в случаях повреждения оборудования в РУ, неодинакова для разных вариантов схем.

При определении величины генераторной мощности, которая может быть потеряна, учитываем лишь аварийные режимы, происходящие не реже 1 раза в 10 лет, т. е.

$$\text{ЧСГ} \geq 0,1.$$

Поэтому для схемы, изображенной на рис. 2, а, величина резервной мощности в системе должна быть не менее 1 000 Мвт (ЧСГ = 0,2), тогда как для схем, изображенных на рис. 2, б и в, она должна быть не менее 500 Мвт. Таким образом, для схемы, изображенной на рис. 2, а, необходимо иметь в системе резервной мощности на 500 Мвт больше, чем по двум другим вариантам схемы.

Приняв стоимость одного установленного киловатта на ТЭС большой мощности 75 руб., получим, что разница в стоимости резервной мощности для схемы, изображенной на рис. 2, а, во много раз больше стоимости всего распределительного устройства (37,5 млн. руб. против 2,5 млн. руб.).

Возникает вопрос, не будет ли более целесообразным установить в РУ для этого варианта схемы два дополнительных шиносоединительных и два дополнительных секционных выключателя, как показано на рис. 5, с присоединением линий и трансформаторов, как показано на рис. 3, б, с тем, чтобы

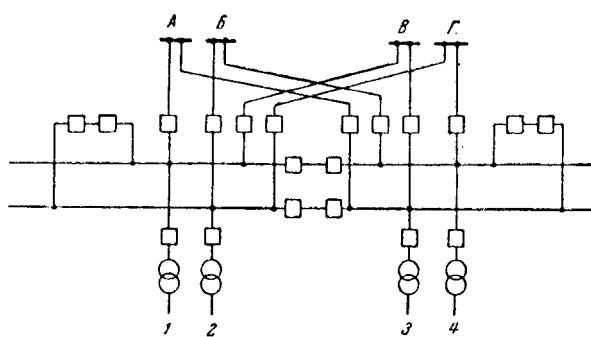


Рис. 5. Установка по два последовательно соединенных секционных и шиносоединительных выключателя в схеме с двумя основными системами шин.

исключить возможность потери двух генераторов при повреждении любого из секционных или шиносоединительных выключателей.

Установка дополнительных четырех выключателей увеличит стоимость распределительного устройства 330 кв на  $4 \cdot 163 = 652\,000$  руб.

Таким образом, затраты на установку четырех выключателей во много раз меньше затрат на дополнительный агрегат в 500 Мвт на одной из электростанций системы.

Однако и резервная мощность, и дополнительное высоковольтное оборудование, устанавливаемые для повышения надежности схемы, используются очень плохо, поскольку вероятность таких аварийных режимов и их длительность незначительны.

Поэтому целесообразно определить величину народнохозяйственного ущерба, который может иметь место в случае, если в системе не будет ни дополнительных резервных мощностей, ни дополнительного высоковольтного оборудования, устанавливаемых только для исключения возможности потери двух блоков по 500 Мвт вместо одного.

В схеме, изображенной на рис. 2,а, при отсутствии в системе необходимой резервной мощности потребуется аварийное отключение потребителей на 500 Мвт больше, чем по другим двум вариантам схемы.

При определении количества недоотпущененной народному хозяйству электроэнергии за период ликвидации аварии на электростанции и в системе, принимаемый обычно длительностью в 1 ч, необходимо учитывать, что в этом случае должны отключаться потребители с наименьшим ущербом. Принимая, что фактическое время для восстановления нормальной работы будет в 2 раза больше, количество недоотпущененной народному хозяйству электроэнергии при аварийном отключении потребителей на 500 Мвт за 1 ч составит:

$$500\,000 \cdot 1 \cdot 2 = 1 \text{ млн. квт} \cdot \text{ч.}$$

С учетом того что вероятное число случаев за год таких аварий для схемы, изображенной на рис. 2,а, равно 0,2, среднегодовой недоотпуск энергии составит:

$$1 \cdot 10^6 \cdot 0,2 = 0,2 \cdot 10^6 \text{ квт} \cdot \text{ч.}$$

Величина удельного ущерба для потребителей с наименьшим ущербом будет меньше среднего значения, равного 0,2 руб/квт · ч [Л. 5]. Но если с запасом принять это значение, что величина народнохозяйственного ущерба при указанной аварии в схеме,

изображенной на рис. 2,а, составит в среднем за год:

$$0,2 \cdot 10^6 \cdot 0,2 = 40\,000 \text{ руб.}$$

Из сопоставления этой величины с затратами на установку добавочных четырех выключателей (652 тыс. руб.) видно, что в данном случае установка этих выключателей не оправдана.

Сводка результатов всех подсчетов для трех вариантов схем РУ 330 кв приведена в табл. 2.

Из сопоставления показателей рассмотренных трех вариантов схем РУ 330 кв можно установить, что:

а) наименьшее число случаев потери генераторной мощности за год имеет место в схеме двух многоугольников — 0,60; при этом теряется мощность одного блока.

В полуторной схеме вероятное число случаев с потерей мощности одного блока такое же; однако в этой схеме, хотя и очень редко, могут быть случаи потери мощности двух блоков ( $\text{ЧСГ} = 0,016$ ).

В схеме с двумя основными и третьей обходной системами шин число случаев потери одного блока такое же, как и в предыдущих схемах, но, кроме того, имеются, и не так уж редко, случаи потери двух блоков — 1 раз в 5 лет ( $\text{ЧСГ} = 0,20$ );

б) в полуторной схеме вероятное число случаев за год потери двух транзитных линий или двух линий, питающих одну подстанцию, довольно значительно — 1 раз в 8 лет ( $\text{ЧСГ} = 0,12$ ); остальные два варианта схем в этом отношении более благоприятны;

в) схема с двумя многоугольниками требует наименьших объемов эксплуатационных работ и наименьшего количества операций разъединителями за год;

г) РУ по схеме с двумя многоугольниками существенно более экономично и по затратам оборудования, и по денежным затратам.

Таким образом, схема, изображенная на рис. 2,а, должна быть в данном случае отклонена, как наименее удовлетворительная по всем показателям: при наличии в системе резервов активной и реактивной мощностей, а также сети нужной конфигурации и пропускной способности, допускающих аварийное отключение двух блоков по 500 Мвт, эта схема не является наиболее экономичной и удобной в эксплуатации по сравнению с другими рассмотренными вариантами; в случае же отсутствия упомянутых резервов, когда потребуется установка дополнительных четырех выключателей в РУ, эта схема является и наиболее дорогой.

Из оставшихся двух вариантов, практически очень близких по эксплуатационным показателям, по величине теряемых генераторной мощности и числу линий, а также по вероятному числу таких случаев за год, по нашему мнению, следует отдать предпочтение варианту с двумя многоугольниками, как более экономичному и требующему меньшего количества оборудования. В этом варианте при расширении РУ на одну цепь необходимо будет добавить только один выключатель, тогда как по полуторной схеме необходимо будет при добавлении одной цепи установить два выключателя. На-

конец, конструкция ОРУ для схемы многоугольника проще, чем для полуторной схемы.

**Выводы.** 1. Выбор главной схемы электрических соединений электростанции (нескольких электростанций, расположенных в небольшом отдалении одна от других) должен производиться одновременно и совместно с проектом сети данного района и системы, с учетом величины располагаемых резервов активной и реактивной мощностей, наличия транзитных линий, конфигурации сети и т. п.

Намеченные варианты схем должны быть сопоставлены по:

капитальным затратам и количеству оборудования;

количеству операций разъединителями;

объему эксплуатационных работ;

величине генераторной мощности и числу линий, которые могут быть потеряны при различных аварийных режимах и вероятному числу случаев за год возникновения таких режимов;

вероятному числу случаев за год потери транзитных линий;

затратам на установку дополнительной активной и реактивной мощностей из-за аварий в РУ или величине народнохозяйственного ущерба из-за недоотпуска электроэнергии при таких авариях. При этом:

а) должна быть обеспечена возможность вывода в ревизию любого выключателя без перерыва в работе цепи как при первой очереди, так и при конечном развитии РУ;

б) при выборе схемы должны быть рассмотрены как схема конечного развития РУ и сети системы, так и схемы по очередям ввода генерирующих блоков и линий; схема конечного развития не должна исключать возможность расширения РУ в дальнейшем.

2. Схемы электрических соединений, одинаково целесообразных для РУ с различным числом блоков, линий и трансформаторов связи, не существует. В каждом отдельном случае необходимо рассмотреть несколько вариантов и, пользуясь приведенной методикой, выбрать наиболее рациональную схему для данных конкретных условий.

Следует отметить, что при напряжениях 330 кв и меньше, при большом числе линий, при блоках меньшей мощности и небольшом их числе иногда целесообразно применять и схему с двумя основными и третьей обходной системами шин.

При небольшом числе цепей в РУ могут быть применены схемы треугольника, квадрата, мостика (три выключателя при четырех цепях), двойного мостика (четыре выключателя при пяти цепях). Эти же схемы могут применяться при первой очереди РУ, в котором впоследствии будет большое число цепей и другая схема соединений [Л. 3].

При рассмотрении вариантов главной схемы электрических соединений мощных электростанций надо проверять возможность и целесообразность присоединения части блоков непосредственно к подстанциям системы по схеме генератор — трансформатор — линия, без связей этих блоков с другими блоками на самой электростанции.

Следует обратить внимание на присоединение к РУ цепей различного назначения. Так, в схемах

многоугольников необходимо чередовать цепи повышающих трансформаторов и линий с тем, чтобы повреждение выключателя не вызывало отключения двух трансформаторов. Параллельные или взаиморезервирующие линии следует присоединять к РУ по схеме многоугольника таким образом, чтобы между этими линиями было не менее двух выключателей и повреждение одного из них не выводило бы из строя обе линии. По тем же соображениям в полуторной схеме такие линии следует присоединять к разным спаренным цепям («цепочкам»), а в схеме с двумя основными и обходной системами шин — к несмежным секциям шин.

3. По мнению автора, необходимо отметить относительность понятий «мощные агрегаты» и «мощная энергосистема». В небольших энергосистемах, еще не присоединенных к ЕЭС или слабо с ней связанных, значение агрегата мощностью 200—300 Мвт может быть даже большим, чем значение агрегата мощностью 500—800 Мвт для центральных энергосистем ЕЭС. Таким образом, для указанных ТЭС с блоками 200—300 Мвт следует также выполнять общие требования, предъявляемые к ТЭС с более мощными агрегатами.

Целесообразно время от времени просматривать, а иногда и изменять в сторону упрощения схемы РУ.

4. Данные об удельной повреждаемости оборудования и сборных шин и величине коэффициента недоотпуска электроэнергии<sup>3</sup> были приняты либо по литературным источникам, либо по материалам одной энергосистемы. Для получения более надежных исходных данных необходимо, чтобы был организован соответствующий анализ аварийной статистики.

5. По мере совершенствования конструкций выключателей, а также другой высоковольтной аппаратуры и линий, удельные показатели повреждаемости оборудования будут, по-видимому, уменьшаться, а межремонтные периоды увеличиваться. Благодаря механизации ремонтных работ и приспособлению конструкций выключателей к быстрой замене их отдельных узлов на новые резко сократится длительность этих работ. Очевидно, в этих условиях схемы соединений, требующие большого количества дорогих коммутационных аппаратов, будут становиться все менее оправданными.

#### Литература

1. Грудинский П. Г., Анализ повреждаемости и условий эксплуатации в распредел устройствах 110—220 кв и выводы для проектирования, Доклад на совещании МЭС, изд. ТЭП, 1957.

2. Зеличенко А. С., Некоторые вопросы эксплуатации ЛЭП 400—500 кв, сб. «Дальние электропередачи 500 кв», изд-во «Энергия», 1964.

3. Двоскин Л. И., Схемы электрических соединений мощных тепловых электростанций, Госэнергоиздат, 1963.

4. Лисовский Г. С., Уманский Б. З., Успенский Б. С. и Хейфиц М. Э., Электрическая часть гидроэлектростанций, Главные схемы электрических соединений, изд-во «Энергия», 1965.

5. Сыромятников И. А., Ущерб при аварийных нарушениях электроснабжения. «Промышленная энергетика», 1964, № 9.

[11.9.1965]

<sup>3</sup> То есть отношение действительного недоотпуска к произведению из длительности перерыва в питании на мощность потребителя.

# Некоторые вопросы анализа и синтеза электрических цепей с групповыми источниками и сопротивлениями

Член-корр. АН УССР, доктор техн. наук, проф. Г. Е. ПУХОВ

Институт кибернетики АН УССР

Ниже будет рассмотрен ряд вопросов теории и практического применения электрических цепей, содержащих специальные активные и пассивные элементы, именуемые условно групповыми, поскольку, как это будет показано, каждый из них по своему влиянию на цепь эквивалентен при выполнении некоторых условий целой группе элементов типа источников напряжения или тока, пропорциональных усилителей, омических сопротивлений.

Рассмотрим принципы построения групповых источников, усилителей и сопротивлений.

На рис. 1 изображена принципиальная схема группового источника напряжений (ГИН) с присоединенной к нему целью.

Такой источник состоит из преобразователя кода в напряжение (ПКН), поочередно замыкаемых и размыкаемых парных ключей  $K_1, \dots, K_n$  и емкостей  $C$ , играющих роль запоминающих элементов.

Полюсы  $a_1-b_1, \dots, a_n-b_n$  ГИН присоединяются к тем точкам электрической цепи  $A$ , куда должны включаться обычные источники с постоянными или переменными напряжениями  $E_1 = E_1(t), \dots, E_n = E_n(t)$ .

Схема группового источника тока может быть получена из данной схемы путем замены преобразователя ПКН преобразователем кода в ток (ПКТ).

Работа группового источника напряжений происходит следующим образом.

На управляющий вход ПКН подается код  $N_1(t_0)$ , соответствующий требуемому напряжению  $E_1(t_0)$ . Одновременно замыкаются ключи  $K_1$ , благодаря чему напряжение  $u_{a1}$  становится равным  $E_1(t_0)$ . Остальные ключи  $K_2, \dots, K_n$  в этот момент находятся в разомкнутом состоянии. В следующий момент времени ключи  $K_1$  размыкаются. На вход ПКН подается код  $N_2(t_0)$ , соответствующий требуемому напряжению  $E_2(t_0)$ . При этом ключи  $K_2$  замыкаются.

Процесс подачи кодов на управляющий вход ПКН, а также замыкание и размыкание ключей в первом цикле продолжается до тех пор, пока в результате на вход ПКН не будет подан код  $N_n(t_0)$  при замкнутых ключах  $K_n$  и разомкнутых ключах  $K_1, K_2, \dots, K_{n-1}$ . В этот момент на полюсах  $a_1-b_1, \dots, a_n-b_n$  благодаря запоминающим

свойствам емкостей  $C$  появляются напряжения  $u_{a1}, \dots, u_{an}$ , близкие к требуемым значениям  $E_1(t_0), \dots, E_n(t_0)$  в начальный момент времени  $t_0$ .

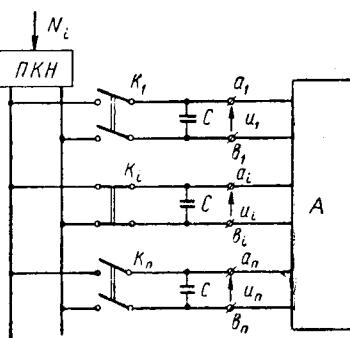


Рис. 1. Принципиальная схема кодо-управляемого группового источника напряжений.

В конце второго и последующих циклов работы группового источника на его полюсах будут получены напряжения, близкие к напряжениям  $E_1(t_q), \dots, E_n(t_q)$ , соответствующим моментам времени  $t_q = t_0 + qT$ , где  $q$  — номер цикла переключения ключей, а  $T$  — время выполнения одного цикла.

Методические погрешности, определяемые как разности между получаемыми и требуемыми напряжениями на полюсах ГИН, зависят от интервала времени  $T$ , величин емкостей  $C$ , параметров цепи  $A$ , преобразователя ПКН, параметров ключей  $K_1, \dots, K_n$  и, наконец, от характера изменения во времени напряжений  $E_i = E_i(t)$ .

Учет всех этих факторов представляет достаточно сложную задачу. По этой причине при определении методических погрешностей мы будем далее учитывать только некоторые из них.

На рис. 2 изображена принципиальная схема группового усилителя с присоединенной к нему цепью  $A$ . Схема группового усилителя (ГУ) состоит из широкополосного усилителя  $Y$ , запоминающих емкостей  $C$  и парных ключей  $K_1, \dots, K_m$ . При поочередном замыкании их с относительно большой частотой и выполнении некоторых других условий устройство в целом будет эквивалентно  $m$  обычным пропорциональным усилителям, включенными между точками  $a_1-b_1, \dots, a_m-b_m$ . Соотношения между входными и выходными ( $u_{bi}$  и  $u_{ai}$ ) напряжениями будут при этом иметь вид  $u_{ai} = -k u_{bi}$ , где  $k$  — коэффициент усиления усилителя  $Y$ .

Некоторые возможности применения групповых усилителей в электронных моделях уже рассматривались в [Л. 1, 2, 4 и 5].

Принципиальная схема группового сопротивления здесь не приводится. Она получается из схемы группового источника напряжений (рис. 1) путем замены преобразователя ПКН преобразователем кода в сопротивление (ПКС), в качестве которого могут быть применены известные цифровые управляемые сопротивления и проводимости [Л. 8].

Работа схемы группового сопротивления основана на возможности отключения на короткое время сопротивления, если параллельно ему была присоединена некоторая емкость и вследствие этого на возможности многократного использования одного переменного сопротивления в различных ветвях электрической цепи.

Следует иметь в виду, что вопрос о применении групповых сопротивлений является более сложным, чем вопрос о применении групповых источников и усилителей, так как условия эквивалентности цепи с групповыми и обычными сопротивлениями не всегда имеют место даже при идеальных условиях работы.

Рассмотрим расчет электрической цепи, состоящей из омических сопротивлений при питании ее от группового источника напряжений.

Предположим, что групповой источник обслуживает несколько цепей, причем одна из них, на-

пример  $A_s$ , имеет  $s+1$  полюс, к которым должны быть подведены напряжения, имеющие общую точку.

В этом случае в качестве расчетной может быть взята схема, приведенная на рис. 3. Внутренние параметры ПКН могут учитываться в ней параметрами ключей.

В уточненной постановке расчет цепи  $A_s$  может производиться при помощи дифференциального уравнения

$$C \frac{du}{dt} + (G + g) u = gE, \quad (1)$$

где  $G$  — квадратная матрица  $s$ -го порядка собственных и взаимных проводимостей цепи  $A_s$ ;

$u$  — вектор, компонентами которого являются напряжения  $u_1, \dots, u_s$ ;

$E$  — вектор, компоненты которого равны напряжениям  $E_1, \dots, E_s$ , вызываемым кодами  $N_1, \dots, N_s$ ;

$g=g(t)$  — диагональная матрица проводимостей ключей, составленная с учетом внутренних параметров ПКН и имеющая периодические коэффициенты периода  $T$ .

Идеальным групповым источником напряжения был бы такой источник, для которого получаемые напряжения  $u_i$  равнялись бы задаваемым  $E_i$  в любой момент времени.

Разность

$$\varepsilon = u - E \quad (2)$$

характеризует методическую погрешность работы устройства. Погрешность эта в каждом конкретном случае может быть определена методами численного анализа.

Получение выражения для вектора  $\varepsilon$  в общем виде тоже возможно [Л. 7], так как компоненты матрицы  $g(t)$  с достаточной точностью могут быть аппроксимированы кусочно-постоянными функциями. Но это требует сложных выкладок. Целесообразнее несколько изменить постановку задачи, заменив сравнительно точное уравнение (1) системой приближенных уравнений. С этой целью сделаем предположения: ключи и преобразователь ПКН являются идеальными; интервал времени  $T_s$ , требуемый для переключения ключей  $K_1, \dots, K_s$ , значительно меньше полного времени цикла  $T$ ; параметры цепи  $A_s$  и время  $T$  таковы, что напряжения  $u_1, \dots, u_s$  в интервале  $T_s$  практически не изменяются и остаются равными  $u_1=E_1, \dots, u_s=E_s$ .

При сделанных предположениях состояния цепи в каждом из интервалов  $T_s$  описываются уравнением

$$u = E, \quad (3)$$

а в интервалах  $T-T_s$ , в течение которых групповой источник обслуживает другие цепи, уравнением

$$C \frac{du}{dt} + Gu = 0, \quad (4)$$

причем ввиду предполагаемой малости  $T$  вектор  $E$  в каждом из циклов можно полагать постоянным. Учитывая это, можем считать, что внутри интервалов продолжительностью  $T_s$  вектор погрешностей

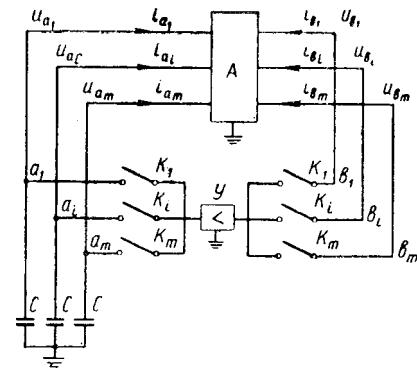


Рис. 2. Принципиальная схема группового усилителя.

$\varepsilon=0$ , а внутри интервалов  $T-T_s$  описывается уравнением

$$C \frac{d\varepsilon}{dt} + G\varepsilon = -GE. \quad (5)$$

Решение уравнения (5), как известно из [Л. 3], имеет вид:

$$\varepsilon = -E + e^{-\frac{G}{C}t} E. \quad (6)$$

Время  $t$  следует полагать здесь в пределах от  $t=0$  до  $t=T-T_s$ .

Ввиду малости  $T$  разложим экспоненциальную матрицу в ряд Тейлора по степеням  $t$ , учитывая в нем только линейные члены. Тогда

$$\varepsilon \approx -\frac{t}{C} GE. \quad (7)$$

Для средней погрешности за интервал  $T$  справедлива формула

$$\bar{\varepsilon} = \frac{1}{T} \int_0^{T-T_s} \varepsilon dt = -\frac{T}{2C} \left(1 - \frac{T_s}{T}\right)^2 GE \approx -\frac{T}{2C} GE, \quad (8)$$

так как  $T_s \ll T$ .

Из формулы очевидно, что погрешность работы группового источника напряжения уменьшается с увеличением величин запоминающих емкостей  $C$  и с уменьшением интервала повторения  $T$ .

Отметим, что погрешность  $\varepsilon_i$  напряжения на  $i$ -м полюсе зависит не только от требуемого напряжения  $E_i$  на этом полюсе, но и от напряжений  $E_1, \dots, E_{i-1}, E_{i+1}, \dots, E_s$  на других полюсах, так как матрица  $G$  проводимостей цепи  $A_s$  в общем случае не является диагональной.

Предположим теперь, что цепь  $A_s$  (рис. 3) содержит, кроме омических сопротивлений, еще емкости и индуктивности.

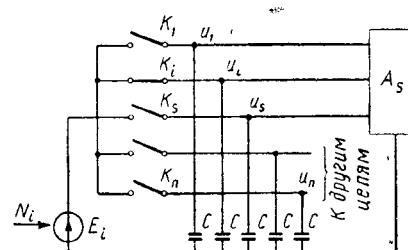


Рис. 3. Расчетная схема цепи с групповым источником.

При определении вектора погрешностей  $\varepsilon$ , чтобы не иметь дела с системой матричных дифференциальных уравнений второго порядка, воспользуемся понятием о переходных проводимостях цепи [Л. 9], и применим интеграл Дюамеля в векторном-матричной форме.

При тех же предположениях, что и для чисто омической цепи, составим уравнение, справедливое для каждого из интервалов продолжительностью  $T - T_s$ :

$$C \frac{du}{dt} + \frac{d}{dt} \int_0^t Y(t-\gamma) [u(\gamma) - v(\gamma)] d\gamma = 0, \quad (9)$$

где  $Y(t)$  — матрица переходных проводимостей цепи  $A_s$ , полученная при нулевых начальных условиях и неучете действия независимых внутренних источников;

$v(t)$  — вектор, который определяется как вектор напряжений  $u(t)$  при разомкнутых ключах  $K_i$  и отключенных конденсаторах  $C$ ;

$t$  — время, изменяющееся от  $t=0$  до  $t=T-T_s$ ;

$\gamma$  — независимая переменная интегрирования.

Интегрируя уравнение (9) по переменной  $t$  и замечая, что при наших предположениях  $u(0)=E$ , получаем:

$$u(t) = E - \frac{1}{C} \int_0^t Y(t-\gamma) [u(\gamma) - v(\gamma)] d\gamma. \quad (10)$$

Выражение для искомого вектора погрешностей получим, разложив интеграл в ряд Тейлора по степеням  $t$ , учитывая при этом только линейные члены:

$$u(t) = E - \frac{t}{C} Y(0) [E - v(0)]. \quad (11)$$

Отсюда

$$\varepsilon = -\frac{t}{C} Y(0) [E - v(0)]. \quad (12)$$

Интегрируя теперь вектор-функцию  $\varepsilon$  от  $t=0$  до  $t=T-T_s$  и деля результат на  $T$ , получаем вектор средних погрешностей

$$\bar{\varepsilon} = -\frac{T}{2C} \left(1 - \frac{T_s}{T}\right)^2 Y(0) [E - v(0)] \approx -\frac{T}{2C} Y(0) [E - v(0)], \quad (13)$$

так как  $T_s \ll T$ .

В случае пассивной цепи в выражениях (12) и (13) следует положить  $Y(0)=G$  и  $v(0)=0$ . При этом они совпадут с выражениями (7) и (8), полученными иным путем.

Из формулы (13) следует, что вектор погрешностей уменьшается, как и в случае безреактивной цепи, при увеличении  $C$  и уменьшении  $T$ .

Проанализируем принцип работы электрической цепи, составленной из омических сопротивлений, емкостей, индуктивностей, источников тока и напряжения совместно с групповым усилителем (рис. 2). Цепь  $A$  пусть состоит из ряда независимых частей. Считаем, что время  $T_s$  замыкания и

размыкания ключей  $K_1, \dots, K_s$  ( $s < m$ ), относящихся к независимой цепи  $A_s$ , значительно меньше времени  $T$ , требуемого для переключения всех ключей, а параметры цепи  $A_s$  и емкостей  $C$  таковы, что можно пренебречь изменением напряжений  $u_{a1}, \dots, u_{as}$  и  $u_{b1}, \dots, u_{bs}$  в интервалах продолжительностью  $T_s$ .

Обозначим через  $Y_{ij}(t)$  матрицы собственных и взаимных переходных проводимостей ( $i, j = \{a, b\}$ ), а через  $V_a(t)$ ,  $V_b(t)$  — векторы напряжений холостого хода на полюсах цепи  $A_s$ . Тогда в течение интервалов  $T - T_s$  состояния ее могут быть описаны уравнениями:

$$C \frac{du_a}{dt} + \frac{d}{dt} \int_0^t \{Y_{aa}(t-\gamma) [u_a(\gamma) - v_a(\gamma)] - Y_{ab}(t-\gamma) [u_b(\gamma) - v_b(\gamma)]\} d\gamma = 0; \quad (14)$$

$$\frac{d}{dt} \int_0^t \{-Y_{ba}(t-\gamma) [u_a(\gamma) - v_a(\gamma)] + Y_{bb}(t-\gamma) [u_b(\gamma) - v_b(\gamma)]\} d\gamma = 0. \quad (15)$$

Проинтегрировав эти уравнения и разложив полученные интегралы в ряды Тейлора по степеням  $t$  с учетом только линейных членов, получим:

$$u_a(t) = u_a(0) + \frac{t}{C} \{Y_{aa}(0) [u_a(0) - v_a(0)] - Y_{ab}(0) [u_b(0) - v_b(0)]\}; \quad (16)$$

$$t \{-Y_{ba}(0) [u_a(0) - v_a(0)] + Y_{bb}(0) [u_b(0) - v_b(0)]\} = 0. \quad (17)$$

Разности между напряжениями на выходных полюсах группового усилителя и их значения в начале интервала  $T - T_s$  определяют при сделанных предположениях вектор погрешностей

$$\varepsilon_a = u_a(t) - u_a(0). \quad (18)$$

Его среднее значение, очевидно, равно:

$$\bar{\varepsilon}_a = \frac{1}{T} \int_0^{T-T_s} \varepsilon_a dt = \frac{T}{2C} \left(1 - \frac{T_s}{T}\right)^2 Y_a(0) [u_a(0) - v_a(0)], \quad (19)$$

где

$$Y_a(0) = Y_{aa}(0) - Y_{ab}(0) Y_{bb}^{-1}(0) Y_{ba}(0).$$

Более приближенно

$$\bar{\varepsilon}_a = \frac{T}{2C} Y_a(0) [u_a(0) - v_a(0)]. \quad (20)$$

Таким образом, зависимость погрешности от величин  $C$  и  $T$  в случае наличия в цепи группового усилителя получилась такая же, что и при питании ее от группового источника напряжений. Следует отметить, что в цепях специального вида [Л. 1, 2, и 5] методическая погрешность в линейном приближении может отсутствовать.

Определим условия применения групповых сопротивлений.

Найдем сначала величину эквивалентного сопротивления между точками  $a$  и  $b$  по отношению к постоянной составляющей тока в цепи (рис. 4) при наличии постоянной э. д. с.  $E_0$  и периодическом

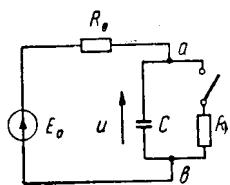


Рис. 4. Электрическая цепь с периодически включаемым сопротивлением.

замыкании ключа  $K$ . Время замкнутого состояния  $h$ , а разомкнутого  $T-h$  ( $T$  — время повторения).

Нетрудно показать, что напряжение на конденсаторе  $C$  при периодическом режиме изменяется в соответствии с графиком, приведенным на рис. 5, причем

$$u_0 = u_T = E_0 \times \frac{R_0 + R - \left( R_0 + Re^{-\frac{h(R_0+R)}{R_0 RC}} \right) e^{-\frac{(T-h)R}{R_0 RC}}}{(R_0 + R) \left( 1 - e^{-\frac{h(R_0+R)}{R_0 RC}} \right)}, \quad (21)$$

$$u_h = u_{h+r} = \frac{RE_0}{R_0 + R} \left( 1 - e^{-\frac{h(R_0+R)}{R_0 RC}} \right) + u_0 e^{-\frac{h(R_0+R)}{R_0 RC}}. \quad (22)$$

Поскольку интервалы  $h$  и  $T$  малы, то, раскладывая показательные функции в ряды Тейлора и учитывая только линейные члены, можно получить приближенные зависимости:

$$u_0 \approx E_0 \frac{\frac{R}{h}}{R_0 + R \frac{T}{h}} \left( 1 - \frac{h}{R_0 C} \frac{T-h}{T} \right); \quad (23)$$

$$u_T \approx E_0 \frac{\frac{R}{h}}{R_0 + R \frac{T}{h}}. \quad (24)$$

Среднее значение напряжения равно:

$$\bar{u} = E_0 \frac{\frac{R}{h}}{R_0 + R \frac{T}{h}} \left( 1 - \frac{h}{2R_0 C} \frac{T-h}{T} \right). \quad (25)$$

Отсюда видно, что при выполнении условия  $h \ll R_0 C$  искомое эквивалентное сопротивление между точками  $a$  и  $b$  цепи равно сопротивлению  $R$ , умноженному на скважность  $T/h$  работы ключа, т. е.

$$R_{ab} = \frac{T}{h} R. \quad (26)$$

При достаточно большой частоте замыкания и размыкания ключа этот вывод будет справедлив не только для постоянной, но и для медленно изменяющейся во времени э. д. с.  $E_0$ .

Произведенный анализ позволяет сделать заключение относительно одного возможного случая применения группового сопротивления (рис. 6).

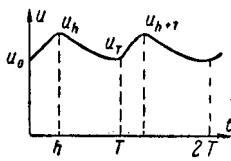


Рис. 5. График напряжения  $u(t)$  при периодическом режиме в цепи.

Имеется цепь  $A$ , состоящая из омических сопротивлений, электронных усилителей и источников постоянных или медленно изменяющихся напряжений. Сопротивления  $R_1, \dots, R_n$  реализуются элементом ГС в частях  $A_1, \dots, A_n$  цепи, которые изолированы друг от друга или электрически или путем образования в соответствующих узлах потенциально-нулевых или эквипотенциальных точек путем обычных или групповых усилителей. Случай этот часто имеет место в цепях электронных моделирующих машин [Л. 6].

При данных условиях сопротивления, образованные в каждой из частей цепи, на основании формулы (26) будут равны:

$$R_i = \frac{T}{h} R(N_i), \quad i = 1, 2, \dots, n, \quad (27)$$

где  $R(N_i)$  — сопротивление, образованное на выходе преобразователя кода в сопротивления в элементе ГС при помощи кода  $N_i$  и присоединенное к части  $A_i$  цепи  $A$ .

Анализ связанных цепей с ГС значительно более сложен, так как в таких цепях выражение (27) в общем случае перестает быть верным. В качестве простого примера можно указать случай образования при помощи элемента ГС цепи из последовательно соединенных сопротивлений. Легко проверить, что эквивалентное сопротивление в этом случае не будет равно при  $n > 2$  сумме сопротивлений, определенных по выражению (27).

Укажем на некоторые возможные применения рассмотренных групповых элементов электрической цепи.

Групповой источник напряжения является универсальным источником, напряжения на полюсах которого практически могут изменяться по любому закону в зависимости от подаваемых на его управляющий вход кодов.

На любом из полюсов такого источника независимо от других полюсов можно получить постоянное напряжение соответствующей величины и знака, синусоидальное напряжение необходимой амплитуды, фазы и частоты, а также напряжение, изменяющееся во времени более сложным образом.

Применение групповых источников целесообразно в сеточных электроинтеграторах [Л. 6] для задания в требуемых точках известных напряжений и токов, в электронных моделирующих установках для задания правых частей реализуемых математических зависимостей.

Такие источники могут найти применение и в различных устройствах автоматики. Так, например, при питании от группового источника трехфазных двигателей изменение направления их вращения может производиться бесконтактным путем — простым изменением чередования кодов, подаваемых на управляющий вход источника. Просто также осуществить питание двигателей напряжениями переменной частоты.

Применение групповых

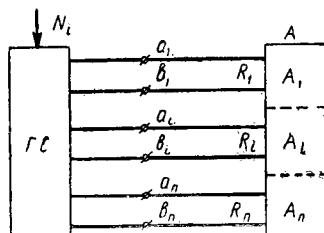


Рис. 6. Электрическая цепь с групповым сопротивлением.

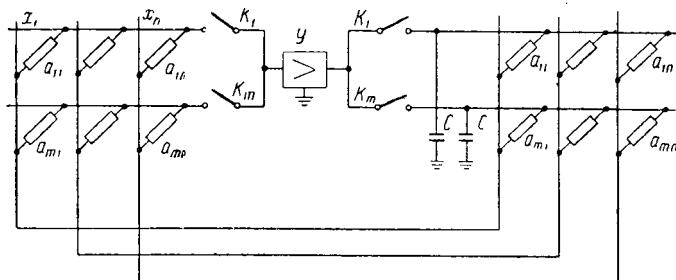


Рис. 7. Обратимый алгебраический преобразователь с групповым усилителем.

усилителей позволит существенным образом упростить различные средства электронной моделирующей техники, так как групповой усилитель может заменить несколько десятков, а возможно и больше, обычных усилителей. Для примера на рис. 7 приведена схема алгебраического преобразователя с групповым усилителем. Преобразователь моделирует неопределенную ( $n > m$ ) систему уравнений:

$$\left. \begin{array}{l} a_{11}x_1 + a_{12}x_2 + \dots + a_{1n}x_n = 0; \\ \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \\ a_{m1}x_1 + a_{m2}x_2 + \dots + a_{mn}x_n = 0. \end{array} \right\} \quad (28)$$

Преобразователь обратимый. Подавая на любые  $n-m$  полюсов определенные напряжения  $x_i$ , будем получать на остальных  $m$  полюсах напряжения, соответствующие уравнениям (28).

Коэффициенты  $a_{ij}$  моделируются омическими проводимостями.

От известных обратимых преобразователей [Л. 6] данный преобразователь отличается тем, что вместо  $m$  усилителей он содержит всего один переключаемый усилитель  $Y$ .

Менее ясными представляются перспективы при-

менения групповых сопротивлений в связанных электрических цепях.

В цепях же, отдельные части которых соответствующим образом развязаны, применение групповых сопротивлений может оказаться весьма эффективным, так как установка их осуществляется автоматически путем подачи соответствующих кодов на управляющий вход без использования каких-либо электромеханических устройств. Само групповое сопротивление, о чём уже говорилось выше, будет при этом эквивалентно стольким цифровым управляемым сопротивлениям, сколько ГС имеет пар полюсов.

В заключение отметим, что поскольку групповые источники и сопротивления являются кодоуправляемыми, то сочетание их с различными цифровыми устройствами может производиться наиболее естественным образом.

### Литература

- Борковский Б. А., Метод динамического моделирования безынерционных объектов, «Кибернетика», 1965, № 3.
- Борковский Б. А., Метод динамического моделирования дифференциальных уравнений, «Кибернетика», 1965, № 6.
- Гантмахер Ф. Р., Теория матриц, ГИТТЛ, 1953.
- Пухов Г. Е., Один метод получения потенциально-нулевых и эквипотенциальных точек в электронных моделях, «Кибернетика», 1965, № 2.
- Пухов Г. Е. и Борковский Б. А., Динамическое электронное моделирование математических операций, «Кибернетика», 1965, № 6.
- Пухов Г. Е., Избранные вопросы теории математических машин, Изд. АН УССР, 1964.
- Пухов Г. Е., Метод цепочек, Изв. Томского политехнического института, 1954, т. 76.
- Смолов В. Б., Вычислительные преобразователи с цифровыми управляемыми сопротивлениями, Госэнергоиздат, 1961.
- Юрьев М. Ю., Установливающийся режим в четырехполюсниках, ОНТИ, 1936.

[6.9.1965]



УДК 621.34:62—581

## Оптимальные по быстродействию процессы разгона, реверса и торможения в системах Г—Д

Инженеры Л. В. АКИМОВ, В. Д. ПЫШКАЛО и В. П. ШАМРАЙ  
Харьков

Характерной особенностью большинства приводов, работающих в системе Г—Д, является их периодический пуск, реверс и торможение. При таком режиме работы определяющее значение приобретает вопрос времени протекания переходных процессов, которое, очевидно, должно быть минимально, т. е. оптимально по быстродействию.

Минимальное значение времени переходного процесса в данных электроприводах определяется предельными характеристиками двигателя и машин, входящих в систему его питания, а также чисто технологическими требованиями.

Для получения оптимального переходного процесса в системе необходимо, во-первых, знание закона изменения управляющего воздействия на систему и, во-вторых, умение построить систему управления, способную обеспечить этот закон.

Рассмотрению ряда оптимальных по быстродействию законов изменения управляющего воздействия и посвящена статья. Анализ этих законов проводится для системы Г—Д, структурная схема которой показана на рис. 1, а зависимости, характеризующие связи между координатами системы, могут быть записаны в виде следующих уравнений [Л. 1]:

$$\beta_r \frac{d\epsilon_r}{d\tau} + \epsilon_r = u_{v.r}(\tau); \quad (1)$$

$$\frac{di}{d\tau} + i + \omega - \epsilon_r = 0; \quad (2)$$

$$\beta_m \frac{d\omega}{d\tau} - i = 0. \quad (3)$$

В уравнениях (1)–(3) приняты следующие допущения: магнитная система генератора не насыщена; поток двигателя принимается постоянным; момент холостого хода двигателя равен нулю; отсутствует действие вихревых токов и реакции якоря.

Все эти допущения при анализе оптимальных по быстродействию законов изменения управляющего воздействия вполне допустимы. Однако влияние их необходимо учитывать при построении конкретных систем управления, особенно в том случае, когда характеристика генератора нелинейна. Учет этой нелинейности нетрудно сделать, введя соответствующие нелинейные звенья в структуру управляющей части системы.

Характеристическое уравнение системы записывается в соответствии с ее структурной схемой и имеет вид:

$$\beta_m \beta_r s^3 + \beta_m (\beta_r + 1) s^2 + (\beta_m + \beta_r) s + 1 = 0 \quad (4)$$

или

$$(\beta_r s + 1)(\beta_m s^2 + \beta_m s + 1) = 0. \quad (4a)$$

В зависимости от  $\beta_m$  это уравнение может иметь три действительных отрицательных (равных или различных) или один действительный отрицательный и два комплексно-сопряженных с отрицательной вещественной частью корня.

Решение системы уравнений (1)–(3) относительно управляемых координат системы  $\varepsilon_r$ ,  $i$ ,  $\omega$  при  $\beta_m > 4$  может быть записано в наиболее общем виде через гиперболические функции:

$$\varepsilon_r(\tau) = u_{v.r} \left( 1 - e^{-\frac{\tau}{\beta_r}} \right) + \varepsilon_{r0} e^{-\frac{\tau}{\beta_r}}, \quad (5)$$

$$i(\tau) = D_1 e^{-\frac{\tau}{\beta_r}} + (D_2 - D_3) e^{-0.5\tau} \operatorname{ch} b\tau - \frac{1}{2b} (D'_2 + D'_3) e^{-0.5\tau} \operatorname{sh} b\tau; \quad (6)$$

$$\begin{aligned} \omega(\tau) = & u_{v.r} - \frac{\beta_r}{\beta_m} D_1 e^{-\frac{\tau}{\beta_r}} - \\ & - \left( \frac{1}{\beta_2} D_2 - \frac{1}{\beta_1} D_3 \right) e^{-0.5\tau} \operatorname{ch} b\tau + \\ & + \frac{1}{2b} \left( \frac{1}{\beta_2} D'_2 + \frac{1}{\beta_1} D'_3 \right) e^{-0.5\tau} \operatorname{sh} b\tau, \end{aligned} \quad (7)$$

где

$$D_1 = \frac{\beta_m \beta_r}{(\beta_r - \beta_1)(\beta_r - \beta_2)} (u_{v.r} - \varepsilon_{r0});$$

$$D_2 = \frac{1}{2b} \left[ \frac{1}{\beta_r - \beta_1} \left( \beta_1 u_{v.r} - \beta_r \varepsilon_{r0} \right) + \omega_0 + \frac{1}{\beta_1} i_0 \right];$$

$$D_3 = \frac{1}{2b} \left[ \frac{1}{\beta_r - \beta_2} \left( \beta_2 u_{v.r} - \beta_r \varepsilon_{r0} \right) + \omega_0 + \frac{1}{\beta_2} i_0 \right];$$

$$D'_2 = 2bD_2; D'_3 = 2bD_3; b = \sqrt{\frac{4 - \beta_m}{4\beta_m}};$$

$1/\beta_r$ ;  $1/\beta_1$ ;  $1/\beta_2$  — корни характеристического уравнения (4).

Из уравнений (5)–(7) могут быть получены соответствующие уравнения для случаев  $\beta_m \leq 4$ , т. е. при комплексно-сопряженных и действительных равных корнях характеристического уравнения. Физический смысл полученных уравнений состоит

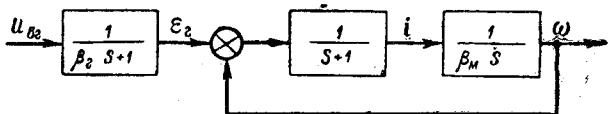


Рис. 1. Структурная схема системы Г—Д.

в том, что при подаче на вход системы Г—Д единичного сигнала

$$u_{v.r} = \pm 1 \quad (8)$$

в ней будут протекать различные переходные процессы, характеризующиеся либо монотонным изменением выходной управляемой координаты системы  $\omega$  (при  $\beta_m \geq 4$ ), либо колебательным характером процесса (при  $\beta_m < 4$ ). При этом из-за наличия в двигателе внутренней жесткой отрицательной обратной связи по координате  $\omega$  наиболее сильным колебаниям будет подвержено второе звено системы с его выходной координатой  $i$ . При переходном процессе колебательная составляющая имеется и в кривой выходной координаты системы  $\omega$ . Однако в переходной характеристике промышленных систем Г—Д она проявляется весьма слабо.

Предположим теперь, что данную систему необходимо перевести из одного состояния ( $\varepsilon_{r0} = i_0 = \omega_0 = 0$ ) в другое ( $\varepsilon_{ri}$ ,  $i_i$ ,  $\omega_i$ ) за минимальное время, причем заданные состояния системы строго фиксированы; управляющим воздействием системы является функция, принимающая любые значения в интервале  $\pm 1$  ( $\varepsilon_{ri}$ ,  $i_i$ ,  $\omega_i > \varepsilon_{r0}$ ,  $i_0$ ,  $\omega_0$ ); на управляемые координаты системы наложены дополнительные ограничения:

$$|i| \leq \alpha_i; \quad \left| \frac{di}{d\tau} \right| \leq \alpha_{iv}. \quad (9)$$

При таких условиях в системе Г—Д могут возникнуть следующие случаи оптимальных по быстродействию процессов.

**Трехинтервальный оптимальный переходный процесс.** Из теории оптимальных процессов [Л. 2] известно, что в случае, когда ограничено только управляющее воздействие системы, оптимальный по быстродействию процесс состоит из  $n$  интервалов ( $n$  — порядок дифференциального уравнения, связывающего управляющее воздействие  $u_{v.r}$  с выходной управляемой координатой системы  $\omega$ ). На каждом из этих интервалов управляющее воздействие должно иметь предельное значение, а знак интервалов чередоваться. Знак первого интервала определяется из соотношения [Л. 3]

$$\operatorname{sign} u_{v.r} = \operatorname{sign} (\omega_i - \omega_0), \quad (10)$$

или в частном случае при  $\omega_0 = 0$ :

$$\operatorname{sign} u_{v.r} = \operatorname{sign} \omega_i. \quad (11)$$

Очевидно, при наличии ограничений (9) оптимальный по быстродействию процесс будет также состоять из  $n$ -го числа интервалов. При этом величина  $\omega_i$  должна быть такой, чтобы ни одна из координат  $i$ ;  $\frac{i}{d\tau}$  не достигла ограничивающего ее значения.

Однако теорема об  $n$  интервалах справедлива лишь в случае вещественных отрицательных или нулевых корней характеристического уравнения. Это ограничивает ее применение для промышленных быстродействующих систем, так как большин-

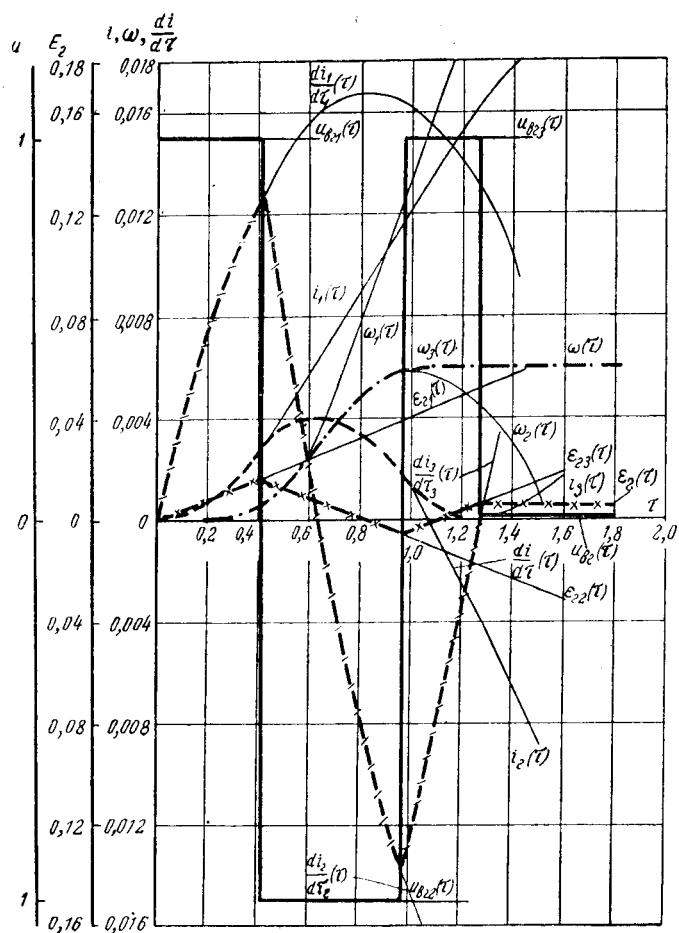


Рис. 2. Трехинтервальный оптимальный переходный процесс в системе Г—Д.

ство из них имеет колебательный характер переходных процессов. В связи с этим рассмотрим случай, когда корни характеристического уравнения (4) являются комплексно-сопряженными.

При подаче на вход такой системы единичного управляющего воздействия в ней возникнет переходный процесс, характеризующийся колебаниями управляемых координат  $i$  и  $\omega$ .

Предположим, что при принятых условиях необходимо перевести систему в такое новое состояние  $\omega_i$ , при котором длительность первого интервала оптимального по быстродействию процесса меньше или равна времени наступления максимума первой производной выходной управляемой координаты системы  $\omega$ . Обозначим это время через  $\tau_{i \max}$ . Как станет ясно из дальнейшего, рассматриваемый случай наиболее характерен для целого ряда оптимальных процессов.

Можно предположить, что в данном случае оптимальный по быстродействию процесс (рис. 2) будет также состоять из трех интервалов, при этом считаем, что ни одна из координат системы не достигает ограничивающего ее значения (9). Этот вывод сделан из рассмотрения переходных процессов в системе Г—Д при подаче на ее вход единичного управляющего воздействия, так как даже при различных корнях характеристического уравнения характер переходных процессов не отличается друг от друга в интервале времени  $0 - \tau_{i \max}$ .

Высказанное предположение может быть распространено на более общий случай, т. е. все выводы, сделанные относительно построения оптимальных по быстродействию процессов при вещественных отрицательных или нулевых корнях характеристического уравнения [Л. 2 и 3], справедливы и для систем с комплексно-сопряженными корнями характеристического уравнения в случае, если длительность первого интервала оптимального по быстродействию процесса меньше или равна времени наступления максимума первой производной выходной управляемой координаты системы  $\omega$ .

Здесь следует сразу оговориться, что оба предположения требуют еще строго математического доказательства. Однако расчеты и эксперименты подтверждают справедливость сделанных предположений.

Оптимальный по быстродействию процесс<sup>1</sup> может быть построен графоаналитическим методом, не прибегая к помощи вычислительных машин [Л. 3]. При этом уравнения, характеризующие изменение управляемых координат системы на том или ином интервале движения системы, могут быть получены из общих зависимостей (5) — (7) подстановкой в них необходимой величины управляющего воздействия (8) и начальных условий. Начальные условия могут быть найдены методом подбора с уменьшающимися отклонениями.

*Пятиинтервальный оптимальный переходный процесс.* Выше рассматривался случай определения и построения оптимального управления, когда на движение управляемых координат системы не налагались дополнительные ограничения. При этом было определено оптимальное управление при фиксированных граничных значениях управляемой координаты  $\omega$  и ограниченном по амплитуде управляющем воздействии  $u_{v.g}$ . В пределах этого ограничения координаты рассматриваемой системы изменялись в зависимости от динамических свойств самой системы.

Определим теперь оптимальное управление при наложении на систему дополнительных ограничений по второй, а затем по первой (при неограниченной второй) производной выходной управляемой координаты системы. Указанные ограничения возникают и накладываются на изменения координат системы не вследствие динамических свойств последней, а в силу побочных соображений, связанных с нормальной эксплуатацией системы, предотвращением аварийных режимов и т. д. Эти дополнительные ограничения зачастую имеют место при техническом выполнении системы управления.

Выше отмечались случаи, для которых справедлива теорема об  $n$  интервалах и было определено оптимальное управление при наличии комплексных корней характеристического уравнения. Распространяя этот вывод на систему, имеющую дополнительные ограничения, получим следующий результат.

<sup>1</sup> Оптимальные процессы, приведенные на рис. 2—5, построены на примере промышленной системы Г—Д привода реверсивного стана горячей прокатки. Двигатель ПБК 250/145;  $P=3320$  квт;  $U=700$  в;  $I=5150$  а;  $n=50/120$  об/мин. Генератор ПБК 215/40;  $P=3600$  квт;  $U=700$  в;  $I=5150$  а;  $n=425$  об/мин;  $\beta_r=24.4$ ;  $\beta_m=0.402$ ;  $T_r=2.12$  сек;  $T_s=0.087$  сек;  $T_m=0.035$  сек.

тельное ограничение по второй производной, получим согласно [Л. 3]:

$$n_p = (m+1)(n-m), \quad (12)$$

где  $n_p$  — число релейных знакопостоянных интервалов управляющего воздействия на систему;

$m$  — порядок дифференциального уравнения, описывающего ограниченную координату относительно выходной управляемой координаты системы.

Из уравнения (12) следует, что для осуществления оптимального управления при ограниченной второй производной потребуется три знакопостоянных интервала релейного управляющего воздействия (здесь  $n=3$ ,  $m=2$ ).

В общем случае число интервалов оптимального по быстродействию управления (рис. 3) при рассматриваемом ограничении будет:

$$\begin{aligned} n_{ob} &= n_p + m = (m+1)(n-m) + m = \\ &= (2+1)(3-2) + 2 = 5. \end{aligned} \quad (13)$$

При этом движение системы на двух интервалах (2 и 4) происходит с ограниченной величиной  $\frac{di}{d\tau} = \alpha_i$ ,

что в свою очередь накладывает ограничение на изменение управляющего воздействия  $u_{v.g.}$ .

Наиболее распространенным является ограничение первой производной выходной управляемой координаты  $\omega$ . В этом случае согласно формуле (13) получим:

$$n_{ob} = (1+1)(3-1) + 1 = 4 + 1 = 5, \quad (14)$$

т. е. четыре знакопостоянных интервала, два из которых выводят ограниченную координату  $i$  на ограничение  $\alpha_i$ , а два заканчивают процесс. На третьем интервале ограниченная координата  $i$  ограничивает выходное управляющее воздействие  $u_{v.g.}$  (рис. 4).

Построение рассматриваемых в данном разделе процессов может быть выполнено аналогично описанному ранее для случая трехинтервального процесса.

*Семиинтервальный оптимальный переходный процесс.* Рассмотрим теперь случай комплексного наложения на систему дополнительных ограничений по первой и второй производным выходной управляемой координаты  $\omega$ . Для решения такой задачи обратимся к теории, изложенной в [Л. 3], в которой показана принципиальная возможность управления системой по любой управляемой координате, по ее первой производной и по всем более высоким производным.

Задача нахождения оптимального по быстродействию управления здесь, как и ранее, не будет связываться с видом корней характеристического уравнения системы (4), так как с учетом высказанного ранее предположения, независимо от вида корней, применение теории множества [Л. 3] для подобных случаев дает положительный результат.

Найдем оптимальное по быстродействию управление с выводом системы в заданную точку по координате

$$i = \alpha_i \text{ при } \frac{di}{d\tau} = 0.$$

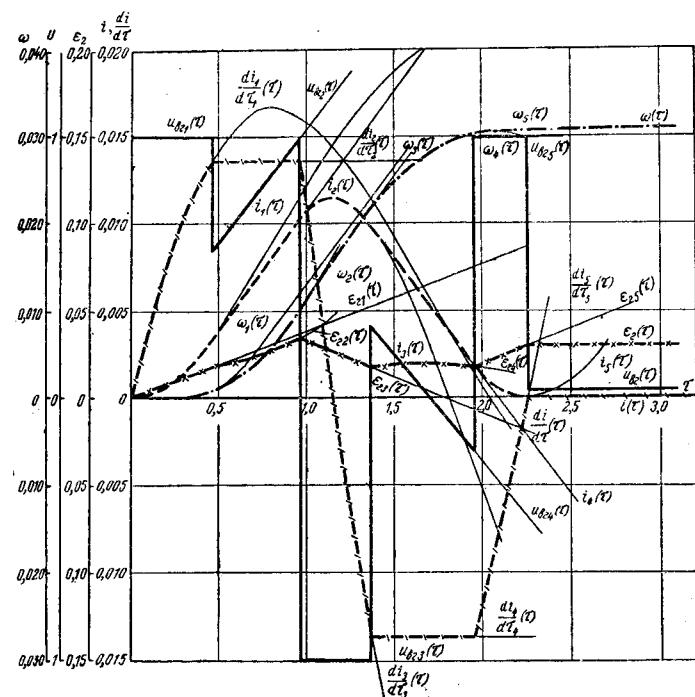


Рис. 3. Пятиинтервальный оптимальный переходный процесс в системе Г—Д при дополнительном ограничении  $| \frac{di}{d\tau} | \leq \alpha_i$ .

Основой управления в данном случае будет являться координата  $i$  и все ее производные, которые несомненно влияют на выходную управляемую координату системы  $\omega$ . В данном случае  $\omega$  может свободно изменяться.

Решим систему уравнений (1) — (3) относительно выходной управляемой координаты  $\omega$  и получим:

$$\begin{aligned} \beta_r \beta_m \frac{d^3 \omega}{d\tau^3} + \beta_m (\beta_r + 1) \frac{d^2 \omega}{d\tau^2} + \\ + (\beta_r + \beta_m) \frac{d\omega}{d\tau} + \omega = u_{v.g.}, \end{aligned} \quad (15)$$

где  $\frac{d\omega}{d\tau}$  есть не что иное, как интересующая нас координата системы  $i$ .

В уравнении (15) сделаем следующую замену:

$$\frac{d\omega}{d\tau} = i. \quad (16)$$

Перенося члены, содержащие интегралы, в правую часть, запишем:

$$\beta_r \beta_m \frac{d^2 i}{d\tau^2} + \beta_m (\beta_r + 1) \frac{di}{d\tau} + (\beta_r + \beta_m) i = u_{v.g.} - \int i d\tau. \quad (17)$$

Поскольку  $\int i d\tau$  в соответствии с заменой (16) есть  $\omega$ , изменение которой в данном случае нас не интересует, то правую часть уравнения (17) можно представить некоторой функцией

$$f(\tau) = u_{v.g.} - \int i d\tau. \quad (18)$$

Это приводит уравнение (17) к виду обычного линейного дифференциального уравнения со специальной правой частью (функция  $f(\tau)$  является кусочно-непрерывной, претерпевающей разрывы первого

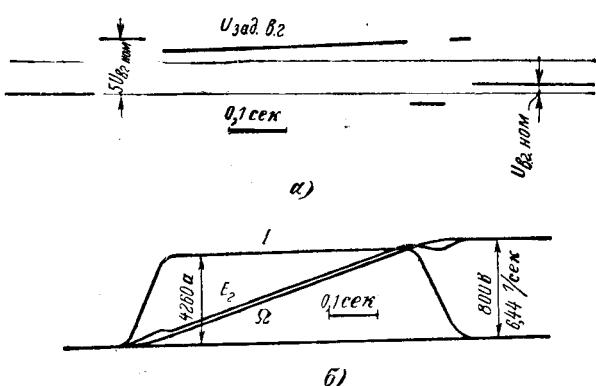
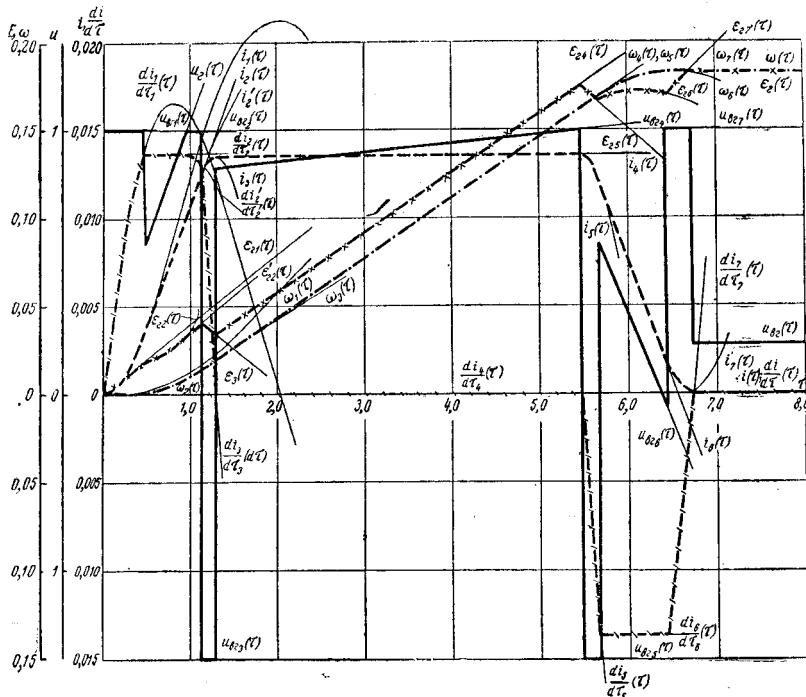


Рис. 4. Осциллограммы пятиинтервального оптимального переходного процесса в системе Г—Д при дополнительном ограничении  $|i| \leq \alpha_i$ .

Рис. 5. Семиинтервальный оптимальный переходный процесс в системе Г—Д при дополнительных ограничениях  $\left| \frac{di}{d\tau} \right| \leq \alpha_i$ ,  $|i| \leq \alpha_i$ .



рода), анализ которого в [Л. 3] показал справедливость вытекающей из него теоремы об  $n$  интервалах.

Однако в условии задачи указано на ограничение первой производной главной управляемой координаты  $i$  или, что то же самое, второй производной выходной управляемой координаты системы

$\omega - \left| \frac{di}{d\tau} \right| \leq \alpha_i$ . Это приводит к тому, что количество интервалов оптимального по быстродействию процесса переведения главной управляемой координаты  $i$  на ограничение  $\alpha_i$  подчинено формуле (13), из которой найдем:

$$n_{ob} = (1+1)(2-1)+1=3,$$

где, исходя из полученного уравнения (17),  $n=2$ ,  $m=1$ .

Таким образом, число интервалов в общем оптимальном процессе равно трем, на двух из них управляющее воздействие изменяется релейно, на одном — зависит от изменения ограниченной по условию координаты  $\left| \frac{di}{d\tau} \right| \leq \alpha_i$ .

Основываясь на тех же выводах, можно показать, что перевод главной управляемой координаты  $i$  со значения  $i=a_i$  на новое значение  $i=i_1=0$  при

$$\frac{di}{d\tau} = \frac{di_1}{d\tau_1} = 0$$

также будет происходить по трем интервалам при условии ограниченной величины  $\frac{di}{d\tau}$ . Это становится необходимым, если выходная управляемая координата системы  $\omega$  принимает значение, равное  $\omega_i$ . Поэтому общий оптимальный по быстродействию переходный процесс будет состоять из семи интервалов (рис. 5), причем на четвертом интервале управляемая координата системы  $i$  будет находиться на своем ограничении  $a_i$ .

Таким образом, при ограничении нескольких координат оптимальный по быстродействию переходный процесс в данной системе соответствует общим зависимостям, полученным в [Л. 2 и 3].

Остановимся коротко на вопросах реверса и торможения. При принятой постановке задачи нахождения оптимального по быстродействию управления данные процессы отличаются от рассмотренных лишь разными значениями начального и конечного состояний системы. Так, например, при торможении необходимо перевести систему из некоторого начального состояния ( $\epsilon_{ti}$ ;  $i_t$ ;  $\omega_t$ ) в некоторое заданное ( $\epsilon_{t0}=i_0=\omega_0=0$ ) за минимальное время. По сравнению с процессом разгона разница будет заключаться лишь в знаке первого и всех последующих интервалов оптимального по быстродействию процесса. Во всех случаях число интервалов будет одинаковым. Аналогичное можно сказать и о процессе реверса. Поэтому подробное рассмотрение этих процессов в данной статье не представляет интереса.

#### Приложение. Условные обозначения.

- $a_i$  — постоянная величина тока якорной цепи;
- $\alpha_i$  — постоянная величина производной тока якорной цепи;
- $\beta_m$  — относительная электромеханическая постоянная времени привода;
- $\beta_r$  — относительная постоянная времени обмотки возбуждения генератора;
- $\beta_{1,2}$  — относительные эквивалентные постоянные времени;
- $\epsilon_g$  — относительная величина э. д. с. генератора;
- $\epsilon_r(\tau)$  — мгновенное значение э. д. с. генератора в относительных единицах;
- $\epsilon_{r0}$  — начальное значение э. д. с. генератора в относительных единицах;
- $\epsilon_{ri}(\tau)$  — мгновенное значение э. д. с. генератора в относительных единицах на  $i$ -м интервале;
- $\tau$  — относительное время;
- $\tau_{max}$  — относительное время наступления максимума тока якоря в переходном процессе;
- $\Omega$  — скорость вращения двигателя;

$\omega$  — относительная скорость вращения двигателя;  
 $\omega(\tau)$  — мгновенное значение относительной скорости вращения двигателя;  
 $\omega_0$  — начальное значение скорости двигателя в относительных единицах;  
 $\omega_i(\tau)$  — мгновенное значение относительной скорости вращения двигателя на  $i$ -м интервале;  
 $E_r$  — э. д. с. генератора;  
 $D_1, D_2, D_3$  — коэффициенты;  
 $i$  — относительное значение тока якорей;  
 $i(\tau)$  — мгновенное значение относительного тока якорей;  
 $i_0$  — начальное значение относительного тока якорей;  
 $i_i(\tau)$  — мгновенное значение относительного тока якорей на  $i$ -м интервале;  
 $\frac{di}{d\tau}$  — относительное значение производной тока якорей;  
 $\frac{di_i}{d\tau_i}(\tau)$  — мгновенное значение относительной производной якорного тока на  $i$ -м интервале;  
 $n$  — скорость вращения двигателя, об/мин; порядок дифференциального уравнения и число интервалов оптимального по быстродействию управления при вещественных отрицательных корнях характеристического уравнения;  
 $n_p$  — число релейных знакопостоянных интервалов управляющего воздействия на систему;

$n_{ob}$  — общее количество интервалов оптимального по быстродействию управления при наложении на систему дополнительных ограничений;  
 $m$  — порядок дифференциального уравнения, описывающего ограниченную координату относительно выходной управляемой координаты системы;  
 $s$  — оператор;  
 $T_m$  — электромеханическая постоянная времени привода;  
 $T_e$  — электромагнитная постоянная времени системы Г—Д;  
 $T_f$  — постоянная времени обмотки возбуждения генератора;  
 $U_{v.g.nom}$  — номинальное напряжение возбуждения генератора;  
 $U_{v.g.i}(\tau)$  — управляющее воздействие на систему в относительных единицах на  $i$ -м интервале.

### Литература

1. Пышкало В. Д. и Акимов Л. В., Определение электромагнитной и электромеханической постоянных времени в системах с двигателями постоянного тока, «Электротехника», 1963, № 12.

2. Фельдбаум А. А., Вычислительные устройства в автоматических системах, Физматгиз, 1959.

3. Антомонов Ю. Г., Автоматическое управление с применением вычислительных машин, Судпромгиз, 1962.

{1.12.1965}



УДК 621.315.05

## К вопросу о целесообразности применения замкнутых городских электрических сетей

Доктор техн. наук В. Г. ХОЛМСКИЙ, кандидаты техн. наук Ю. В. ЩЕРБИНА,  
 В. В. ЗОРИН и инж. Л. В. НИЧИПОРОВИЧ

Киевский политехнический институт

В дискуссии между сторонниками и противниками применения замкнутых схем в городских электрических сетях среди представителей обеих точек зрения высказывалось мнение, что переход к замкнутым схемам всегда приводит к уменьшению потерь мощности и энергии.

Однако известно [Л. 1—3], что работа по замкнутым схемам обеспечивает теоретический минимум потерь активной мощности и энергии только для электрически однородных сетей, все участки которых удовлетворяют условию

$$\frac{x_i}{r_i} = \text{пост.} \quad (1)$$

При выполнении условия (1) токораспределение в сети и потери активной мощности в ней будут такими же, как и в условной схеме данной сети, обладающей только активными сопротивлениями. Несоблюдение условия (1) делает сеть неоднородной и приводит к возрастанию потерь, иногда довольно значительному, по сравнению с условной схемой.

Для оценки влияния неоднородности на работу замкнутой сети рассмотрим распределение токов, обусловленных произвольной  $k$ -й нагрузкой в сети, представленной на рис. 1.

Токи в ветвях имеют значения:

$$I'_k = \frac{i_k \dot{Z}'_k}{\dot{Z}_c} = i_k \dot{v}'_k = i_k [\alpha'_k + j\beta_k]; \quad (2)$$

$$I''_k = \frac{i_k \dot{Z}''_k}{\dot{Z}_c} = i_k \dot{v}''_k = i_k [\alpha''_k - j\beta_k]; \quad (3)$$

здесь  $\dot{v}'_k$  и  $\dot{v}''_k$  — коэффициенты распределения токов в ветвях.

Составляющие коэффициентов согласно [Л. 1] представляются выражениями:

$$\alpha'_k = \frac{r''_k r_c + x''_k x_c}{r_c^2 + x_c^2}; \quad (4)$$

$$\alpha''_k = \frac{r'_k r_c + x'_k x_c}{r_c^2 + x_c^2}; \quad (5)$$

$$\beta_k = \frac{r'_k x''_k - x'_k r''_k}{r_c^2 + x_c^2}. \quad (6)$$

Путем несложных преобразований коэффициенты распределения можно привести к следующему виду:

$$\dot{v}'_k = \alpha'_k n + \dot{v}_{ky}; \quad (7)$$

$$\dot{v}''_k = \alpha''_k n - \dot{v}_{ky}. \quad (8)$$

При этом:

$$\alpha'_{kh} = \frac{r''_k}{r_c}; \quad (9)$$

$$\alpha''_{kh} = \frac{r'_k}{r_c}; \quad (10)$$

$$v_{ky} = \beta_k \operatorname{tg} \varphi_c + j \beta_k; \quad (11)$$

где

$$\operatorname{tg} \varphi_c = \frac{x_c}{r_c}.$$

Величины  $\alpha'_{kh}$  и  $\alpha''_{kh}$  определяют значения токов в ветвях, идущих на покрытие нагрузки пункта  $k$ , и их можно назвать нагрузочными составляющими коэффициентов распределения. Величина  $v_{ky}$  определяет обусловленный влиянием неоднородности уравнительный ток, циркулирующий в сети. Назовем его уравнительным током неоднородности.

Из выражений (9) и (10) видно, что распределение нагрузочных токов в замкнутой неоднородной сети совпадает с полным токораспределением, которое возникло бы в сети после компенсации неоднородности, т. е. с токораспределением в упомянутой условной схеме.

Таким образом, распределение нагрузочных токов удовлетворяет условиям теоретического минимума потерь активной мощности. Уравнительные токи неоднородности искажают результирующее токораспределение и всегда приводят к возрастанию потерь. Для рассмотренного выше простейшего случая это возрастание в относительных единицах  $\delta P_{k*}$  равно относительному возрастанию эквивалентного активного сопротивления сети  $\Delta r_{e*}$  между точками 0 и  $k$  при переходе от условной к действительной схеме сети. Очевидными являются следующие выражения:

$$r_e = \operatorname{Re} \left[ \frac{(r'_k + jx'_k)(r''_k + jx''_k)}{r_c + jx_c} \right];$$

$$r_{eo} = \frac{r'_k r''_k}{r_c};$$

$$\Delta r_{e*} = \frac{r_e - r_{eo}}{r_{eo}}.$$

После подстановок и преобразований получим:

$$\delta P_{k*} = \beta_k^2 \frac{r_c^2}{r'_k r''_k} (1 + \operatorname{tg}^2 \varphi_c). \quad (12)$$

Понятно, что в более сложных случаях возрастание потерь мощности не может быть найдено столь элементарно, но рассмотренная выше трак-

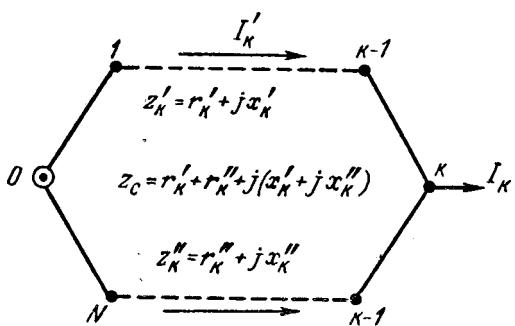


Рис. 1. Расчетная схема сети.

твка коэффициента распределения токов любой нагрузки как суммы нагрузочной и уравнительной составляющих справедлива всегда. Не будучи единственной возможной, эта трактовка удобна тем, что достаточно наглядно показывает влияние неоднородности сети на токораспределение и потери активной мощности в ней.

Величина  $\beta_k$  может рассматриваться как мера степени неднородности данной сети относительно пункта  $k$ . Степень неоднородности рассматриваемой сети относительно разных пунктов будет различной. Поэтому влияние неоднородности сети на режим ее работы зависит также от соотношения нагрузок различных пунктов.

Существующие городские электрические сети при замыкании их на всех напряжениях относятся к сетям с высокой неоднородностью, обусловленной совместной работой кабельных и воздушных линий, а также большой индуктивностью трансформаторных связей. Для районов новой застройки крупных городов чисто кабельная сеть в пределах района будет однородной, однако и здесь имеются трансформаторные связи, вызывающие неоднородность. Результирующая неоднородность может появиться также за счет присоединения сети нового района к существующей городской сети с помощью глубоких вводов.

Воздействие уравнительных токов неоднородности на режим работы сети может быть ограничено путем применения установок продольной компенсации или введением в контуры сети дополнительной э. д. с. с помощью вольтодобавочных трансформаторов [Л. 4]. Однако по ряду причин экономического характера трудно ожидать широкого применения указанных устройств в городских электрических сетях.

В сетях, контуры которых замыкаются через трансформаторы, при неуравновешенных коэффициентах трансформации возникают добавочные уравнительные токи (назовем их токами неуравновешенности), которые могут частично компенсировать токи неоднородности и несколько улучшить результирующее токораспределение. Такая компенсация всегда будет неполной, поскольку подбором ответвлений трансформаторов связи можно создать только продольную добавочную э. д. с.

Основным средством оптимизации режима городской электрической сети с высокой степенью неоднородности является разрезание контуров сети в правильно выбранных точках. Таким путем в сети может быть создано токораспределение, достаточно близкое к токораспределению в замкнутой схеме с активными сопротивлениями и обеспечен практический минимум потерь активной мощности и энергии.

Для осуществления полного совпадения токораспределения в разомкнутой сети и в схеме с активными сопротивлениями в ряде случаев требовалось бы произвести разрезы не на линиях, а на шинах отдельных приемных подстанций.

Дополнительными преимуществами работы городских сетей по разомкнутым схемам являются возможности свободной перестановки ответвлений всех трансформаторов и применения трансформаторов с регулированием под нагрузкой для улучше-

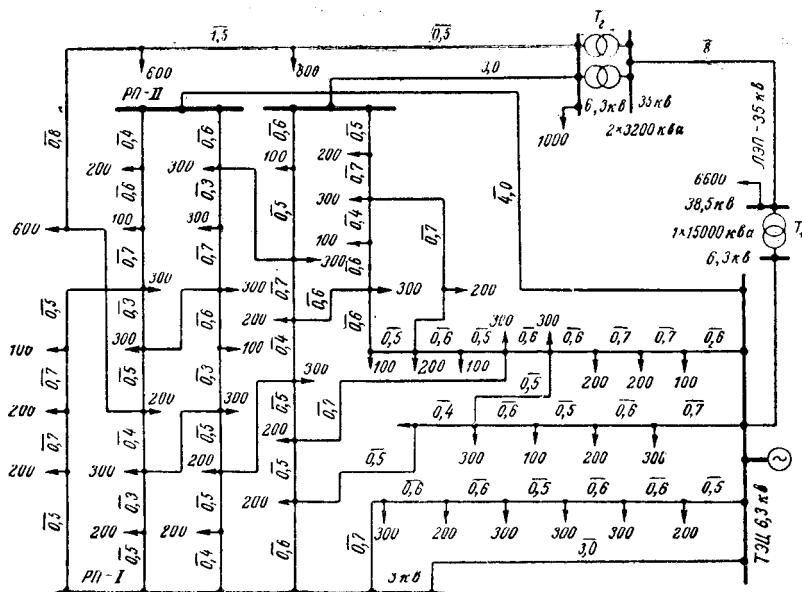


Рис. 2.

ния режима напряжений. В замкнутых схемах такие возможности отсутствуют из-за появления чрезмерных уравнительных токов неуравновешенности.

Для оценки эффективности работы городских электрических сетей, помимо количественной оценки надежности электроснабжения и качества напряжения, необходимо определить составляющую расчетных затрат, которая зависит от потерь мощности и энергии. Основными этапами расчета могут быть:

1. Расчет потокораспределения, потерь мощности и энергии при работе сети по замкнутой схеме без учета реактивных сопротивлений. Найденные в этом случае потери являются критерием для оценки последующих вариантов схемы.

2. Аналогичные расчеты при работе сети по замкнутой схеме с учетом реактивных сопротивлений. При наличии в схеме трансформаторных связей целесообразно рассмотреть несколько вариантов установки ответвлений трансформаторов, чтобы найти оптимальное значение неуравновешенной э. д. с. последних.

3. Определение оптимальных точек разрезов сети. Оптимизация может быть выполнена либо по потерям мощности в режиме наибольших нагрузок, либо по потерям энергии за определенный промежуток времени.

4. Расчет потокораспределения и потерь при разомкнутой схеме с оптимизированными точками разрезов.

Сеть города средней величины не уступает по сложности сети крупной энергосистемы. Практическая невозможность расчета таких сетей с помощью обычных вычислительных средств послужила одной из причин распространения не вполне точных представлений о свойствах замкнутых схем в данном случае.

Реализация приведенных выше этапов расчета в сложных сетях возможна только с помощью электронных цифровых машин. С этой целью кафедрой электрических систем и сетей КПИ разработан комплект стандартных программ для ЦВМ

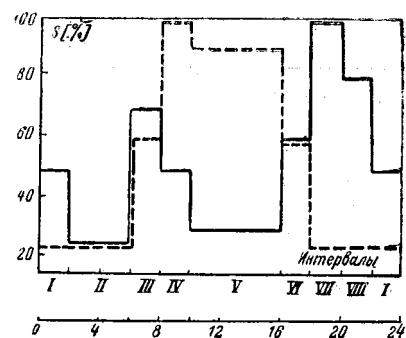


Рис. 3. Суточные графики нагрузок.

«Урал-2» [Л. 5]. Отладка программ и конкретные расчеты проводились на ЦВМ Института электродинамики АН УССР.

Основные характеристики программ приведены в табл. 1.

Программа КПИ-4 предназначена только для электрических расчетов режимов работы замкнутых сетей со многими источниками питания. Остальные три программы служат для проведения комплекса расчетов, связанных с оптимизацией точек разрезов разомкнутой сети.

Оптимизация по программе КПИ-3 осуществляется путем расчета условной замкнутой схемы с активными сопротивлениями и последующего размыкания сети на участках с наименьшими перетоками мощности. Такой метод оптимизации не является строгим, поскольку в многократно замкнутой сети разрезание даже слабо загруженных линий в одной ее части может привести к некоторому перемещению оптимальных точек разрезов в других частях.

В программах КПИ-6 и КПИ-7 используется более строгий метод прямой оптимизации путем дискретного спуска по потерям мощности или энергии [Л. 6].

Для иллюстрации приведем основные результаты экспериментальных расчетов, выполненных по перечисленным программам для электрической сети, изображенной на рис. 2.

Конфигурация рассматриваемой сети почти полностью заимствована из [Л. 7]. Распределительная сеть 6 кв принята в основном кабельной, за исключением нескольких линий, расположенных в периферийной части города. Параметры линий и трансформаторов глубокого ввода 35/6 кв показаны на рис. 2. Для основной массы ТП принят типовой суточный график коммунально-бытовой нагрузки (сплошная линия на рис. 3), а для пунктов 10, 20, 30, 40, 45, 50, 60, 70, 71 и 72 — типовой график односменных промышленных потребителей (пунктирная линия на рис. 3). Максимальные расчетные нагрузки пунктов (для коммунально-бытовых ТП в период вечернего максимума, для промышленных — утреннего) указаны на рис. 2.

Результаты расчетов режимов работы сети приведены в табл. 2.

Из этой таблицы видно, что потери энергии за сутки в разомкнутой схеме превышают теоретич-

Таблица 1

## Характеристики программ для расчетов городских сетей на ЦВМ

Условное обозначение программы	КПИ-3	КПИ-4	КПИ-6	КПИ-7
Реализуемые этапы расчета	1, 3, 4	2	1, 3, 4	1, 3, 4
Метод оптимизации точек разрезов	Замыкание условной схемы	—	Дискретный спуск по потерям мощности	Дискретный спуск по потерям энергии
Используемая память ЦВМ	Оперативная	Оперативная	Оперативная и два МБ	Оперативная
Предельный объем задачи	384 пункта 192 точки разрезов	256 пунктов 128 независимых контуров	4 000 пунктов 1 000 точек разрезов	320 пунктов 128 точек разрезов
Полное время решения при предельном объеме задачи	30 мин	20 мин	2 ч	30 мин

Таблица 2

Изменение потерь энергии в условно замкнутой сети с активными сопротивлениями, в разомкнутой сети с оптимальными точками разрезов и в замкнутой сети в зависимости от величины неуравновешенной э. д. с.

Номер интервала суточного графика	Продолжительность интервала, ч	Теоретический минимум потерь мощности, квт·ч	Потери мощности в разомкнутой сети с оптимальными разрезами, квт·ч			Потери мощности в замкнутой сети при разной величине неуравновешенной э. д. с., %, программа КПИ-4					
			Метод условного замыкания сети (КПИ-3)	Метод дискретного спуска по потерям мощности (КПИ-6)	Метод дискретного спуска по потерям энергии (КПИ-7)	0	2,5	5,0	7,5	10,0	12,5
I	4	131,7	138,5	142,5	138,5	170,6	166,8	179,8	209,7	256,8	321,3
II	4	45,1	47,2	47,2	46,7	59,8	60,5	77,9	112,2	163,7	232,7
III	2	323,0	338,5	341,5	336,0	428,5	416,5	421,6	443,7	482,6	538,8
IV	2	314,6	349,5	335,0	336,5	428,4	414,7	418,1	438,3	475,8	530,2
V	6	178,5	211,2	197,7	199,8	244,5	235,8	244,0	269,3	311,4	370,5
VI	2	275,5	272,5	272,5	269,0	343,1	332,9	339,9	363,8	405,0	462,7
VII	2	435,9	482,0	503,0	482,0	558,8	546,5	551,2	572,7	618,9	674,7
VIII	2	290,6	319,0	332,0	319,0	380,0	370,9	378,8	403,6	445,7	504,6
Потери энергии за сутки, квт·ч		5021,4	5533,0	5513,0	5424,6	6666,5	6487,0	6714,0	7347,6	8406,6	9861,0
Потери энергии за сутки, %		100,0	110,2	109,8	108,0	132,8	129,2	133,7	146,3	167,4	196,4

ский минимум на 8—10% в зависимости от метода расчета, причем меньшие цифры потерь относятся к схемам, рассчитанным методом прямой оптимизации.

Превышение потерь над теоретическим минимумом объясняется невозможностью установления разрезов на шинах подстанций, а также наличием в сети пунктов потребления с резко различными графиками нагрузок. В этих условиях точки токоразделов замкнутой схемы в течение суток перемещаются, а оптимальные точки разрезов разомкнутой сети предполагаются фиксированными на сравнительно продолжительный отрезок времени, например на сезон.

Замыкание сети приводит к значительному возрастанию потерь мощности и энергии. Существенное влияние на величину потерь оказывает значение неуравновешенной э. д. с. трансформаторов  $T_1$  и  $T_2$  (рис. 2). При перестановке стандартных ответвлений этих трансформаторов э. д. с. изменяется приблизительно от 0 до 17,5% ступенями по 2,5%. Из данных табл. 2 следует, что оптимальной для

рассматриваемой сети является э. д. с. порядка 2,5%. При этом потери энергии снижаются на 2,7% по сравнению со случаем работы уравновешенных трансформаторов. При неоптимальных значениях э. д. с. потери в сети могут в 1,5—2 раза превышать теоретический минимум.

**Выводы.** 1. Выбор принципа построения и схем городских электрических сетей должен решаться в каждом отдельном случае путем технико-экономических расчетов. Для развитых сетей необходимые расчеты могут выполняться лишь с помощью ЦВМ.

2. При наличии в контурах сети трансформаторных связей существует возможность некоторого снижения потерь энергии за счет подбора ответвлений трансформаторов. При неудачном подборе ответвлений потери резко возрастают.

3. В большинстве случаев городские электрические сети, особенно существующие, обладают значительной электрической неоднородностью. Поэтому следует ожидать, что, как правило, работа городских сетей по разомкнутым схемам с оптимальными точками разрезов будет обеспечивать

# Об измерении удельных сопротивлений диэлектриков мостовыми методами

Инж. Ж. А. СТАВРАКЕВ

София

**Введение.** Для измерения очень больших сопротивлений применяются различные методы. Рассмотрим сначала известный и широко распространенный метод зарядки конденсатора. Измерения основываются на переходном процессе, который происходит при подключении последовательной  $RC$ -цепочки к источнику постоянного напряжения  $U$ . В этом случае напряжение на конденсаторе будет [Л. 1]:

$$u_c = U \left( 1 - e^{-\frac{t}{RC}} \right), \quad (1)$$

и его заряд

$$q_c = C u_c = C U \left( 1 - e^{-\frac{t}{RC}} \right), \quad (2)$$

где  $R$  — сопротивление, через которое происходит заряд (в данном случае измеряемое сопротивление).

Этими формулами пользуются и при вычислении объемных и поверхностных сопротивлений, что, по нашему мнению, неверно. На рис. 1 дана схема измерения объемных сопротивлений листообразных изоляционных материалов. Для этой схемы считается, что токи, протекающие через объемное сопротивление, заряжают конденсатор  $C$ , а поверхностные токи (протекающие через  $R_s$ ), отводятся обратно к источнику. Считается, что эта схема в отношении объемных токов  $i_v$  может быть заменена элементарной  $RC$ -цепочкой.

Введение предохранительного кольца (т. е. системы из трех электродов) усложняет вид указанной  $RC$ -цепочки, и поэтому развитие переходного процесса отличается от описываемого уравнениями (1) и (2). В начальный момент при включении источника электроды 2 и 3 имеют одинаковые потенциалы, равные потенциальному отрицательного зажима источника. Однако по мере заряда конден-

сатора  $C$  потенциал электрода 2 постепенно повышается, в то время как потенциал электрода 3 остается неизменным. От электрода 2 к электроду 3 начинает протекать ток, величина которого зависит от разности потенциалов  $u_{23}$ , сопротивления  $R_{\pi}$  между ними и времени  $t$ . С течением времени этот ток растет, так как напряжение  $u_{23} = u_c(t)$  увеличивается и в конце переходного процесса достигает максимальной величины. Ток  $i_{\pi}$ , кроме сопротивления  $R_{\pi}$ , протекает и по объемному сопротивлению  $R_v$  и вместе с зарядным током конденсатора  $i_c$  определяет действительный объемный ток:

$$i_v = i_c + i_{\pi}, \quad (3)$$

т. е. зарядный ток  $i_c$  составляет только часть объемного тока ( $i_c < i_v$ ). Поэтому значения сопротивлений, вычисленные методом конденсаторного заряда, будут больше реальных.

С другой стороны, выражение напряжения

$$U = i_v R_v + u_c = (i_c + i_{\pi}) R_v + u_c \quad (4)$$

показывает, что ток  $i_{\pi}$  обусловливает определенное падение напряжения на сопротивлении  $R_v$ , благодаря чему напряжение на конденсаторе  $u_c$  никогда не может достигнуть величины напряжения источника. Все это показывает, что уравнение (1) не соответствует схеме на рис. 1. Причина заключается в наличии паразитного сопротивления  $R_{\pi}$ , через которое протекает ток  $i_{\pi}$ .

Чтобы использовать процесс зарядки конденсатора для измерения объемных и поверхностных сопротивлений, необходимо составить такую схему, в которой паразитный ток  $i_{\pi}$ , вносящий погрешности, устраняется на время всего процесса измерения. Так как сопротивление  $R_{\pi}$  не бесконечно велико, это возможно, если исключить разность потенциалов  $u_{23}$  между электродами 2 и 3. Практически это легко осуществить включением дополнительных систем (стационарные процессы), Изд. АН УзССР, 1953.

4. Холмский В. Г., Оптимизация потокораспределения в замкнутых электрических сетях с высокой степенью неоднородности, «Электричество», 1965, № 9.

5. Холмский В. Г., Щербина Ю. В., Зорин В. В. и Ничипорович Л. В., Применение ЦВМ для выбора оптимальных точек разрезов городских электрических сетей, Материалы конференции «Применение вычислительной техники в электроэнергетике», Московский дом научно-технической пропаганды им. Ф. Э. Дзержинского, М., 1964.

6. Холмский В. Г., Щербина Ю. В. и Ничипорович Л. В., Выбор оптимальных проектных и эксплуатационных решений с помощью ЦВМ методами дискретного спуска, «Энергетика и электротехническая промышленность», 1964, № 2.

7. Бойчук С. И., Опыт внедрения замкнутой схемы в сетях 6 и 0,38 кв г. Бобруйска, Труды ЛИЭИ, вып. 41, Госэнергоиздат, 1962.

[1.11.1965]



нительного конденсатора с соответствующей емкостью между электродом 3 и отрицательным зажимом источника, как это указано на рис. 1 пунктиром.

С введением предохранительного кольца 3 в измерительную схему вводится и сопротивление  $R_{\text{п}}$ . В существующих классических методах измерения объемных и поверхностных сопротивлений не учитывается участие паразитного сопротивления  $R_{\text{п}}$ .

Сопротивления  $R_v$ ,  $R_s$  и  $R_{\text{п}}$  (рис. 2, а), имеющиеся в исследуемом образце между электродами 1, 2, 3, образуют треугольник сопротивлений [Л. 5], схема замещения которого представлена на рис. 2, б.

Существенно для этого треугольника, что он не может быть разделен; поэтому измерение сопротивлений  $R_v$  и  $R_s$  можно производить при условии одновременного участия всех трех сопротивлений. В связи с этим экспериментальную схему на рис. 1 можно представить схемой замещения на рис. 3 (гальванометр не показан).

Решение переходного процесса при нулевых начальных условиях представляется выражением

$$u'_c = \frac{R_{\text{п}}}{R_v + R_{\text{п}}} U \left( 1 - e^{-\frac{R_v + R_{\text{п}}}{R_v R_{\text{п}} C} t} \right). \quad (5)$$

Необходимо отметить, что полученные экспериментальным путем графики  $u_c(t)$  соответствуют выражению (5), а не (1).

Анализ зависимости (5) показывает:

1. Аналитическое определение сопротивления  $R_v$  посредством выражения (5) невозможно, так как в него входят два неизвестных сопротивления  $R_v$  и  $R_{\text{п}}$ .

2. Развитие переходного процесса происходит по тому же закону, что и (1); поэтому кривые 1 и 2 (рис. 4), соответствующие уравнениям (1) и (5), однотипные. Они имеют асимптоты, параллельные между собой и оси абсцисс, общую касательную  $T$  в начале ( $t=0$ ), но разные постоянные времени  $\tau$  и  $\tau'$ . Уравнение касательной  $T$ :

$$u_T = \frac{U}{R_v C_1} t. \quad (6)$$

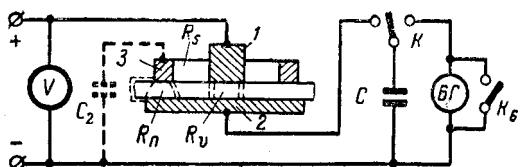


Рис. 1.

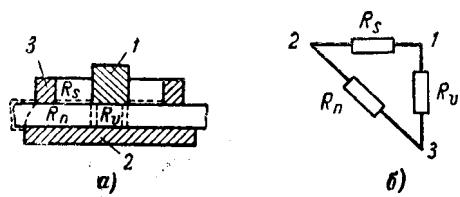


Рис. 2.

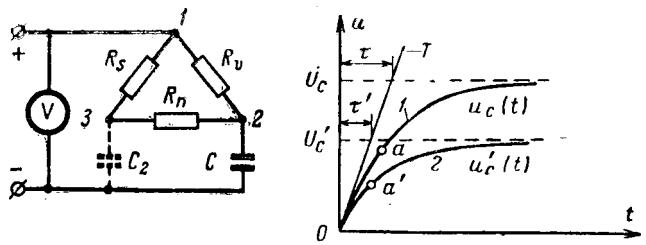


Рис. 3.

Рис. 4.

3. Установившееся напряжение на конденсаторе отлично от  $U$  [согласно (1)  $U_c = U$ ]:

$$U'_c = \frac{R_{\text{п}}}{R_v + R_{\text{п}}} U, \quad (7)$$

т. е. конденсатор заряжается через делитель напряжения, образованный последовательно соединенными сопротивлениями  $R_v$  и  $R_{\text{п}}$ . Отсюда следует, что в используемой схеме конденсатор никогда не может зарядиться до напряжения источника.

4. Если можно снять с необходимой точностью кривую  $u_c(t)$  в начале координат и провести касательную  $T$  в точке  $t=0$ , то из (6) можно легко вычислить сопротивление  $R_v$ . Однако из-за неточности на практике используется начальный участок («линейный участок»)  $0a$  зависимости  $u'_c = f(t)$ , который на кривой 2 по сравнению с кривой 1 значительно отличается от  $T$  (рис. 4). Это имеет место потому, что сопротивления, вычисленные по кривой 2, будут больше, чем действительные.

Аналогичные выводы можно сделать и для известной схемы измерения поверхностных сопротивлений.

**Мостовые схемы измерения объемных и поверхностных сопротивлений.** Во всех дальнейших рассуждениях будем пользоваться треугольником сопротивлений. В общем случае, так как  $R_v$ ,  $R_s$  и  $R_{\text{п}}$  неразделимы, для определения  $R_v$  и  $R_s$  нужно сделать три измерения для получения трех независимых уравнений.

Треугольник сопротивлений  $R_v$ ,  $R_s$ ,  $R_{\text{п}}$  можно рассматривать как П-образный четырехполюсник и на основании опытов холостого хода и короткого замыкания определить его параметры, т. е. интересующие сопротивления.

Кроме того, неизвестные сопротивления можно определить путем непосредственного измерения эквивалентного сопротивления между двумя любыми электродами, как у двухполюсника. При этом возможны три комбинации, на основании которых можно записать необходимые три уравнения.

Очевидны недостатки этих способов: сравнительно сложные формулы и наличие специальной аппаратуры, необходимой для этой цели, а также недостаточная точность из-за необходимости измерения больших сопротивлений.

Поэтому методы, позволяющие определить составляющие  $R_v$  и  $R_s$  треугольника сопротивлений по двум измерениям, имеют преимущества. Для таких измерений нужно, чтобы третье сопротивление  $R_{\text{п}}$  не оказывало влияния и чтобы было исключено его участие в соответствующих уравнениях. Этим требованием лучше всего удовлетворяет

четырехплечая мостовая схема, в которой при равновесии сопротивления в диагоналях не влияют на результаты измерений. Для этого треугольник сопротивлений  $R_v$ ,  $R_s$  и  $R_{\pi}$  нужно включить в четырехплечий мост так, чтобы паразитное сопротивление  $R_{\pi}$  было в одной из диагоналей моста. На рис. 5 показана схема замещения такого моста.

Для обобщения результатов и исследования в установившемся и переходном режимах схема показана в операторном виде. Для переходного режима она верна только при нулевых начальных условиях. При ненулевых начальных условиях необходимо сделать соответствующую коррекцию в операторной схеме. Из всех сопротивлений плеч в схеме только регулируемые сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  имеют операторный смысл, если они будут реактивными (емкости). Для равновесного состояния моста можно написать:

$$\frac{Z_v(p)}{Z_1(p)} = \frac{Z_s(p)}{Z_2(p)}. \quad (8)$$

Уравнение (8) недостаточно для определения двух неизвестных  $Z_v(p)$  и  $Z_s(p)$ , т. е.  $R_v$  и  $R_s$ . Необходимо еще одно независимое уравнение без участия  $Z_{\pi}(p)$ . Исследования показывают, что такое уравнение можно получить при помощи дополнительных измерений, сделанных при одном из условий:

1. При соответствующем (искусственном) изменении сопротивлений, образующих треугольник. Этого можно достигнуть, если шунтировать одно из сопротивлений  $Z_v(p)$  или  $Z_s(p)$  или же оба одновременно.

2. При включении известного участка (ветви) уравновешенного моста к дополнительной измерительной схеме (мостовая, компенсационная и пр.).

3. При переходном режиме, когда сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  емкостные с высококачественным диэлектриком. В режиме зарядки и разрядки конденсаторов через соответствующие переходные функции  $u_c(t)$  или  $q_c(t)$  определяют параметры схемы.

Анализ схемы на рис. 5, а показывает, что возможности моста для получения дополнительного уравнения с указанными условиями разные для двух диагоналей. При этом из теории мостовых цепей известно, что в данной схеме при переносе местами источника и индикатора чувствительности и скорости развития переходного процесса не будут одинаковыми. Отсюда вытекают различные возможности определения  $R_v$  и  $R_s$  при питании моста от одной или другой диагонали. Так, например:

а) при питании в диагонали 2—3, в которой находится паразитное сопротивление  $Z_{\pi}(p)$ , дополнительное уравнение можно получить согласно п. 1, причем только в стационарном режиме.

б) при питании в диагонали 1—4, когда паразитное сопротивление включено параллельно индикатору, можно использовать все три случая.

Рассмотрим несколько примеров для различных случаев.

*Четырехплечий мост с расстройкой треугольника сопротивлений  $R_v$ ,  $R_s$  и  $R_{\pi}$ .* Схема показана на рис. 6. Одно из сопротивлений  $Z_v(p)$  или  $Z_s(p)$  шунтируется предварительно известным сопротивлением

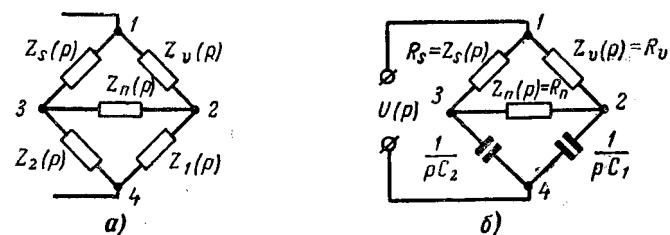


Рис. 5.

лением  $Z_{\pi}(p)$ . В нашем случае шунтируено сопротивление  $Z_s(p)$ ; следовательно, треугольник сопротивлений состоит из  $Z_v(p)$ ,  $Z'_s(p)$  и  $Z_{\pi}(p)$ . Выражением

$$Z'_s(p) = \frac{Z_s(p) Z_{\pi}(p)}{Z_s(p) + Z_{\pi}(p)}. \quad (9)$$

обозначено эквивалентное сопротивление плеча между точками 1—3 после шунтирования. Новое равновесное состояние моста может быть записано следующим образом:

$$\frac{Z_v(p)}{Z'_1(p)} = \frac{Z'_s(p)}{Z'_2(p)}. \quad (10)$$

Из (8)—(10) легко определяются неизвестные  $Z_v(p)$  и  $Z_s(p)$ . Уравновешивание моста можно проводить в стационарном и переходном режимах.

В установившемся режиме источник питания может быть включен в любую диагональ, а в переходном — только в диагональ 1—4.

В установившемся режиме при питании постоянным током сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  должны быть чисто активными. При питании переменным током сопротивления могут быть либо только активными, либо только емкостными. При использовании активных сопротивлений получим неизвестные [Л. 7]:

$$R_v = R_{\pi} (K' - K)$$

или

$$R_v = R_{\pi} \left( \frac{R'_1}{R'_2} - \frac{R_1}{R_2} \right); \quad (11)$$

$$R_s = R_{\pi} \left( \frac{K'}{K} - 1 \right)$$

или

$$R_s = R_{\pi} \left( \frac{R'_1}{R'_2} \frac{R_2}{R_1} - 1 \right), \quad (12)$$

где  $K$  и  $K'$  — отношения регулируемых сопротивлений  $R_1$  и  $R_2$  соответственно при первом и втором уравновешивании моста.

Видно, что при регулировании только одного из них, например  $R_1$ , формулы (11) и (12) упрощаются:

$$R_v = \frac{R_{\pi}}{R_2} (R'_1 - R_1); \quad (11a)$$

$$R_s = R_{\pi} \left( \frac{R'_1}{R_1} - 1 \right). \quad (12a)$$

После определения одного из неизвестных сопротивлений можно легко определить другое из (8).

Проведенные исследования [Л. 7] показали, что при питании моста от диагонали 2—3 только абсолютные погрешности при определении  $R_v$  и  $R_s$

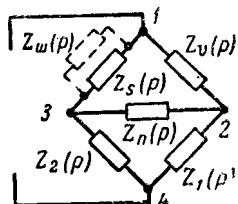


Рис. 6.

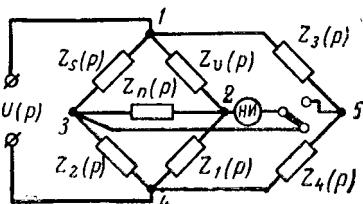


Рис. 7.

зависят от величины и точности шунтирующего сопротивления  $R_{\text{ш}}$ , а относительные  $\varepsilon_v$  и  $\varepsilon_s$  не зависят. Кроме того, если при двух измерениях допустить абсолютные погрешности  $\Delta R_1$  и  $\Delta R'_1$  приблизительно равными по величине, то независимо от их знаков всегда выполняется неравенство  $\varepsilon_v < \varepsilon_s$ , т. е. сопротивление, которое шунтируется, определяется с большей неточностью. Для этой схемы из условия максимальной чувствительности схемы по току определяется оптимальная величина шунтирующего сопротивления  $R_{\text{ш,оп}}$ .

При шунтировании  $R_s$  получается:

$$R_{\text{ш,оп}} \approx \sqrt{R_v R_s}, \quad (13)$$

где  $R_v$  — сопротивление гальванометра, которое значительно меньше, чем измеряемые сопротивления.

Сопротивления, измеряемые посредством этой схемы, могут составлять до  $10^{10}$  ом. Как показали исследования, в переходном режиме мостом можно пользоваться при питании постоянным током, где регулируемые сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  должны быть емкостными. Переходный процесс может осуществляться как при зарядке, так и при разрядке конденсаторов; при этом начальные условия обоих конденсаторов должны быть обязательно одинаковыми. Можно так выбрать соотношения  $C_1$  и  $C_2$ , что напряжения на обоих конденсаторах будут изменяться с одинаковой скоростью во времени, т. е. мост будет в равновесии в любой момент переходного процесса. В связи с этим уравнение (8) принимает следующий вид:

$$\tau = R_v C_1 = R_s C_2, \quad (8a)$$

а уравнение (10)

$$\tau' = R_v C'_1 = R'_s C'_2. \quad (10a)$$

Для неизвестных  $R_v$  и  $R_s$  получается:

$$R_v = R_{\text{ш}} \left( \frac{C'_2}{C'_1} - \frac{C_2}{C_1} \right)$$

и

$$R_s = R_{\text{ш}} \left( \frac{C_1}{C_2} \frac{C'_2}{C'_1} - 1 \right). \quad (14)$$

При одинаковых постоянных времени  $\tau = \tau'$ , что справедливо, если при втором уравновешивании регулируется только одна из емкостей, уравнение (14) значительно упрощается. Так, при  $C_1 = C'_1 = \text{const}$  получается:

$$R_v = \frac{R_{\text{ш}}}{C_1} (C'_2 - C_2) \text{ и } R_s = R_{\text{ш}} \left( \frac{C'_2}{C_2} - 1 \right). \quad (14a)$$

Уравнения, аналогичные уравнениям (14) и (14a), получаются в установившемся режиме при

питании моста переменным током, когда регулируемые сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  емкостные.

**Двойной мост.** Применяется условие п. 2. Цепь 1—2—4 [ $Z_v(p)$ ,  $Z_1(p)$ ] уравновешенного моста включается на дополнительную мостовую или компенсационную схему. На рис. 7 показан мостовой вариант. При этом получается двойной мост. Регулированием  $Z_3(p)$  или  $Z_4(p)$  достигается равновесие и второго моста [ $Z_v(p)$ ,  $Z_1(p)$ ,  $Z_3(p)$  и  $Z_4(p)$ ]. При равновесии действительно равенство

$$\frac{Z_v(p)}{Z_1(p)} = \frac{Z_3(p)}{Z_4(p)}. \quad (15)$$

Из (8) и (15) находим неизвестные сопротивления.

Мост можно использовать в установившемся и переходном режимах. В любом случае  $Z_3(p)$  представляет собой очень большое активное сопротивление.

В установившемся режиме при питании моста постоянным током сопротивления  $Z_1(p)$ ,  $Z_2(p)$  и  $Z_4(p)$  должны быть чисто активными. При питании переменным током можно использовать и емкости. Для случая с активным сопротивлением  $R_v$  и  $R_s$  определяются из

$$\frac{R_v}{R_1} = \frac{R_s}{R_2} = \frac{R_3}{R_4}. \quad (16)$$

Исследования показывают, что двойным мостом можно измерять объемные и поверхностные сопротивления до  $10^{10}$  ом. Можно доказать, что сопротивление, которое включено в двух мостах (в случае  $R_v$ ), определяется с большой точностью. Это определяет место гальванометра, который при втором измерении может быть включен между точками 2 и 3 или между 2 и 5.

В переходном режиме мостом можно пользоваться только при питании постоянным током. Операторные сопротивления  $Z_1(p)$ ,  $Z_2(p)$  и  $Z_4(p)$  представляют собой соответственно регулируемые емкости  $C_1$ ,  $C_2$  и  $C_4$ . Здесь начальные условия при зарядке и разрядке для трех конденсаторов также должны быть одинаковыми. Уравновешивание моста аналогично четырехплечему мосту и описано в [Л. 2—4]. Для равновесного состояния конкретной схемы совместное решение (8) и (15) приводит к выражению

$$\tau = R_v C_1 = R_s C_2 = R_3 C_4, \quad (17)$$

которое означает, что развитие переходных процессов в трех ветвях происходит с одинаковой скоростью. Доказывается, что при отсутствии равновесия напряжение в диагонали моста является функцией времени и имеет максимум. При использовании баллистического гальванометра желательно, чтобы момент включения совпадал с моментом максимума.

Из (17) легко определить неизвестные  $R_v$  и  $R_s$ , порядок которых может быть до  $10^{20}$  ом [Л. 2].

**Четырехплечий мост с использованием зависимости  $i_C(t)$  или  $q_C(t)$ .** При зарядке конденсаторов в дополнительное уравнение получается согласно условию 3. Принципиальная схема дана на рис. 1 с участием регулируемых емкостей  $C_1$  и  $C_2$  ( $C_2$  показана пунктиром). Мост питается постоянным током. Замещающая схема показана на

рис. 5,б, где  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  — емкостные сопротивления. Измерения производят в течение переходного процесса. Нас интересуют заряды на конденсаторах в функции времени. Для этой цели достаточно определить напряжения на конденсаторах, так как их емкости известны.

По преобразованиям Карсона изображение постоянного напряжения будет  $U(p) \doteq U$ . После элементарных преобразований треугольника в звезду, имея в виду, что  $Z_1(p) = \frac{1}{pC_1}$  и  $Z_2(p) = \frac{1}{pC_2}$ , напряжение конденсатора  $C_1$  (в самом общем случае) выражается уравнением

$$U_{C_1}(p) = U \frac{pC_2R_sR_{\pi} + R_v + R_s + R_{\pi}}{p^2C_1C_2R_vR_sR_{\pi} + p[(C_1R_v + C_2R_s)R_{\pi} + (C_1 + C_2)R_vR_s] + R_v + R_s + R_{\pi}}. \quad (18)$$

Аналогично уравнению (18) в операторном виде получится и напряжение на конденсаторе  $C_2$ :

$$U_{C_2}(p) = U \frac{pC_1R_vR_{\pi} + R_v + R_s + R_{\pi}}{p^2C_1C_2R_vR_sR_{\pi} + p[(C_1R_v + C_2R_s)R_{\pi} + (C_1 + C_2)R_vR_s] + R_v + R_s + R_{\pi}}. \quad (19)$$

Оригиналы функций  $U_{C_1}(p)$  и  $U_{C_2}(p)$  представляют собой сложные экспоненциальные выражения с участием трех неизвестных сопротивлений  $R_v$ ,  $R_s$ ,  $R_{\pi}$ , поэтому эти выражения неприменимы для вычислительных целей. При равновесии должно быть выполнено условие  $U_{C_1}(p) = U_{C_2}(p)$ . Из равенств (18) и (19) получится уже известное уравнение (8а):  $\tau = R_vC_1 = R_sC_2$ . Нас интересует не только условие равновесия, но также развитие переходного процесса при равновесии моста. Если выполнено условие (8а), зависимость (18) изменяется следующим образом:

$$U_{C_1}(p) = U \frac{1}{pC_1R_v + 1}. \quad (20)$$

Тогда оригинал получается:

$$u_{C_1}(t) = U \left( 1 - e^{-\frac{t}{R_vC_1}} \right). \quad (21)$$

Если выполнено условие (8а), то оригинал уравнения (19) выражается уравнением аналогично уравнению (21):

$$u_{C_2}(t) = U \left( 1 - e^{-\frac{t}{R_sC_2}} \right), \quad (22)$$

а графики, соответствующие уравнениям (21) и (22) совпадают, так как они имеют одинаковые постоянные времени.

Формулы (21) и (22) подобны уравнению (1), и по ним определяются неизвестные сопротивления  $R_v$  и  $R_s$ , так как они участвуют самостоятельно в выражениях. Если определяется одно из сопротивлений  $R_v$  или  $R_s$ , другое вычисляется без дополн-

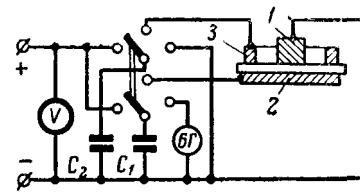


Рис. 8.

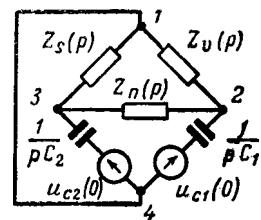


Рис. 9.

нительных измерений согласно (8а). Понятно, что выражение (8а) отражает условие равновесия моста. В качестве второго уравнения можно использовать (20) или (22). Отсюда следует, что

сначала уравновешивают мост, а затем посредством баллистического метода получают зависимость  $u_C(t)$  или  $q_C(t)$  для одного из конденсаторов.

При разрядке конденсаторов в метод конденсаторного разряда неприменим для измерения объемных и поверхностных сопротивлений, так как разряд одного конденсатора только через объем или только по поверхности невозможен.

Подобно случаю заряда конденсаторов можно на основе мостовой схемы обеспечить условия [Л. 6], при которых один из конденсаторов разряжается только через объем диэлектрика, а другой — только по поверхности. Принципиальная схема показана на рис. 8. Конденсаторы заряжаются до одинаковых напряжений. Затем они частично разряжаются через сопротивления треугольника, и в конце измеряется остаточный заряд  $q_C(t)$ .

Схема замещения (рис. 9) аналогична мостовой схеме на рис. 5,б с тем отличием, что операторные сопротивления  $Z_1(p)$  и  $Z_2(p)$  являются емкостями при ненулевых начальных условиях. Здесь условие равновесия моста выражается уравнением (8а). В этом случае для определения  $R_v$  и  $R_{\pi}$  необходимо найти согласно п. 3 только одно независимое уравнение переходного процесса при разрядке конденсаторов.

Исходя из одинаковых начальных условий

$$u_{C_1}(0) = u_{C_2}(0) = U_0, \quad (23)$$

после преобразования цепи при произвольных емкостях напряжение конденсатора  $C_1$  определяется (согласно Карсону):

$$U_{C_1}(p) = U_0 \left[ 1 - \frac{pC_2R_sR_{\pi} + R_v + R_s + R_{\pi}}{p^2C_1C_2R_vR_sR_{\pi} + p[(C_1R_v + C_2R_s)R_{\pi} + (C_1 + C_2)R_vR_s] + R_v + R_s + R_{\pi}} \right]. \quad (24)$$

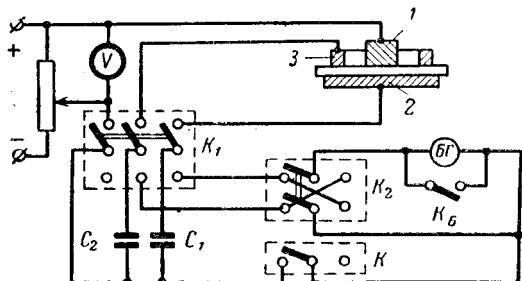


Рис. 10.

При выполнении условия (8а) зависимость (24) упростится:

$$U_{C_1}(p) = U_0 \left( 1 - \frac{1}{pC_1R_v + 1} \right), \quad (24')$$

а оригинал приобретет следующий вид:

$$u_{C_1}(t) = U_0 e^{-\frac{t}{R_v C_1}}. \quad (25)$$

Аналогичным способом получается уравнение второго конденсатора при выполнении условия (8а)

$$u_{C_2}(t) = U_0 e^{-\frac{t}{R_s C_2}}. \quad (26)$$

Графики, соответствующие (25) и (26), в этом случае совпадают.

Формулы (25) и (26) дают возможность определить сопротивления  $R_v$  и  $R_s$ . После определения одного из них другое можно легко вычислить по формуле (8а).

Последовательность измерений следующая. Сначала уравновешивают мост, затем экспериментально определяют остаток заряда или напряжения при разрядке конденсаторов за время  $t = t_1$ . При помощи формул определяют неизвестные.

Подобно классической схеме и здесь можно учесть влияние сопротивления диэлектрика и изоляции конденсаторов, которые при ответственных измерениях являются существенными.

**Уравновешивание моста.** При установленном режиме уравновешивание производится обычным способом. Для переходного режима условие равновесия моста является одним и тем же при зарядке и разрядке, и равновесие можно осуществить изменением емкостей конденсаторов. Если выполнено условие (8а), получается:

$$u_{C_1}(t) = u_{C_2}(t), \quad (27)$$

вследствие чего напряжение в диагонали 2—3, т. е. их разность становится равной нулю:

$$u_{23}(t) = u_{C_1}(t) - u_{C_2}(t) = 0. \quad (28)$$

Из (27) и (28) вытекают способы уравновешивания моста.

Для уравновешивания посредством сравнивания напряжения конденсаторов необходим вольтметр с большим входным сопротивлением (электростатическим). Можно также использовать баллистический гальванометр, но в этом случае напряжения сравниваются путем заряда конденса-

торов. Для равновесного состояния уравнение (27) можно записать так:

$$C_2 = C_1 \frac{q_{C_2}(t)}{q_{C_1}(t)} = C_1 \frac{\theta_2}{\theta_1}, \quad (29)$$

где  $\theta_1$  и  $\theta_2$  — отклонения баллистического гальванометра, вызванные зарядами  $q_{C_1}$  и  $q_{C_2}$  конденсаторов  $C_1$  и  $C_2$  после зарядки или разрядки за время  $t = t_1$ .

При нулевом методе в диагональ 2—3 моста параллельно паразитному сопротивлению  $R_p$  включают высокочувствительный нулевой индикатор [Л. 2—4] с большим внутренним сопротивлением. Нулевое положение индикатора соответствует равновесию моста. Если применяется баллистический гальванометр, то его включение нужно пропустить после включения напряжения.

При двойных мостах уравновешивание осуществляется последовательно для обоих мостов таким же способом.

**Экспериментальная часть.** Исходя из принципиальных схем, разработаны соответствующие экспериментальные схемы, по которым измеряются объемное и поверхностное сопротивления различного порядка. Приведем только одну из схем, основанную на принципе конденсаторного заряда (рис. 10).

Схема позволяет: 1) осуществить равновесие в режиме зарядки конденсатора двумя способами — нулевым и посредством сравнения напряжения конденсаторов (непосредственно или посредством их зарядов при помощи баллистического гальванометра); 2) снять зависимость  $q(t)$  конденсаторов независимо от равновесия моста; 3) снять такую же зависимость для классической схемы ( $C_2$  шунтируется) и сравнить с первой; 4) обеспечить нулевые начальные условия (разряд) конденсаторов.

Проведенные эксперименты подтверждают возможность измерения объемных и поверхностных сопротивлений посредством мостовых методов. Реализация схемы замещения треугольника тремя большими сопротивлениями и полученные результаты при измерениях доказывают идентичность реальной и эквивалентной схем. Полученные кривые  $q_C(t) = C u_C(t)$  классической и мостовой схем отличаются одинаково как для реальных схем, так и для схем замещения, как это показано на рис. 4. Это доказывает правильность теоретического анализа.

По этим схемам проведены измерения объемных и поверхностных сопротивлений ряда образцов изоляционных материалов.

**Заключение.** 1. Показано, что при определении объемных и поверхностных сопротивлений методом конденсаторного заряда применяемые формулы (1) или (2) не соответствуют действительной измерительной схеме, поэтому получаемые величины для  $R_v$  и  $R_s$  больше действительных.

2. Показано, что метод конденсаторного разряда, который применяется для измерения больших (полных) сопротивлений, можно применять и для определения объемных и поверхностных сопротив-

# Расчет выходных фильтров транзисторных инверторов

В. Б. НИКИТИН

Мурманск

Транзисторные преобразователи постоянного напряжения в переменное в настоящее время получают все более широкое распространение в различных областях техники, вытесняя при этом вибрационные и электромашинные преобразователи. С целью повышения к. п. д. транзисторы в преобразователях, как правило, работают в ключевом режиме. Поэтому напряжение, снимаемое непосредственно с силовых каскадов преобразователей, имеет не синусоидальную, а прямоугольную или ступенчатую форму волны. Во многих случаях напряжение такой формы может непосредственно использоваться в системах электроснабжения, что упрощает конструкцию преобразователей: уменьшает их вес и габариты. Однако очень часто перевод электрических систем на питание ступенчатым напряжением по ряду причин бывает невозможен или нежелателен. В таких случаях в схему преобразователя между выходным каскадом и нагрузкой вводятся фильтры, задачей которых является выделение первой гармоники выходного напряжения и подавление всех высших гармоник. Следует отметить, что иногда с этой целью транзисторные преобразователи выполняются по схеме преобразователя тока аналогично тиристорным инверторам. Однако недостатки таких преобразователей (наличие подмагничиваемого дросселя в цепи питания, сильная зависимость выходного напряжения от тока нагрузки) ограничивают диапазон их применения.

Наибольшее распространение получают преобразователи напряжения, использующие выходные реактивные фильтры [Л. 1—6]. Но до последнего времени не было предложено достаточно простой и эффективной методики расчета таких фильтров, учитывающей специфику их применения в силовых преобразователях электрической энергии. Нам представляется, что основные положения, на которые следует опираться при разработке такой методики, состоят в следующем.

Спектр напряжения, подаваемого на вход

фильтра, представляет собой бесконечный ряд дискретных частот, состоящий из первой и кратных ей высших гармоник. Задачей фильтра является передача без ослабления одной лишь первой гармоники и подавление всех остальных с тем, чтобы коэффициент гармоник выходного напряжения  $\gamma$ , определяемый по формуле

$$\gamma = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} (K_{U_n} A_n)^2} / K_{U_1} A_1 \cdot 100\%, \quad (1)$$

где  $A_n$  — амплитуда  $n$ -й гармоники входного напряжения фильтра;

$K_{U_n}$  — модуль коэффициента передачи фильтра по напряжению на частоте  $n$ -й гармоники, не превышал допустимого значения  $\gamma_{\text{доп}}$ , заданного техническими условиями. Вследствие этого обычно принятая количественная оценка работоспособности фильтра по ширине его полосы пропускания теряет свой смысл, и целью расчета становится определение передаточной функции фильтра  $K_U$ , при котором выполнялось бы условие

$$\gamma \leq \gamma_{\text{доп}}, \quad (2)$$

причем это условие не должно нарушаться при любом режиме нагрузки, предусмотренном техническим заданием.

При расчете выходного фильтра очень важно получить минимальные значения его веса и габаритов, поскольку они составляют значительную часть общего веса и габаритов преобразователя. Ввиду того, что вес и габариты фильтра не могут быть непосредственно рассчитаны в общем виде, так как существенно зависят от применяемых материалов и конструктивных особенностей всего устройства, введем понятие об установленной мощности элементов фильтра, равной произведению действующих значений первых гармоник тока, протекающего через элемент, и напряжения на его зажимах. При расчете фильтра следует исходить

лений при наличии двух конденсаторов на основе новой (мостовой) схемы.

3. Приведены и другие схемы для одновременного измерения объемных и поверхностных сопротивлений на основе четырехплечих и многоплечих мостов.

4. Мостовые методы имеют тот недостаток, что требуется дополнительное уравновешивание. Однако это компенсируется большой точностью и возможностью одновременного измерения двух неизвестных сопротивлений.

## Литература

1. Балтаджиев А. Н. и Панамски И. М., Лабораторни електрически и магнитни измервания, «Техника», София, 1962.

2. Грибанов Ю. И., Измерение слабых токов, зарядов и больших сопротивлений, Госэнергоиздат, 1962.

3. Ставракев Ж. А., Мостова схема за измерване на обемни и повърхности съпротивления чрез зареждане на кондензатор, Годишник на МЕИ, кн. 1, т. XIII, София, 1963.

4. Панамски И. М., Ставракев Ж. А. и Станчев И. Б., Многораменен мост за измерване на специфични обемни и повърхности съпротивления в преходен режим, Годишник на МЕИ, кн. 1, т. XIII, София, 1963.

5. Ставракев Ж. А., Двоен мост за измерване на обемни и повърхностни съпротивления, Годишник на ХТИ, кн. 1, т. VIII, София, 1961.

6. Ставракев Ж. А., И. М. Панамски и Д. С. Русев, Измерване на обемни и повърхностни съпротивления чрез метод на зарядната загуба, Годишник на МЕИ, кн. 1, т. XIII, София, 1963.

7. Фархи С. Л. и Ж. А. Ставракев, Измерване на обемни и повърхностни съпротивления с четирираменен мост Годишник на МЕИ, кн. 1, т. XV, София, 1964.

[21.6.1965]



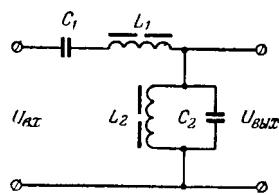


Рис. 1. Схема выходного фильтра, применяемого в транзисторных инверторах.

фильтры состоят из двух резонансных контуров — последовательного  $L_1C_1$  и параллельного  $L_2C_2$ . Дроссели  $L_1$  и  $L_2$  имеют стальные сердечники с регулируемыми зазорами, с помощью которых оба контура настраиваются на частоту первой гармоники выходного напряжения  $\omega_1$ . В статье выводятся соотношения, позволяющие определить оптимальные величины емкостей и индуктивностей фильтра с учетом изложенных выше требований. Для упрощения расчетов пренебрегаем активными потерями в элементах фильтра и нелинейностью их характеристик; при этом сопротивления всех элементов будут чисто реактивными.

Предположим, что на выход фильтра подключено некоторое активное сопротивление нагрузки  $r$ , связанное с номинальным сопротивлением нагрузки  $R_n$  следующим соотношением:

$$r = \frac{R_n}{m}.$$

Будем считать, что в процессе работы преобразователя ток нагрузки изменяется от нуля до номинального значения, что соответствует изменению коэффициента  $m$  в пределах

$$0 < m < 1.$$

Обозначив сопротивление последовательного контура фильтра через  $Z_1$ , а проводимости параллельного контура и цепи нагрузки — через  $G_2$  и  $g$ , можно написать выражение для коэффициента передачи фильтра по напряжению на любой частоте:

$$K_U = \frac{\dot{U}_{\text{вых}}}{\dot{U}_{\text{вх}}} = \frac{\frac{1}{G_2 + g}}{Z_1 + \frac{1}{G_2 + g}}. \quad (3)$$

Сопротивление последовательного контура фильтра в функции частоты выражается следующим образом:

$$Z_1 = j\omega L_1 + \frac{1}{j\omega C_1} = j\rho_1 \Delta, \quad (4)$$

где  $\rho_1 = \sqrt{\frac{L_1}{C_1}}$  — волновое сопротивление последовательного контура фильтра;

$$\Delta = \frac{\omega}{\omega_1} - \frac{\omega_1}{\omega}.$$

Аналогично определим проводимость параллельного контура:

$$G_2 = \frac{1}{j\omega L_2} + j\omega C_2 = -j \frac{\Delta}{\rho_2}, \quad (5)$$

где  $\rho_2 = \sqrt{\frac{L_2}{C_2}}$  — волновое сопротивление параллельного контура.

Найдем связь между волновым сопротивлением контура и его установленной мощностью. Как известно, волновое сопротивление резонансного контура численно равно реактивному сопротивлению его элементов на резонансной частоте. В данном случае резонансной частотой для обоих контуров является частота первой гармоники выходного напряжения  $\omega_1$ . Следовательно, можно написать:

$$\left. \begin{aligned} \rho_1 &= x_{L_1}(\omega_1) = x_{C_1}(\omega_1), \\ \rho_2 &= x_{L_2}(\omega_1) = x_{C_2}(\omega_1). \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Принимая во внимание, что через элементы последовательного контура фильтра протекает полный ток нагрузки  $I_n$ , а параллельный контур подключен на полное выходное напряжение  $U_n$ , установленные мощности элементов фильтра могут быть выражены следующим образом:

$$\begin{aligned} Q_1 &= Q_{L_1} = Q_{C_1} = I_n^2 \rho_1; \\ Q_2 &= Q_{L_2} = Q_{C_2} = \frac{U_n^2}{\rho_2}. \end{aligned}$$

Так как номинальная мощность нагрузки

$$P_n = I_n^2 R_n = \frac{U_n^2}{R_n},$$

выражения для волновых сопротивлений можно представить в виде

$$\begin{aligned} \rho_1 &= \frac{Q_1}{P_n} R_n; \\ \rho_2 &= \frac{P_n}{Q_2} R_n. \end{aligned} \quad (7)$$

Подставляя найденные значения  $\rho_1$  и  $\rho_2$  в уравнения (4) и (5) и затем в (3), получаем комплексный коэффициент передачи фильтра по напряжению в функции частоты и установленной мощности элементов фильтра:

$$K_U = \frac{1 - \frac{Q_1 Q_2}{P_n^2} \Delta^2 - jm \frac{Q_1}{P_n} \Delta}{\left(1 - \frac{Q_1 Q_2}{P_n^2} \Delta^2\right)^2 + m^2 \frac{Q_1^2}{P_n^2} \Delta^2}.$$

Основной интерес для дальнейших расчетов представляет модуль этого коэффициента, который равен:

$$|K_U| = \sqrt{\frac{1}{\left(1 - \frac{Q_1 Q_2}{P_n^2} \Delta^2\right)^2 + m^2 \frac{Q_1^2}{P_n^2} \Delta^2}}.$$

Нетрудно убедиться, что для любой из гармонических составляющих выходного напряжения, кроме первой (при  $\Delta \neq 0$ ), модуль коэффициента передачи уменьшается с увеличением тока нагрузки, т. е. с увеличением значения коэффициента  $m$ . Для первой гармоники ( $\Delta = 0$ ) коэффициент передачи однозначно обращается в единицу. Таким образом, согласно уравнению (1) коэффициент гармоник выходного напряжения будет минимальным при полной нагрузке преобразователя ( $m=1$ ) и максимальным в режиме холостого хода ( $m=0$ ).

Следовательно, расчет фильтра необходимо вести, исходя из условия  $m=0$ , т. е. принимая за основу расчета режим холостого хода преобразователя. В этом режиме выражение для модуля коэффициента передачи фильтра по напряжению упрощается:

$$|K_U|_{m=0} = \frac{1}{1 - \frac{Q_1 Q_2}{P_H^2} \Delta^2}.$$

Поскольку установленные мощности индуктивностей и емкостей в каждом контуре равны между собой, то в дальнейшем будем оперировать не полной мощностью всех элементов, а суммарной мощностью всех емкостей или всех индуктивностей фильтра. Назовем ее установленной мощностью фильтра и обозначим  $Q_\Phi$ . Согласно этому определению залишем:

$$Q_\Phi = Q_{L1} + Q_{L2} = Q_{C1} + Q_{C2} = Q_1 + Q_2.$$

Обозначим:

$$Q_1 = a Q_\Phi$$

и найдем:

$$Q_2 = (1-a) Q_\Phi;$$

$$Q_1 Q_2 = a(1-a) Q_\Phi^2.$$

Задача оптимального расчета фильтра сводится к определению наиболее выгодного значения параметра  $a$ , т. е. такого распределения суммарной установленной мощности фильтра между двумя его контурами, при котором заданному значению установленной мощности фильтра соответствовало бы наибольшее ослабление высших гармоник, т. е. минимальное значение модуля коэффициента передачи фильтра по напряжению.

Поскольку

$$|K_U(a)|_{m=0} = \frac{1}{1 - a(1-a) \frac{Q_\Phi^2}{P_H^2} \Delta^2},$$

то из условия

$$\frac{d |K_U(a)|}{da} = 0$$

находим:

$$\frac{Q_\Phi^2}{P_H^2} \Delta^2 (1 - 2a) = 0.$$

Полагая

$$\frac{Q_\Phi^2}{P_H^2} \Delta^2 \neq 0,$$

что справедливо для любой из высших гармоник при наличии фильтра, получаем условие минимума модуля коэффициента передачи фильтра по напряжению:

$$a = \frac{1}{2}. \quad (8)$$

Необходимо подчеркнуть, что это условие не связано с частотой. Таким образом, максимальное ослабление любой из высших гармоник и, следовательно, минимальное значение коэффициента гармоник выходного напряжения при заданной установленной мощности фильтра получаем в том

случае, когда мощности обоих контуров фильтра будут равны между собой. При этом модуль коэффициента передачи фильтра на частоте  $n$ -й гармоники в режиме холостого хода равен:

$$|K_{U_n}|_{(n=0)} = \frac{1}{1 - \frac{Q_\Phi^2}{4P_H^2} \Delta_n^2}, \quad (9)$$

где

$$\Delta n = n - \frac{1}{n}.$$

Таким образом, зависимость коэффициента гармоник выходного напряжения от установленной мощности фильтра приобретает вид:

$$\Upsilon_\Phi = \sqrt{\sum_{n=2}^{\infty} \left[ \frac{A_n}{1 - \frac{Q_\Phi^2}{4P_H^2} \Delta_n^2} \right]^2} \frac{100\%}{A_1}. \quad (10)$$

Для того чтобы полученную формулу можно было использовать в практических расчетах, необходимо знать амплитуды гармонических составляющих входного напряжения фильтра. Некоторые наиболее часто встречающиеся разновидности форм напряжения на выходных каскадах преобразователей показаны на рис. 2. Амплитуды всех гармонических составляющих входного напряжения и их частоты могут быть определены по формулам ряда Фурье. Подставляя эти величины в выражение (10), можно найти коэффициент гармоник выходного напряжения при заданной установленной мощности фильтра. На практике, однако, обычно приходится решать обратную задачу — определять необходимую установленную мощность фильтра при задан-

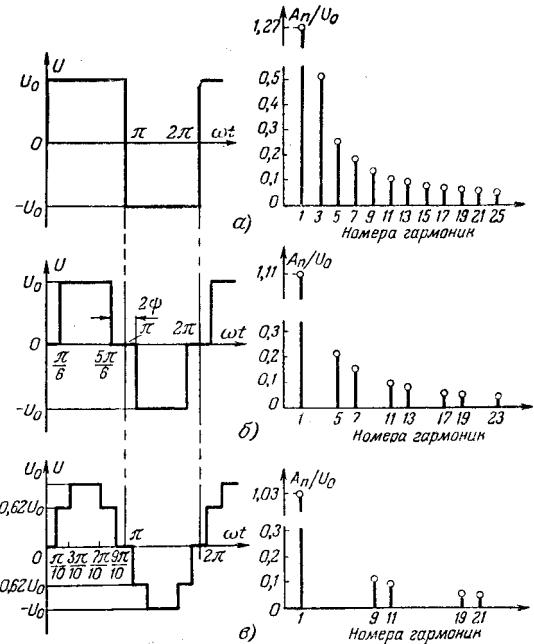


Рис. 2. Разновидности форм напряжения, снимаемого с силовых каскадов транзисторных преобразователей, и спектральный состав этих напряжений.  
а — прямоугольное напряжение; б — одноступенчатое напряжение;  
в — двухступенчатое напряжение.

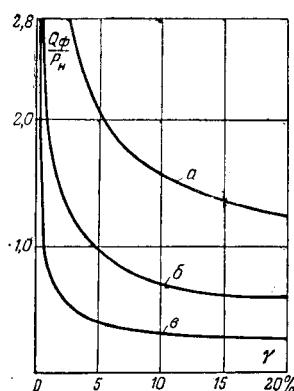


Рис. 3. Расчетные кривые для определения необходимой установленной мощности фильтра.

а — при исходном напряжении вида рис. 2, а; б — при исходном напряжении вида рис. 2, б; в — при исходном напряжении вида рис. 2, в.

Таким образом, расчет выходного фильтра транзисторного инвертора по предлагаемой методике сводится к следующему.

По расчетным кривым в соответствии с формой входного напряжения фильтра выбирается необходимая величина относительной установленной мощности фильтра  $\frac{Q_F}{P_n}$ , обеспечивающая допустимый уровень высших гармоник в кривой выходного напряжения. Затем определяются волновые сопротивления контуров фильтра согласно уравнениям (7). Номинальные значения элементов фильтра в соответствии с (6) находятся по следующим формулам:

$$L_1 = \frac{P_1}{\omega_1}; \quad C_1 = \frac{1}{\omega_1 P_1};$$

$$L_2 = \frac{P_2}{\omega_1}; \quad C_2 = \frac{1}{\omega_1 P_2}.$$

Дальнейший расчет фильтра не представляет затруднений.

ном коэффициенте гармоник выходного напряжения. Решить эту задачу в общем виде не представляется возможным. Поэтому в статье предлагаются расчетные кривые (рис. 3), построенные на основании выведенных уравнений. С помощью этих кривых можно определить необходимую величину установленной мощности выходного фильтра по допустимой величине коэффициента гармоник выходного напряжения для любой из представленных на рис. 2 форм волны входного напряжения фильтра.

До сих пор мы рассматривали работу фильтра на активную нагрузку. Подключение на выходе фильтра нагрузки, имеющей активно-индуктивный характер, может привести к существенному увеличению коэффициента гармоник выходного напряжения. Во избежание этого необходимо полностью скомпенсировать индуктивную составляющую тока нагрузки, подключив параллельно нагрузке конденсатор достаточной емкости. Предлагаемая методика расчета фильтра может быть применена и в этом случае, но в качестве мощности нагрузки в расчет следует принимать активную мощность. Если же нагрузка преобразователя имеет активно-емкостный характер, то в компенсации реактивной составляющей тока нагрузки нет необходимости. Однако под величиной мощности нагрузки в этом случае следует понимать полную мощность, отдаваемую преобразователем в нагрузку.

Экспериментальное исследование, проведенное в отраслевой лаборатории Московского авиационного института, показало хорошее совпадение опытных и теоретических результатов и подтвердило возможность практического применения предлагаемой методики расчета выходных фильтров транзисторных инверторов.

#### Литература

1. Преобразовательные устройства в электроэнергетике, Сборник статей, изд-во «Наука», 1964.
2. Конев Ю. И., Леоненко Л. И., Машуков Е. В. и Никитин В. Б., Транзисторные усилители и преобразователь, ГОСИНТИ 28-63-58/13.
3. Кирнс, Ролф, Трехфазные статические преобразователи для питания аппаратуры космических кораблей, «Электроника», 1961, № 18, т. 34 (русский перевод).
4. Roddam T., Transistor Inverters and Converters, London, Iliffe, 1963.
5. Sorensen A., Design Techniques for Static Inverters, Electrical Manufacturing, v. 65, 1960, № 1, 2.
6. Kernick A., Roof J., Heinrich T., Static Inverter with Neutralisation of Harmonics, Applications and Industry, May, 1960, № 60.

[22.11.1965]



*Советские энергетики, строители и монтажники электростанций и электросетей! Обеспечивайте опережающие темпы развития энергетики, снижайте стоимость строительства и эксплуатации энергосистем!*

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)

## **Исследование системы автоматической стабилизации тока полупроводникового агрегата ВАК**

**Кандидат техн. наук, доц. В. И. СТУЛЬНИКОВ  
и кандидат техн. наук, доц. П. И. ЛАПЧЕНКО**

Запорожье

В настоящее время мощные полупроводниковые выпрямительные агрегаты типа ВАК получают широкое распространение в химической и металлургической промышленностях как источники тока для электролизных процессов. Принцип работы, конструктивное выполнение и технико-экономические показатели этих агрегатов были описаны в литературе [Л. 1—3]. Важнейшим элементом мощных выпрямительных агрегатов является система автоматической стабилизации тока. Во многих электролизных процессах отклонение плотности тока от требуемого значения вызывает нарушение установленного технологического режима. При электролизе водных растворов согласно техническим условиям статическая ошибка по току не должна превышать одного процента. Наличие быстродействующей системы регулирования оказывает благоприятное влияние на работу вентиляй, так как при этом в некоторой степени устраняется перегрузка вентиляй по току.

Таким образом, системы стабилизации тока должны удовлетворять определенным требованиям как в статических, так и в динамических режимах.

В статье изложены результаты исследования системы стабилизации тока опытного образца агрегата ВАК-12500/300.

**Принципиальная и структурная схемы системы стабилизации тока.** В схеме стабилизации ВАК-12500/300 (рис. 1) применяется комбинированное регулирование тока: плавное и ступенчатое.

Плавное регулирование осуществляется дросселями насыщения ( $\Delta H$ ), регулирующая способность которых ограничена величиной  $\Delta U_d = 9 \text{ в}$ , т. е. стабилизация обеспечивается только при малых возмущениях.

При больших возмущениях вступает в действие ступенчатое регулирование, осуществляющееся релейной автоматической схемой переключения ступеней силового трансформатора; окончательное получение заданной уставки тока осуществляется дросселями насыщения.

В рассматриваемой схеме объектом регулирования является серия электролизных ванн, регулирующим органом — дроссель насыщения, усилительным элементом — трехфазный магнитный усилитель (МУ).

Дроссель насыщения (ДН) и магнитный усилитель (МУ) являются нелинейными элементами. Однако в рабочем диапазоне регулирования при известных допущениях их характеристики могут быть приняты линейными [Л. 4 и 5].

Как ДН, так и МУ имеют внутреннюю положительную обратную связь (усилители с самонасыщением), при этом ДН включен по трехфазной мостовой схеме. Переходные процессы в таких магнитных усилителях с индуктивной на-

грузкой на выходе изучены еще недостаточно, а исследование передаточных функций этих видов магнитных усилителей не проводилось [Л. 8]. Однако в динамике можно упрощенно представить эти усилители (ДН и МУ) как цепочку последовательно соединенных апериодического звена и звена чистого запаздывания [Л. 4].

Эквивалентная схема замещения цепи электролизных ванн представляет собой последовательное соединение активного сопротивления  $R_d$ , индуктивного  $x_d$  и некоторой постоянной противо-э. д. с.  $E_d$ .

Поэтому структурная схема дроссельного регулирования тока агрегата ВАК при некоторых упрощениях может быть представлена в виде последовательной цепи трех инерционных звеньев и двух звеньев постоянного запаздывания (рис. 2).

На схеме обозначено:

$\Delta I_d$  — приращение тока электролизных ванн;

$W_{\text{э.в.}}(p) = \frac{k_{\text{э.в.}}}{T_{\text{э.в.}p} + 1}$  — передаточная функция цепи электролизных ванн;

$\tau$  — величина запаздывания, сек;

$W_1(p) = \frac{k_1}{T_1 p + 1}$  — передаточная функция ДН:

$\Delta i_{y1}$  — приращение тока в управляемой обмотке ДН;

$\Delta U_{\text{МУ}}$  — приращение выходного напряжения МУ;

$\Delta i_{\text{см1}}$  — ток в обмотке смещения ДН;

$\Delta i_1$  — приращение тока, эквивалентного результиру-

н. с. обмоток управления и смещения ДН;  
приращение тока в управляемой обмотке МУ;

$\Delta t_{y_2}$  = приращение тока  $y$

$\Delta i_2$  — приращение тока.

$W_2(p) = \frac{K_{o,c}}{T_2 p + 1}$  — передаточная функция МУ и всей цепи обратной связи;

$W_{cm}(p) = \frac{k_{cm}}{T_{cm}p + 1}$  — передаточная функция обмотки смещения ДН.

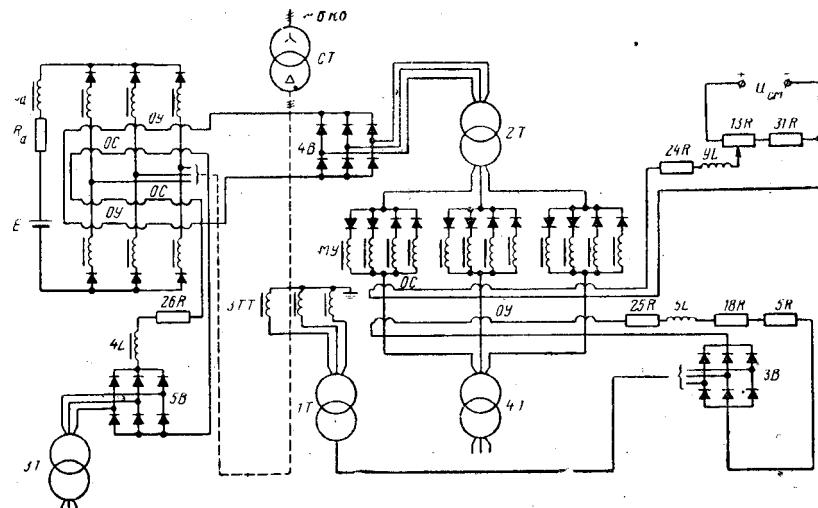


Рис. 1. Принципиальная схема стабилизации тока ВАК-12500/300.

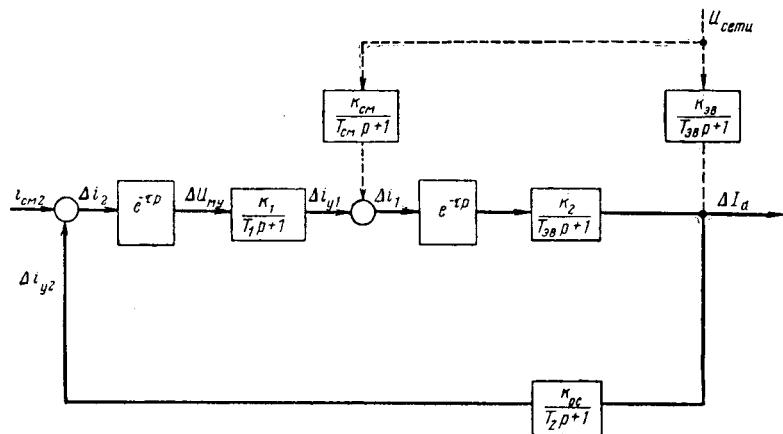


Рис. 2. Структурная схема дроссельного регулирования агрегата ВАК.

**Статические и динамические параметры системы регулирования.** Определение постоянных времени дросселя насыщения  $T_1$  и магнитного усилителя  $T_2$  было проведено несколькими методами [Л. 6—8]. Сопоставление результатов расчетов показало, что приемлемая точность определения постоянных времени обеспечивается применением метода подобия и метода, в котором  $T$  рассматривается как функция магнитного состояния сердечника.

Расчет по методу [Л. 7] дает завышенное значение  $T$ . В результате проведенных расчетов с учетом влияния контуров вихревых токов было определено, что  $T_1=0,2$  сек и  $T_2=0,02$  сек.

Величина времени чистого запаздывания  $\tau_3$  для однофазных магнитных усилителей с самонасыщением зависит от момента подачи входного сигнала, величины угла отпирания и составляет:  $\tau=\left(\frac{1}{2} \div \frac{3}{2}\right) T$ , т. е.  $\tau_3=0,01 \div 0,03$  сек [Л. 9].

Но так как для трехфазных ДН и МУ, имеющих шесть сердечников, период заведения очередного сердечника начинается через каждые 60 эл. град., время запаздывания для небольших углов управления может быть принято  $\tau_3=\frac{1}{6f}=0,0033$  сек. Для больших углов отпирания при условии подачи возмущения в момент максимального напряжения на рабочей обмотке  $\tau_3=\frac{1}{3f}=0,0066$  сек [Л. 9].

С учетом некоторого усреднения общее время чистого запаздывания в рассматриваемой схеме составляет  $2\tau_3=0,01$  сек.

Постоянная времени электролизных ванн:

$$T_{\text{э.в}}=\frac{L_d}{R_d} \approx \frac{0,0013}{0,0072}=0,18 \text{ сек},$$

где  $L_d$  — индуктивность цепи электролизных ванн;

$R_d$  — сопротивление цепи электролизных ванн при постоянном токе.

Опытное определение постоянной времени цепи электролизных ванн весьма затруднено.

По данным фирмы AEG [Л. 10] постоянная времени  $T_{\text{э.в}}$  зависит от величины противо-э. д. с. электролизных ванн. Для электролизных ванн с вели-

чиной  $E=70\%$  величина  $T_{\text{э.в}}=0,4$  сек. Передаточный коэффициент цепи управления ДН равен:

$$k_1=\frac{\Delta I_{y1}}{\Delta I_{y2}}=954,$$

где  $\Delta I_{y1}$  — приращение тока управления ДН;  $\Delta I_{y2}$  — приращение тока управления МУ.

Численные значения приняты по опытным данным.

Передаточный коэффициент  $k_2=k_{\text{ДН}}$ ,  $k_{\text{ДН}}=1220$ , где  $k_{\text{ДН}}=\frac{\Delta U_d}{\Delta I_{y1}}=8,75$  — передаточный коэффициент ДН (опытное значение);

$k_{\text{э.в}}=\frac{\Delta I_d}{\Delta U_d}=\frac{1}{R_d}=139$  — передаточный коэффициент цепи электролизных ванн.

Передаточный коэффициент цепи обратной связи

$$k_{\text{o.c}}=\frac{\Delta I_{y2}}{\Delta I_d}=4,8 \cdot 10^{-6}.$$

Общий коэффициент усиления системы в разомкнутом состоянии

$$k_z=k_1 k_2 k_{\text{o.c}}=5,6.$$

Статическая ошибка при возмущении со стороны управляющего сигнала

$$s=\frac{\Delta I_d}{1+k_z}=\pm 1,48\%, \quad (1)$$

где  $\Delta I_d=9,7\%$  — изменение тока агрегата в разомкнутой системе при переходе ДН в состояние максимального или минимального падения напряжения на нем.

Основными возмущениями в рассматриваемой системе являются: изменение управляющего сигнала  $i_{cm2}$ ; изменение напряжения сети переменного тока  $U_c$ ; изменение сопротивления  $R_d$  или противо-э. д. с.  $E_d$  в электролизных ваннах.

При возмущении со стороны управляющего сигнала передаточная функция системы в разомкнутом состоянии выражается уравнением

$$W_y(p)=\frac{k_2 e^{-\tau p}}{(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)(T_{\text{э.в}} p + 1)}. \quad (2)$$

Рассматриваемая система не имеет стабилизированного источника питания обмоток смешения ДН. Поэтому при изменениях напряжения сети создается дополнительный канал для сигнала возмущения (рис. 2). При возмущении со стороны сети передаточная функция системы в разомкнутом состоянии выражается следующим уравнением:

$$W_c(p)=\frac{[(T_{cm} p + 1) + k_{cm} k_{\text{ДН}} e^{-\tau p}] k_2 e^{-\tau p}}{(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)(T_{\text{э.в}} p + 1)(T_{cm} p + 1)}. \quad (3)$$

По опытным данным  $T_{cm}=T_{\text{ДН}}=T_1$ ,  $k_{cm}=k_1$ . При возмущении со стороны электролизных ванн изменяется величина омического сопротивления  $R_d$  или величина противо-э. д. с.  $E_d$ , что в структурной схеме

ме приводит к изменению передаточного коэффициента  $k_{\vartheta, \text{в}}$  от сети к току  $I_d$ .

Для удобства анализа приращение  $k_{\vartheta, \text{в}}$  целесообразнее представить в виде эквивалентного ему приращения выпрямленного напряжения  $\Delta U_d$ . Тогда передаточная функция системы при возмущении со стороны ванн будет выражаться аналогично уравнению (2).

**Моделирование системы стабилизации тока ВАК-12500/300.** На рис. 3 представлена схема составления задачи по моделированию рассматриваемой системы. Сопоставление осциллограмм, снятых без учета и с учетом времени чистого запаздывания, показало, что наличие постоянного запаздывания ( $2\tau=0,01$  сек) оказывает существенное влияние на колебательность системы, и пренебрегать этим нельзя.

Для удобства воспроизведения постоянного запаздывания при моделировании принят масштаб времени  $t_t=10$ . Схемы блоков постоянного запаздывания были собраны на решающих усилителях машины МН-7 согласно рекомендации [Л. 11]. В соответствии со схемой были проведены исследования системы при возмущениях со стороны управляющего сигнала, электролизных ванн и сети. Эти исследования показали, что во всех вариантах процесс дроссельного регулирования имеет колебательный характер и характеризуется значительным перерегулированием  $\sigma=60 \div 80\%$ . Длительность регулирования  $t_p$  составляет 1,6—1,8 сек. Статическая ошибка равна 2%, что превышает расчетное значение. Нарушение устойчивости возникает при предельном значении коэффициента усиления  $k_z=19$ .

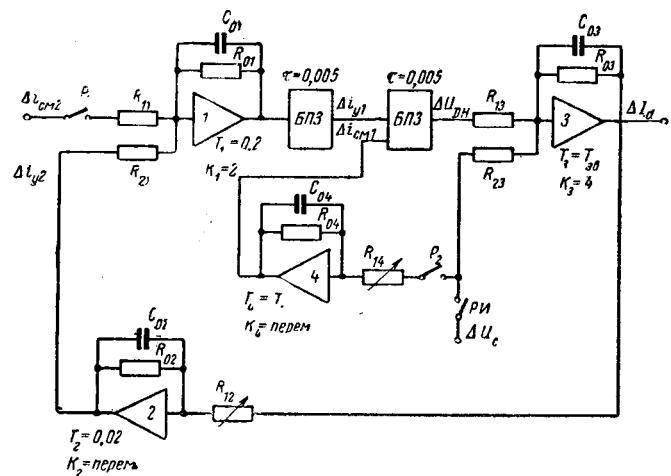
Полученные на модели показатели переходного процесса практически соответствуют показателям, полученным из опытов.

Таким образом, основные показатели динамики и статики исследуемой системы стабилизации опытного образца ВАК-12500/300 нельзя считать удовлетворительными.

Представляется целесообразным рассмотреть вначале меры, которые без существенных конструктивных изменений в агрегате позволили бы увеличить быстродействие системы и уменьшить статическую ошибку.

Из анализа логарифмических частотных характеристик (рис. 4) видно, что исследуемая система имеет низкую частоту среза  $\omega_c=8,3$  1/сек. Для получения времени регулирования  $t_p=0,3$  сек необходимо иметь частоту среза  $\omega_c=40$  1/сек. Последняя может быть достигнута при общем коэффициенте усиления  $k_z=35$ . При этом статическая ошибка  $s=0,27\%$ . Для обеспечения устойчивости при  $k_z=35$  необходимо исследуемую систему дополнить корректирующим устройством.

Расчет корректирующего устройства выполнен по методике, изложенной в [Л. 12], и приведен в приложении. Расчеты показали, что для коррекции может быть использовано сравнительно простое устройство, включенное последовательно в главный контур регулирования и состоящее из форсирующего звена и дополнительного усилителя на полупроводниках с коэффициентом усиления



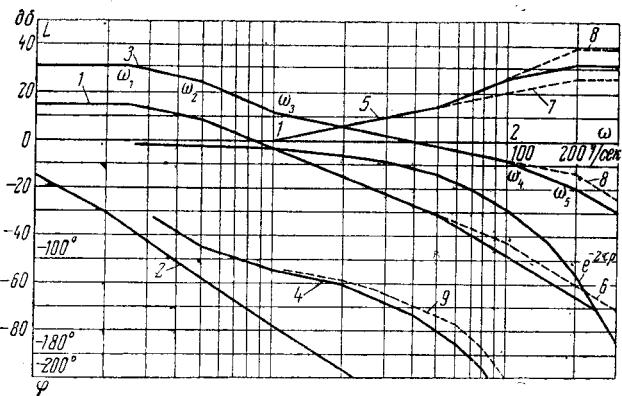


Рис. 4. Логарифмические частотные характеристики нескорректированной и скорректированной систем.

Частоту сопряжения  $\omega_4$  определяем согласно [Л. 12]. В первом варианте принимаем  $\omega_4=2,5 \cdot \omega_c=100 \text{ 1/сек}$ . Частоту сопряжения  $\omega_5$  принимаем равной  $200 \text{ 1/сек}$ . Дальнейшее увеличение частоты  $\omega_5$  нежелательно, так как это приводит к усложнению корректирующего звена. Частоту сопряжения  $\omega_3$  принимаем равной  $10 \text{ 1/сек}$  из расчета сохранения необходимого запаса устойчивости по фазе.

Как видно из рис. 4, общий коэффициент усиления должен быть увеличен до  $31 \text{ дБ}$ .

Вариант А. Передаточная функция скорректированной системы, соответствующая желаемой амплитудной характеристике, может быть представлена следующим выражением (вариант А):

$$W_A(p) = \frac{k_{\Sigma A} (T_3 p + 1) e^{-2\tau p}}{(T_{a,b} p + 1)(T_1 p + 1)(T_2 p + 1)}, \quad (4)$$

где  $k_{\Sigma A} = 35$  — общий коэффициент усиления скорректированной системы (вариант А);

$$\begin{aligned} T_{a,b} &= 0,4 \text{ сек}; \quad T_1 = 0,2 \text{ сек}; \quad T_3 = 0,1 \text{ сек}; \\ T_4 &= 0,01 \text{ сек}; \quad T_5 = 0,005 \text{ сек}. \end{aligned}$$

Фазовая частотная характеристика, построенная по уравнению (4), представлена в виде кривой 4 на рис. 4. Логарифмическая амплитудная характеристика корректирующего устройства представлена в виде кривой 5. Передаточную функцию корректирующего устройства находим из следующего соотношения:

$$W_A(p) = W_y(p) W_{k,y}(p),$$

откуда

$$W_{k,y}(p) = \frac{k_{\Sigma A} (T_3 p + 1) (T_2 p + 1)}{k_z (T_4 p + 1) (T_5 p + 1)}. \quad (5)$$

Получается довольно сложное корректирующее устройство с дополнительным усилителем (рис. 5, а). Дополнительный усилитель должен обеспечить увеличение общего коэффициента на  $16 \text{ дБ}$  и, кроме того, скомпенсировать уменьшение сигнала в цепи  $RC$ , в которой снижается усиление на  $32 \text{ дБ}$ . Таким образом, дополнительный усилитель должен иметь коэффициент усиления  $k_y=48 \text{ дБ}$ , т. е.  $k_y=250$ . Практическая реализация схемы (рис. 5, а) усложняется из-за необходимости включения развязывающего устройства между форсирующими звенями корректирующего устройства.

Вариант Б. Корректирующее устройство значительно упрощается, если предварительно снизить постоянную времени магнитного усилителя до  $0,01 \text{ сек}$ . Это можно сделать путем включения жесткой отрицательной обратной связи, охватывающей МУ, или введением дополнительного сопротивления в цепь обмотки управления. В этом случае исходная амплитудная характеристика несколько изменится (кривая 6 на рис. 4). Логарифмическая амплитудная характеристика корректирующего устройства для варианта Б представлена в виде кривой 7. Уравнение передаточной функции будет иметь следующий вид:

$$W_{k,y}(p) = \frac{k_{k,y} (T_3 p + 1)}{T_5 p + 1}, \quad (6)$$

где  $k_{k,y}=6,25$ ;  $T_3=0,1 \text{ сек}$ ;  $T_5=0,005 \text{ сек}$ .

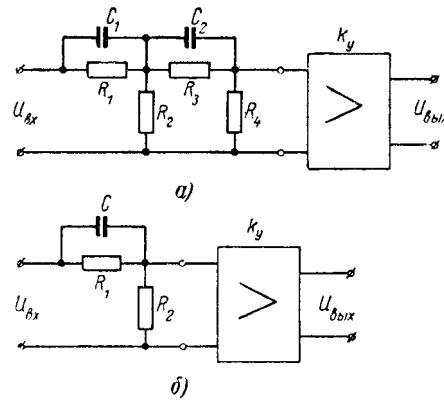


Рис. 5.

а — схема корректирующего устройства с дополнительным усилителем; б — схема форссирующего звена с дополнительным усилителем.

На рис. 5, б в соответствии с уравнением (6) представлена схема последовательного соединения форссирующего звена и дополнительного усилителя.

Передаточная функция форссирующего звена, т. е. пассивной части корректирующего устройства, выражается уравнением

$$W_{\Phi,z}(p) = \frac{k_{\Phi,z}(T_3 p + 1)}{T_5 p + 1}, \quad (7)$$

где  $k_{\Phi,z} = \frac{R_2}{R_1 + R_2} = 0,05$ ;  
 $T_3 = R_1 C = 0,1$ .

Сопротивление  $R_2$  следует подбирать так, чтобы ток, потребляемый усилителем, не вносил существенных искажений в передаточную функцию форссирующего звена. Принимаем  $R_2=5 \text{ ком}$ , тогда  $R_1=119 \cdot R_2=95 \text{ ком}$ ,  $C=1,05 \text{ мкФ}$ . Коэффициент усиления дополнительного усилителя  $k_y=125$ .

Опыты на модели показали, что корректирующее устройство, рассчитанное выше по варианту Б (рис. 5, б), уменьшает время регулирования в 4,5 раза, статическую ошибку — до  $0,35\%$ , а перерегулирование и колебательность находятся в допустимых пределах.

#### Литература

- Никонов В. Н. и Сакович А. Л., Преобразовательный агрегат с кремниевыми вентилями для электрометаллургии, «Электричество», 1962, № 12.
- Захаров Ю. М., Применение механических и полупроводниковых выпрямителей большой мощности для электролизных установок, «Промышленная энергетика», 1962, № 7.
- Клименко Л. И., Афанасьев К. Я. и Лапченко П. И., Новый мощный источник постоянного тока, «Вестник электропромышленности», 1963, № 6.
- Сторм Г. Ф., Магнитные усилители, Изд-во иностр. лит., 1957.
- Горский В. В., Трехфазный магнитный усилитель, «Автоматика и телемеханика», 1957, № 18.
- Соколов М. М. и Терехов В. М., Приближенные расчеты переходных процессов в автоматизированном электроприводе, Госэнергоиздат, 1963.
- Сторм Г. Ф. и Флэрти К. У., Постоянная времена трехфазного МУ, Первый международный конгресс ИФАК по автоматическому управлению, Доклады, 1960.
- Розенблат М. А., Магнитные усилители, ГЭИ, 1956.
- Eller E. J., Dynamic behaviour of a three-phase magnetic amplifier, Trans. AIEE, 1956, v. 75, p. I.
- Ulrich Putz und Heribert Winkler, AEG—Mitt., 1961 II/12.
- Коган Б. Я., Электронные моделирующие устройства и их применение для исследования систем автоматического регулирования, Физматгиз, М., 1963.
- Васильев Д. В. и Чуйч В. Г., Расчет систем автоматического управления, ГНТИМЛ, 1959.

[20.9.1965]

# Теория и расчет паразитных емкостей трансформаторов

Инж. Е. И. БОРОВКОВ  
Ленинград

В радиотехнической и электронной аппаратуре нашли широкое применение электромагнитные элементы типа трансформаторов. Во многих случаях для них необходим расчет паразитных емкостей, хотя бы на стадии проектирования. В то же время разработка методики расчета этих емкостей освещена недостаточно. Существующие формулы расчета выведены применительно к конкретной конструкции трансформатора. Так, паразитные емкости для импульсных трансформаторов и катушек индуктивности рассчитываются по формулам, приведенным в [Л. 1 и 2]. Практическое использование этих методов в инженерных расчетах из-за их относительной громоздкости и сложности ограничено. В настоящей статье предлагается обобщенный метод определения паразитных емкостей трансформаторов независимо от их конструкции.

Вообще говоря, паразитные емкости являются распределенными, и учесть их влияние в эквивалентной схеме в виде одного или нескольких конденсаторов представляет значительные математические трудности. С точки зрения простоты и наглядности физических процессов, вполне удовлетворяет эквивалентная схема, приведенная на рис. 1.

Более точные результаты получаются, если эквивалентную паразитную емкость  $C_p$  представить в виде трех емкостей, включив одну ее часть между входными зажимами, вторую — между выходными, а третью — между одним из выходных и входных зажимов эквивалентной схемы.

Анализ такой сложной схемы не дает наглядных представлений. В самом общем виде паразитная емкость трансформатора складывается из межвитковой, межслойной и межобмоточной емкостей, а также из емкости обмоток на корпус. Обмотки трансформаторов являются многослойными, поэтому будем учитывать лишь межобмоточную емкость вследствие того, что разность потенциалов между соседними витками обмоток в слое значительно меньше, чем между соседними витками в смежных слоях.

Рассчитаем  $C_p$  для трансформаторов с учетом трех способов включения обмоток:

- 1) трансформатор с синфазным выходом;
- 2) трансформатор с инверсным выходом;
- 3) трансформатор с инверсно-гальваническим выходом.

Определим эквивалентную емкость  $C_p$  для трансформатора с синфазным выходом, с обмотками одинаковой длины и одинакового направления намотки (рис. 2).

В трансформаторах, независимо от конструкции, толщина каркаса больше расстояния между обмотками, поэтому два слоя обмоток можно рассматривать как обкладки цилиндрического конденсатора и определить общую статическую емкость  $C_0$  между образующими смежных поверхностей, разделенными только диэлектриком (изоляцией) по формуле [Л. 3]

$$C_0 = \frac{2\pi\epsilon_0 h}{\ln \frac{D_2}{D_1}}, \quad \phi, \quad (1)$$

где  $D_1$  и  $D_2$  — диаметры образующих смежных поверхностей, разделенных диэлектриком,  $m$ ;

$h$  — длина намотки,  $m$ ;  
 $\epsilon_0 = \epsilon_0 \epsilon$  — абсолютная диэлектрическая проницаемость изоляции;

$\phi = \frac{1}{4\pi 9 \cdot 10^9}$ ,  $\phi/m$  — диэлектрическая постоянная;

$\epsilon$  — относительная диэлектрическая проницаемость.

Обозначения и размерности единиц даны в соответствии с системой единиц СИ.

Найдем электростатическую энергию, запасенную между обмотками, принимая потенциалы нижних концов обмоток равными нулю. Тогда потенциалы точек обмоток (рис. 2), отстоящих от этих концов на расстояние  $x$ , будут соответственно равны:

$$u_1 = \frac{U}{h} x; \quad (2)$$

$$u_2 = \frac{nU}{h} x, \quad (3)$$

где  $U$  — разность потенциалов на зажимах первичной обмотки трансформатора, в;

$n$  — коэффициент трансформации.

Текущее значение разности потенциалов  $u_x$  между противоположными точками первичной и вторичной обмоток будет:

$$u_x = u_2 - u_1 = U(n-1) \frac{x}{h}. \quad (4)$$

Расчет электрической энергии, запасенной в элементе объема между обмотками длиной  $dx$ , производится по формулам, приведенным в [Л. 2]:

$$dW_0 = \frac{C_0}{h} \frac{u_x^2}{2} dx. \quad (5)$$

Электрическая энергия, запасенная во всем трансформаторе, очевидно, получается путем сум-

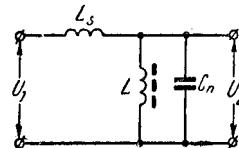


Рис. 1. Упрощенная эквивалентная схема трансформатора.

$C_p$  — эквивалентная паразитная емкость.

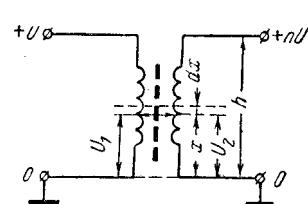


Рис. 2. Схема трансформатора с синфазным выходом.

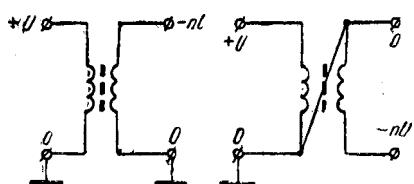


Рис. 3. Схема трансформатора с инверсным выходом.  
Рис. 4. Схема трансформатора с инверсно-гальваническим выходом.

мирования энергии по всем парам соседних слоев обмоток:

$$W_0 = \int_0^h \frac{C_0}{h} \frac{u_x^2}{2} dx = \frac{C_0 U^2}{6} (n - 1)^2. \quad (6)$$

Энергия, запасенная в паразитной емкости трансформатора, приведенная к его первичной обмотке, выражается следующим образом:

$$W_{\text{п}} = \frac{C_{\text{п}} u^2}{2}. \quad (7)$$

Приравняв  $W_{\text{п}} = W_0$ , получим:

$$C_{\text{п}} = \frac{C_0}{3} (n - 1)^2. \quad (8)$$

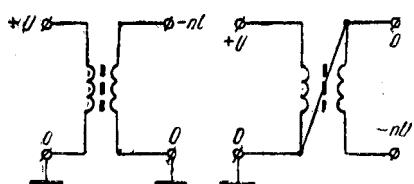
Подставив в равенство (8) выражение (1), получим формулу для расчета паразитной емкости трансформатора с синфазным выходом (рис. 2):

$$C_{\text{п}} = \frac{\epsilon h (n - 1)^2}{54 \ln \frac{D_2}{D_1}} 10^{-9} \text{ ф.} \quad (9)$$

Аналогично можно определить значение  $C_{\text{п}}$  для других способов включения обмоток. Например, для трансформатора с инверсным выходом (рис. 3) получим:

$$C_{\text{п}} = \frac{\epsilon h (n + 1)^2}{54 \ln \frac{D_2}{D_1}} 10^{-9} \text{ ф.} \quad (10)$$

Формула для расчета паразитной емкости трансформатора с инверсно-гальваническим выходом имеет вид (рис. 4):



$$C_{\text{п}} = \frac{\epsilon h (n^2 + n + 1)}{54 \ln \frac{D_2}{D_1}} 10^{-9} \text{ ф.} \quad (11)$$

Во всех случаях следует выбирать тот вариант включения обмоток, при котором эквивалентная паразитная емкость  $C_{\text{п}}$  получается меньшей. Так, из трех трансформаторов, рассмотренных на рис. 2—4, меньшей емкостью обладает трансформатор с синфазным выходом.

*Пример 1.* Определим паразитную емкость трансформатора с синфазным выходом, если известно  $n=4$ ,  $D_1=15$  мм,  $D_2=18$  мм,  $\epsilon=10,6$  мк. Обмотка намотана проводом типа ПЭЛ диаметром 0,10 мм на броневом сердечнике типа СБ-За,  $\epsilon=5$  (для эмаевой изоляции).

Для схемы на рис. 2 применим формулу (9):

$$C_{\text{п}} = \frac{5 \cdot 10,6 \cdot 10^{-3} (4-1)^2}{54 \ln \frac{18 \cdot 10^{-3}}{15 \cdot 10^{-3}}} 10^{-9} = 48,5 \cdot 10^{-12} \text{ ф} = 48,5 \text{ нф.}$$

*Пример 2.* Произведем расчет паразитной емкости трансформатора с инверсным выходом по данным примера 1. Для схемы на рис. 3 применим формулу (10):

$$C_{\text{п}} = \frac{5 \cdot 10,6 \cdot 10^{-3} (4+1)^2}{54 \ln \frac{18 \cdot 10^{-3}}{15 \cdot 10^{-3}}} 10^{-9} = 133 \cdot 10^{-12} \text{ ф} = 133 \text{ нф.}$$

*Пример 3.* Произведем расчет паразитной емкости трансформатора с инверсно-гальваническим выходом по данным примера 1.

Для схемы на рис. 4 применим формулу (11):

$$C_{\text{п}} = \frac{5 \cdot 10,6 \cdot 10^{-3} (4^2 + 4 + 1)}{54 \ln \frac{18 \cdot 10^{-3}}{15 \cdot 10^{-3}}} 10^{-9} = 113 \cdot 10^{-12} \text{ ф} = 113 \text{ нф.}$$

Расчеты показывают, что паразитная емкость зависит от способов включения обмоток.

На практике паразитная емкость трансформаторов немногим больше расчетной. Увеличение емкости происходит из-за влияния перечисленных составляющих паразитной емкости обмоток трансформатора. Полученные формулы для расчета емкостей отличаются простотой, наглядностью и приемлемы для практических инженерных расчетов.

#### Литература

- Ицхоки Я. С., Импульсные трансформаторы, М., 1950.
- Русин Ю. С., «Радиотехника», 1964, № 2.
- Купалян С. Д., Теоретические основы электротехники, ч. III, Госэнергоиздат, 1963.

[19.11.1965]



**Работники машиностроения и приборостроения!  
Оснащайте народное хозяйство новейшими, экономичными и надежными машинами, приборами, средствами механизации и автоматизации!**

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)

# Определение условий эквивалентности электрических режимов мощных силовых и импульсных трансформаторов

Кандидат техн. наук Ю. С. ЧЕРКАШИН  
Радиотехнический институт АН СССР

В устройствах электротехники и радиоэлектроники имеется ряд электромагнитных элементов, одинаковых по своей физической сущности и названию, однако предназначенные для работы в цепях различного рода тока. Так, в цепях постоянного, переменного и импульсного тока используются дроссели, в цепях постоянного и переменного тока — электрические врачающиеся машины, в цепях переменного и импульсного тока — трансформаторы.

В настоящее время для каждого рода тока имеется своя методика расчета этих элементов, хотя в конечном счете часто ни по внешнему виду, ни по детальной конструкции нельзя определить, для работы в цепях какого рода тока предназначен данный элемент. Например, дроссель фильтра выпрямителя часто с успехом может работать в зарядной цепи импульсного линейного модулятора, и т. п.

В этой связи возникает вопрос об условиях эквивалентности режимов с точки зрения работы одного и того же элемента в цепях различного рода тока. В статье рассмотрены условия эквивалентности синусоидального и импульсного режимов для электрических трансформаторов.

Наибольшим числом параметров характеризуется импульсный режим: длительностью и формой импульса, частотой повторения импульсов, импульсным напряжением, импульсной и средней мощностью. Каждый из этих параметров на практике часто может варьироваться в очень широких пределах.

По мощности импульсные и силовые трансформаторы, независимо от порядка остальных величин, делятся на трансформаторы малой, средней и большой мощности. Эта градация обусловлена, главным образом, определяющим влиянием в устройствах различной мощности разных параметров и в соответствии с этим определенным порядком расчета. Например, в трансформаторах малой мощности напряжение короткого замыкания определяется в первую очередь активным сопротивлением обмоток, в трансформаторах большой мощности — реактивным сопротивлением индуктивности рассеяния. Рассмотрим мощные трансформаторы для цепей с такими значениями параметров, при которых в первом приближении можно пренебречь влиянием активных сопротивлений и паразитных емкостей обмоток, а также влиянием индуктивности намагничивания трансформатора.

Сопоставим формулы, соответствующие основным физическим закономерностям силовых и импульсных трансформаторов. Для силового трансформатора произведение активного сечения магнитопровода на число витков определяется формулой

$$(sw) = \frac{U}{4,44f_c \Delta B_c}, \quad (1)$$

где  $U$  — эффективное значение напряжения на рассматриваемой обмотке;

$\Delta B_c$  — амплитуда магнитной индукции в материале магнитопровода;

$f_c$  — частота напряжения питающей сети.

То же произведение для импульсного трансформатора определяется аналогичной формулой

$$(sw) = \frac{U_{ii} \tau_i}{\Delta B_{ii}}, \quad (2)$$

где  $U_{ii}$  — среднее за время импульса напряжение, действующее на обмотке;

$\tau_i$  — длительность импульса;

$\Delta B_{ii}$  — изменение индукции в сердечнике за время импульса.

При выполнении условия

$$\frac{U}{U_{ii}} = 4,44 f_c \tau_i \frac{\Delta B_c}{\Delta B_{ii}} \quad (3)$$

требуемые произведения активного сечения на число витков оказываются равными.

Отношение приращений индукций определяется в первую очередь условиями равенства нагрева сердечников, т. е. при одинаковой их конфигурации равенством удельных потерь в материале магнитопровода. В силовом трансформаторе зависимость допустимых потерь от мощности трансформатора представлена в табл. 1.

Таблица 1

Характеристика	Мощность одного стержня $S'$ , ква		
	До 5	5—35	35 и более
Допустимая индукция в стержнях силовых трансформаторов (сталь Э-310) $B_c$ , вб/м <sup>2</sup>	1,1—1,4	1,4—1,6	1,6—1,65
Удельные потери, вт/кгс . . .	1,0	2,0	2,7

В импульсном режиме намагничивания потери зависят от длительности и частоты повторения импульсов, марки и толщины материала магнитопровода, качества межлистовой изоляции и др. При первом расчете по этим данным ориентировочно определяют перепад индукций каким-либо приближенным расчетом или на основании имеющегося опыта. Далее, после определения мощности трансформатора и выбора марки и толщины материала проводится точный расчет этих величин.

В простейшем случае, например при редких импульсах, когда потери в стали невелики и максимальная величина индукции ограничивается лишь насыщением, для подмагниченного импульсного трансформатора имеем:

$$\frac{\Delta B_c}{\Delta B_{ii}} = \frac{1}{2}. \quad (4)$$

Таким образом, любому импульсному напряжению в смысле равных требований по  $(sw)$  может быть сопоставлено эквивалентное синусоидальное напряжение:

$$U_{eq} = U_{ii} \cdot 4,44 f_c \tau_i \frac{\Delta B_c}{\Delta B_{ii}}. \quad (5)$$



Произведение тока и напряжения определяет мощность эквивалентного силового трансформатора:

$$S_{\text{эк}} = 1600 \cdot 5,7 = 9,1 \text{ ква.}$$

Далее, используя (11), находим эквивалентное напряжение короткого замыкания:

$$u_{\text{р.эк}} = \frac{314 \cdot 3 \cdot 10^{-3} \cdot 5,7}{1600} \cdot 100 = 0,335\%.$$

Пример конструктивного расчета этого трансформатора приведен в приложении.

Для мысленного представления его габаритных размеров определяем мощность эквивалентного трансформатора со стандартным напряжением короткого замыкания 5,5%:

$$S_{\text{эк.5}} \approx 9,1 \left( \frac{5,5}{0,335} \right)^{4/5} = 85 \text{ ква.}$$

Иными словами, импульсный трансформатор с заданными параметрами по размерам примерно эквивалентен силовому трансформатору габаритной мощностью 85 ква.

**Пример 2.** Известен типовой режим работы измерительно-го трансформатора тока типа УТТ-6 при синусоидальном токе: ток на вторичной стороне 5 а, сопротивление нагрузки 0,2 ом, частота напряжения питающей сети 50 гц.

Определить сопротивление нагрузки, импульсное напряжение и ток на вторичной стороне при измерении импульсного тока с параметрами, приведенными в предыдущем примере.

По заданным току и сопротивлению нагрузки при синусоидальном режиме определяем величину напряжения на вторичной стороне трансформатора тока:  $0,2 \cdot 5 = 1$  в.

Полагая, что приращения индукции для обоих режимов можно принять одинаковыми, используя (5), получим:

$$U_2 = U_{\text{р.эк}} \cdot 0,08 = 1 \text{ в,}$$

т. е.

$$U_{\text{р.эк}} = 12,5 \text{ в.}$$

Если коэффициент трансформации выбран равным 120, то ток во вторичной обмотке составит  $\frac{300}{120} = 2,5$  а, а сопро-

тивление нагрузки должно быть не более  $\frac{12,5}{2,5} = 5,0$  ом.

По приведенной методике проведен расчет эквивалентного режима для нескольких импульсных трансформаторов. В результате последующего конструктивного расчета спроектированы трансформаторы, удовлетворяющие условиям работы в заданном импульсном режиме.

**Заключение.** Конструктивный расчет импульсного трансформатора посредством определения эквивалентного синусоидального режима может быть сведен к расчету силового трансформатора и выполнен с использованием хорошо разработанного аппарата расчета силовых трансформаторов. Импульсный режим требует дополнительных проверочных расчетов потерь в материале магнитопровода и меди обмоток.

Приведенные соотношения могут быть использованы для оценки габаритных размеров импульсных трансформаторов и при построении ряда стандартных типоразмеров сердечников.

Установление подобных расчетных соотношений для других электромагнитных устройств может существенно облегчить их расчет и проектирование.

**Приложение. Пример конструктивного расчета трансформатора. Определение основных размеров.**

**Задание на проект трансформатора.** Рассчитать трансформатор по следующим данным:

Полная мощность трансформатора  $S_{\text{эк}} = 9,1$  ква.

Число фаз  $m = 1$ .

Частота  $f_c = 50$  гц.

Напряжение на стороне ВН  $U_{2\text{эк}} = 1600$  в.

Напряжение на стороне НН  $U_{1\text{эк}} = 500$  в.

Способ охлаждения — естественное масляное.

Характер нагрузки — длительная.

Реактивная составляющая напряжения короткого замыкания  $u_{\text{р.эк}} = 0,335\%$ .

#### Определение основных электрических величин

$$\text{Мощность одного стержня } S'_{\text{эк}} = \frac{9,1}{2} = 4,55 \text{ ква.}$$

Номинальный ток на стороне ВН  $I_{2\text{эк}} = 5,7$  а.

Номинальный ток на стороне НН  $I_{1\text{эк}} = 18,0$  а.

Испытательное напряжение определяется разностью электрических потенциалов между различными частями и выводами обмоток трансформатора. Потенциалы могут иметь множество различных комбинаций. Пусть, например, в течение некоторой части периода следования импульсов наибольшее напряжение между обмотками есть напряжение постоянного тока, равное 25 кв. Это соответствует эффективному напряжению  $\sqrt{\frac{2}{2}} = 18,8$  кв. Ближайшее стандартное рабочее и испытательное напряжения равны соответственно 20 и 55 кв.

Размер канала между обмотками определяется в соответствии с этим напряжением. При этом главная изоляция других частей обмоток может иметь большие испытательные напряжения  $(\frac{40}{\sqrt{2}} = 28$  кв),  $U_{\text{исп.2}} = 65$  кв.

Обобщенный коэффициент  $\beta = \frac{\pi d_{12}}{l}$  [Л. 1] при расчете трансформатора выбирается из таблиц в соответствии с наибольшим испытательным напряжением.

**Определение основных размеров трансформатора.** Диаметр стержня

$$d = 16,0 \sqrt[4]{\frac{S'_{\text{эк}} \beta a_p k_R}{f_c u_{\text{р.эк}} B_c^2 k_c^2}}.$$

Проведем выбор и определение величин, входящих в формулу:

$$S'_{\text{эк}} = 4,55 \text{ ква.}$$

В соответствии с определенной мощностью трансформатора и уровнем высшего напряжения берем из таблиц  $\beta = 2,0$ .

Определяем ширину приведенного канала рассеяния трансформатора:

$$a_p = a_{12} + \frac{a_1 + a_2}{3},$$

где  $a_{12}$  — размер канала между обмотками;  $a_1$  и  $a_2$  — радиальные размеры обмоток.

Размер канала между обмотками  $a_{12}$  определяется выбранным типом изоляции и величиной напряжения между обмотками и мощностью трансформатора.

Останавливаясь на бумажной изоляции с рабочей напряженностью электрического поля 12 кв/мм, найдем  $a_{12} = 2 \div 2,5$  мм.

Радиальные размеры обмоток приближенно определяем по опытной формуле [Л. 1]

$$\frac{a_1 + a_2}{3} = 0,5 \sqrt[4]{S'_{\text{эк}}} = 0,5 \sqrt[4]{4,55} = 0,73 \text{ см.}$$

Тогда  $a_p = 0,25 + 0,73 \approx 1$  см.

Индукцию в стержне  $B_c$  выбираем равной 1,0 вб/м<sup>2</sup>.

Коэффициент  $k_c$  выбираем из таблиц в соответствии с мощностью и выбранным числом ступеней в стержне:

$$k_c = k_{\text{кр}} k_3 = 0,851 \cdot 0,88 = 0,75.$$

Предварительно принимаем  $k_R = 0,95$ .

Наконец, определяем диаметр стержня:

$$d = 16 \sqrt[4]{\frac{4,55 \cdot 2 \cdot 1 \cdot 0,95}{50 \cdot 0,335 (1,0)^2 (0,75)^2}} = 15,7 \text{ см.}$$

Средний диаметр канала рассеяния

$$d_{12} = d + 2a_{01} + 2a_1 + a_2,$$

где  $a_{01}$  — размер осевых каналов между стержнем и обмоткой низшего напряжения, выбирается из таблиц;  $a_{01} = 0,5$  см.

Радиальный размер обмоток низшего напряжения  $a_1$  предварительно подсчитывается по эмпирической формуле

$$a_1 = 0,55 \sqrt[4]{S'_{\text{ок}}} = 0,8 \text{ см},$$

тогда  $d_{12} = 15,7 + 2 \cdot 0,5 + 2 \cdot 0,8 + 0,25 = 17,5 \text{ см}$ .  
Осьевой размер обмоток (высота)

$$l = \frac{\pi d_{12}}{\beta} = \frac{\pi \cdot 17,5}{2,0} = 27,5 \text{ см}.$$

Активное сечение стержня

$$s = k_c \frac{\pi d^2}{4} = 0,75 \frac{\pi \cdot 15,7^2}{4} = 146 \text{ см}^2 = 0,0146 \text{ м}^2.$$

Электродвижущая сила одного витка

$$u_v = 4,44 f_c B_c s = 4,44 \cdot 50 \cdot 1,0 \cdot 0,0146 = 3,27 \text{ в.}$$

Число витков в обмотке высшего напряжения

$$w_2 = \frac{1600}{3,27} = 488 \text{ витков.}$$

В качестве примера рассмотрен трансформатор, который был ранее спроектирован по методике, относящейся к расчету импульсных трансформаторов. Измерения и эксплуатация подтвердили правильность расчетов.

В табл. 2 для сопоставления приведены практические данные и данные, полученные в настоящем примере.

Таблица 2

Сопоставляемые величины Данные	$d, \text{ см}$	$d_{12}, \text{ см}$	$l, \text{ см}$	$s, \text{ см}^2$	$u_v, \text{ в}$	$w_2$
Практические данные . . .	15,7	18,5	23	146	3,27	488
Данные примера . . .	15,7	17,5	27,5	146	3,27	488

Совпадение большинства цифр является следствием равенства диаметров  $d$ , которые в практическом и расчетном случаях оказались одинаковыми.

Некоторое расхождение  $l$  трудно оценить, ибо практически длина намотки составляет 23 см, а длина катушки с учетом изоляционных расстояний — 31 см.

#### Литература

1. Тихомиров П. М., Расчет трансформаторов, Госэнергоиздат, 1953.
2. Петров Г. Н., Трансформаторы, Госэнергоиздат, 1934.
3. Булгаков Н. И., Расчет трансформаторов, Госэнергоиздат, 1950.

[6.12.1965]



УДК 621.313.333:016.35

## К вопросу устойчивости работы асинхронных двигателей

Кандидат техн. наук К. Г. КОНОПЛЕВ

Севастополь

В некоторых автономных электроэнергетических системах значительную часть всей нагрузки составляют асинхронные двигатели, у которых момент сопротивления зависит от скорости вращения. При включении соизмеримой нагрузки напряжение значительно изменяется, в результате чего работающие асинхронные двигатели изменяют свою скорость вращения и при неблагоприятных условиях могут перейти на неустойчивую часть механической характеристики, а затем и вовсе остановиться. Поэтому для некоторых наиболее ответственных потребителей нужно заранее рассчитать все напряженные режимы и принять необходимые меры.

В настоящее время существует несколько методов, пользуясь которыми, можно определить поведение асинхронных двигателей с постоянным моментом сопротивления при изменении напряжения. Однако аналитическое решение этого вопроса [Л. 1—3] не учитывает закона изменения напряжения и не позволяет определить действительного изменения скорости вращения.

В настоящей статье выводятся формулы и прилагаются необходимые кривые для определения изменения скорости вращения в рассматриваемом переходном процессе. При этом учитываются момент инерции привода, характер момента сопротивления и закон изменения напряжения. При выводе формул делаем следующие допущения. Во-первых, пренебрегаем влиянием изменения скольжения асинхронного двигателя на напряжение системы. Во-вторых, закон изменения напряжения

в переходном процессе определяется характером включаемой соизмеримой нагрузки [Л. 5], в-третьих, частоту сети принимаем неизменной.

Для решения рассматриваемой задачи целесообразно всю механическую характеристику в зависимости от ее характера представить в виде прямых. Тогда рабочую часть характеристики от синхронной скорости до критического скольжения можно представить следующим уравнением:

$$M = Asu^2. \quad (1)$$

Нерабочую часть механической характеристики от  $s_{\text{кр}}$  до  $s=1$  в зависимости от ее характера можно заменить двумя прямыми, но такими, которые описываются одним и тем же уравнением:

$$M = Bu^2 - Csu^2. \quad (2)$$

В некоторых случаях переход механической характеристики из рабочей части в нерабочую можно представить уравнением

$$M = Du^2, \quad (3)$$

а для специальных асинхронных двигателей, имеющих возрастающую механическую характеристику, — уравнением

$$M = Nu^2 + Hsu^2. \quad (4)$$

В дальнейшем уравнение движения асинхронного двигателя будем решать с каждым из приведенных уравнений механической характеристики. Момент сопротивления сначала примем равным:

$$M_c = kn = kn_0(1-s), \quad (5)$$

а затем

$$M_c = kn^2 = kn_0^2(1-s)^2. \quad (6)$$

Уравнение движения имеет вид:

$$M = M_c + \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}. \quad (7)$$

Напряжение сети при включении нагрузки может определяться согласно [Л. 5]. При отсутствии корректора напряжения изменение напряжения происходит в соответствии с уравнением

$$u = U_0 e^{-\frac{t}{T}} + U_n \left(1 - e^{-\frac{t}{T}}\right), \quad (8)$$

где

$$U_0 = \frac{\sqrt{(r_n^2 + x_n^2)[(r+r_n)^2 + (x_d + x_n)^2]}}{(r+r_n)^2 + (x_d + x_n)(x_d + x_n)}; \\ \frac{1}{T} = \frac{1}{T'_d} - \frac{U_0}{T_{d0}} \left(\frac{k_i}{z_n} + k_c\right);$$

$r, x'_d, x_d, x_n, T_{d0}$  — параметры синхронного генератора;

$r_n, x_n, z_n$  — параметры включаемой нагрузки.

Поведение асинхронного двигателя при работе на рабочей части механической характеристики определяется совместным решением уравнений (1), (5), (7) и (8). Следует отметить, что при этом получаем очень сложное нелинейное уравнение первого порядка. Для его решения целесообразно ввести такие безразмерные величины, которые большое число параметров системы заменяют всего двумя-тремя параметрами. После преобразований систему уравнений (1), (5), (7) и (8) сводится к следующему уравнению:

$$\frac{ds}{dx} + s[\mu + \alpha(1 - e^{-x})^2] = \mu, \quad (9)$$

где

$$x = \frac{t}{T} + t_0; \quad t_0 = \ln \left(1 - \frac{U_0}{U_n}\right); \\ \alpha = \frac{AT}{M_T T_m}; \quad T_m = \frac{GD^2 n_0}{375 M_T}; \\ \mu = \frac{k_n T}{M_T T_m}.$$

Уравнение (9) имеет следующее решение:

$$s = s_0 f_1(\alpha, x) f_2(\mu, x) + \mu f_1(\alpha, x) f_2(\mu, x) f_3(\alpha, \mu, x), \quad (10)$$

где

$$f_1(\alpha, x) = e^{-\psi}; \quad f_3(\alpha, \mu, x) = \int_0^x e^\varphi dx; \\ f_2(\mu, x) = e^{-\mu x}; \quad \varphi = \mu x + \psi; \\ \psi = \alpha(x + 2e^{-x} - 0.5e^{-2x} - 1.5).$$

Функции  $f_1(\alpha, x)$ ,  $f_2(\mu, x)$  зависят от двух параметров и представлены в виде семейства кривых на рис. 1.

Функция  $f_3(\alpha, \mu, x)$  зависит от трех параметров. Поэтому ее изображение на плоскости затрудлено. Однако нужно учесть, что электромеханическая постоянная времени  $T_m$  в основном бывает больше электромагнитной постоянной времени  $T$ . В результате этого значение  $\mu$  может изменяться в небольшом пределе, примерно от 0 до 2. Это позволяет рассчитать функцию  $f_3$  для всех трех переменных параметров и представить на графике. Для повышения точности расчета данные кривые можно построить для параметров  $\alpha$  и  $\mu$ , которые изменяются в небольших интервалах. При этом расчет кривых может быть произведен с помощью вычислительных машин. Некоторые кривые, вычисленные на машине «Минск», приведены на рис. 2. Если при расчете получаются промежуточные значения параметров  $\alpha$  и  $\mu$  по сравнению с приведенными на рис. 2, то можно воспользоваться приведенными данными следующим образом. Функцию  $f_3(\alpha, \mu, x)$  можно представить в виде суммы двух составляющих:  $f_3 = f_{03} + \Delta f_3$ . Первая из них зависит только от  $\alpha$  и  $x$  при  $\mu = 0$  и, таким образом, может быть изображена в квадратуре, причем по оси ординат получается масштаб относительно параметра  $\alpha$ . Вторая составляющая равна разности между общим значением функции и ее первой составляющей:

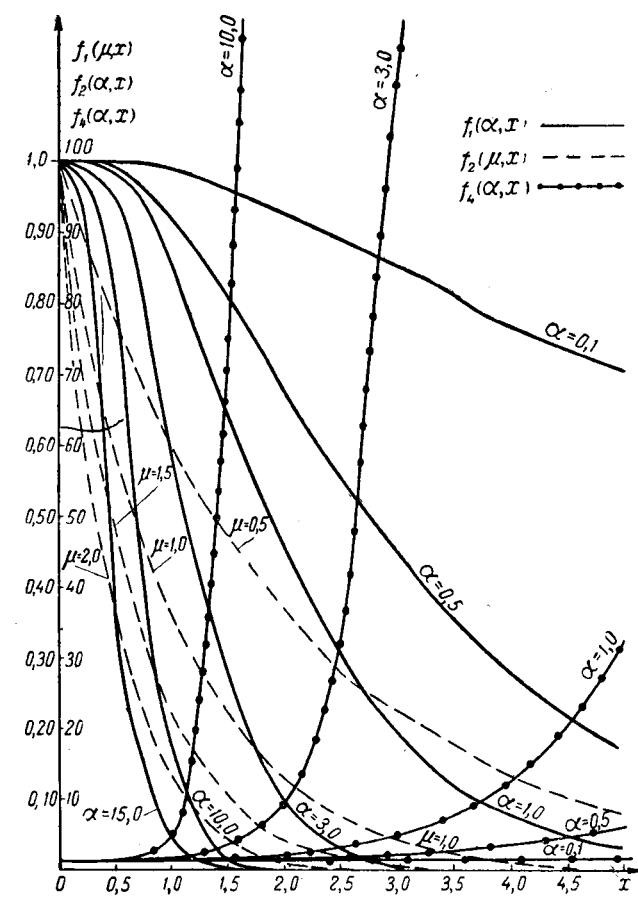


Рис. 1.

шом пределе, примерно от 0 до 2. Это позволяет рассчитать функцию  $f_3$  для всех трех переменных параметров и представить на графике. Для повышения точности расчета данные кривые можно построить для параметров  $\alpha$  и  $\mu$ , которые изменяются в небольших интервалах. При этом расчет кривых может быть произведен с помощью вычислительных машин. Некоторые кривые, вычисленные на машине «Минск», приведены на рис. 2. Если при расчете получаются промежуточные значения параметров  $\alpha$  и  $\mu$  по сравнению с приведенными на рис. 2, то можно воспользоваться приведенными данными следующим образом. Функцию  $f_3(\alpha, \mu, x)$  можно представить в виде суммы двух составляющих:  $f_3 = f_{03} + \Delta f_3$ . Первая из них зависит только от  $\alpha$  и  $x$  при  $\mu = 0$  и, таким образом, может быть изображена в квадратуре, причем по оси ординат получается масштаб относительно параметра  $\alpha$ . Вторая составляющая равна разности между общим значением функции и ее первой составляющей:

$$\Delta f_3(\alpha = \text{пост.}, \mu, x) = f_3((\alpha, \mu, x)) - f_{03}(\alpha, \mu = 0, x). \quad 03$$

Каждая вторая составляющая функции  $\Delta f_3(\alpha, \mu, x)$  строится для любого, но постоянного значения  $\alpha$  при переменном  $\mu$ . В результате для второй составляющей  $\Delta f_3(\alpha = \text{пост.}, \mu, x)$  по оси ординат получаем масштаб относительно параметра  $\mu$ .

Две составляющие функции  $f_3(\alpha, \mu, x)$  изображены на рис. 3. Это позволяет для промежуточных значений  $\alpha$  и  $\mu$  по построенным двум составляющим определить значение функции следующим

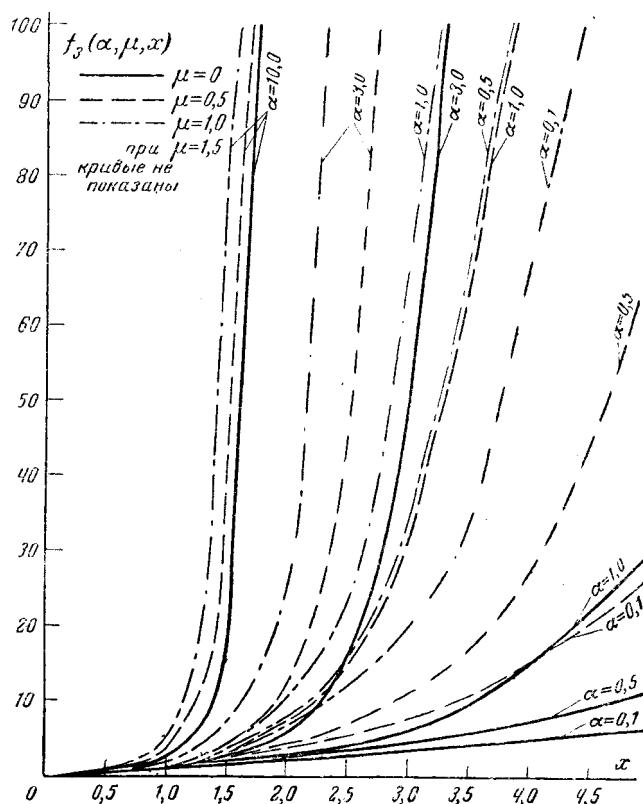


Рис. 2.

образом. Поскольку функцию можно представить в виде двух составляющих, то вначале можно определить первую составляющую при  $\mu=0$ , которая определяется достаточно точно, поскольку по оси ординат имеется только один масштаб относительно  $a$ .

Вторую составляющую можно определить, если принять  $\mu=\text{пост.}$  для двух приведенных окрестных значений  $a$ , после чего находим значение функции для требуемого  $a$  и для приведенного на графике ближайшего меньшего значения  $\mu$ . Затем это значение функции делим на значение  $\mu$  и получаем среднее значение масштаба в окрестностях интересующего нас  $\mu$ . Поскольку масштаб для  $\mu$  не является равномерным, а имеет показательную зависимость, то это необходимо учесть путем умножения полученного значения на  $e^{\frac{(\mu_i-\mu_0)x}{2}}$ .

Зависимость функции  $\Delta f_3$  от  $x$  учитывается вышеприведенным выражением. Таким образом,

$$\Delta f_3(a = \text{пост.}, \mu, x) = \frac{f_{0\mu}}{\mu_0} \mu_i e^{\frac{(\mu_i-\mu_0)x}{2}},$$

где  $\Delta f_3$  — вторая составляющая функции  $f_3(a, \mu, x)$ ;

$f_{0\mu}$  — значение составляющей функции для требуемого  $a$  и приведенного ближайшего меньшего значения  $\mu$ :

$\mu_0$  — приведенное на графике ближайшее меньшее значение  $\mu$ ;

$\mu_i$  — требуемое значение  $\mu$ .

Пример. Требуется определить значение функции  $f_3(a=0,2; \mu=0,8; x=4,0)$ . Для данного примера из графика рис. 3 следует:

$$f_{03}(a=0,2; \mu=0; x=4,0)=4,7; \mu_0=0,5;$$

$$f_{0\mu}(a=0,2; \mu=0,5; x=4,0)=12,5; \mu_i=0,8;$$

$$\Delta f_3 = \frac{12,5}{0,5} 0,8 e^{\frac{(0,8-0,5)4}{2}} = 36,8.$$

Следовательно,

$$f_3(a=0,2; \mu=0,8; x=4,0)=4,7+36,8=41,5.$$

Действительное значение функции  $f_3(a=0,2; \mu=0,8; x=4,0)$ , вычисленное методом трапеций, равно 43,0. Таким образом, погрешность составляет 3,5%, что является вполне допустимым в инженерных расчетах. В целом расчет по формуле (10) производится следующим образом. Задаваясь значением времени  $t$ , находят  $x$ , и по параметрам  $a$  и  $\mu$  с помощью кривых рис. 1, 2 или 3 определяют поведение асинхронного двигателя на рабочей части механической характеристики.

На нерабочей части механической характеристики устойчивость работы асинхронного двигателя определяется с помощью системы уравнений (2), (5), (7) и (8). После ее преобразований получим:

$$\frac{ds}{dx} + s[\mu - a(1 - e^{-x})^2] = \mu - \gamma(1 - e^{-x})^2, \quad (11)$$

где

$$a = \frac{CT}{M_t T_m}; \quad \mu = \frac{k n_0 T}{M_t T_m}; \quad \gamma = \frac{BT}{M_t T_m}.$$

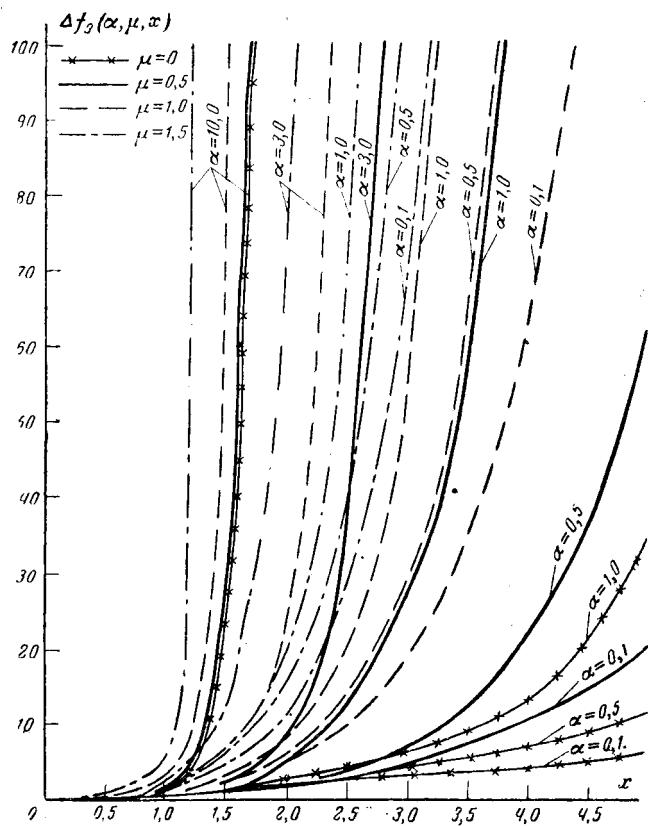


Рис. 3.

Решение данного уравнения имеет вид:

$$s = s_0 f_2(\mu, x) f_4(\alpha, x) + \mu f_2(\mu, x) f_4(\alpha, x) f_5(\alpha, \mu, x) - \gamma f_2(\mu, x) f_4(\alpha, x) f_6(\alpha, \mu, x), \quad (12)$$

где

$$\begin{aligned} f_4(\alpha, x) &= e^\phi; \\ f_5(\alpha, \mu, x) &= \int_0^x e^{\mu x - \phi} dx; \\ f_6(\alpha, \mu, x) &= \int_0^x (1 - e^{-x})^2 e^{\mu x - \phi} dx. \end{aligned}$$

Функции  $f_4(\alpha, x)$ ,  $f_5(\alpha, \mu, x)$  и  $f_6(\alpha, \mu, x)$  могут быть также заранее рассчитаны для всех практических возможных случаев и представлены в виде кривых.

Поведение асинхронного двигателя при работе привода на участке механической характеристики (3) определяется системой уравнений (3), (5), (7) и (8). Производя аналогичные преобразования, получим:

$$s = 1 + s_0 e^{-\mu x} - \frac{\alpha}{\mu} + \frac{2\alpha}{(\mu - 1)} e^{-x} - \frac{\alpha}{(\mu - 2)} e^{-2x}, \quad (13)$$

$$\text{где } \alpha = \frac{DT}{M_T T_m}; \quad \mu = \frac{k n_0 T}{M_T T_m}.$$

Для специальных асинхронных двигателей поведение электропривода на механической характеристике (4) определяется системой уравнений (4), (5), (7) и (8). Эта система приводится к следующему виду:

$$\frac{ds}{dx} + s [\mu + \alpha(1 - e^{-x})^2] = \mu - \gamma(1 - e^{-x})^2, \quad (14)$$

где

$$\alpha = \frac{HT}{M_T T_m}; \quad \mu = \frac{k n_0 T}{M_T T_m}; \quad \gamma = \frac{NT}{M_T T_m}.$$

Решением уравнения (14) является:

$$s = s_0 f_1(\alpha, x) f_2(\mu, x) + \mu f_1(\alpha, x) f_2(\mu, x) f_3(\alpha, \mu, x) - \gamma f_1(\alpha, x) f_2(\mu, x) f_7(\alpha, \mu, x), \quad (15)$$

где

$$f_7(\alpha, \mu, x) = \int_0^x (1 - e^{-x})^2 e^\phi dx.$$

Функция  $f_7(\alpha, \mu, x)$  может быть представлена в виде кривых аналогичным образом.

Таким образом, выражения (10), (12), (13) и (15) позволяют определить поведение асинхронного двигателя с моментом сопротивления  $M_c = kn$  на любом участке механической характеристики.

Для асинхронного двигателя с вентиляторным моментом сопротивления решение будем вести аналогичным образом.

Устойчивость работы асинхронного двигателя на рабочей части механической характеристики определяется системой уравнений (1), (6)–(8). После преобразований эта система приводится к виду

$$\frac{ds}{dx} - \mu s^2 + s[2\mu + \alpha(1 - e^{-x})^2] = \mu, \quad (16)$$

где

$$\alpha = \frac{AT}{M_T T_m}; \quad \mu = \frac{k n_0^2 T}{M_T T_m}.$$

Полученное уравнение является уравнением Риккатти, которое не может быть решено в общем виде. Но так как мы разделили механическую характеристику на прямолинейные участки, в результате чего скольжение двигателя на рабочей части характеристики изменяется в пределах от 0 до 0,15–0,2, параболическая зависимость второго слагаемого уравнения (16) не имеет полного и законченного характера. Поэтому эту часть параболы приближенно можно заменить уравнением прямой линии:

$$s^2 = n + ms.$$

При  $s_{kp} = 0,10 \div 0,25$  значение  $n = -(0,002 \div 0,006)$  и  $m = 0,1 \div 0,21$ . Тогда уравнение (16) с учетом данной особенности преобразуется к виду уравнения (9). Поведение асинхронного двигателя с  $M_c = kn^2$  на других участках механической характеристики будет определяться точно такими же уравнениями (9), (11), (13) и (14), как и для асинхронного двигателя с  $M_c = kn$ . Отличие будет состоять лишь в том, что в правой части всех уравнений (9), (11), (13) и (14) вместо параметра  $\mu$  должен находиться коэффициент

$$k = (1+n)\mu.$$

В левой части всех этих же уравнений вместо параметра  $\mu$  должен находиться коэффициент

$$f = \mu(2-m).$$

В результате функции  $f_3$ ,  $f_5$ ,  $f_6$ ,  $f_7$  перед параметром  $\mu$  будут содержать коэффициент  $(2-m)$ . Таким образом, в зависимости от характера момента сопротивления на рабочем участке механической характеристики выражения приобретают вид [Л. 4]: при  $M_c = \text{пост.}$

$$\begin{aligned} s &= s_0 f_1(\alpha, x) f'_2(0, \mu, x) + \\ &\quad + \mu f_1(\alpha, x) f'_2(0, \mu, x) f'_3(\alpha, 0, \mu, x); \end{aligned} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} M_c = kn &\quad s = s_0 f_1(\alpha, x) f_2(1, \mu, x) + \\ &\quad + \mu f_1(\alpha, x) f_2(1, \mu, x) f_3(\alpha, 1, \mu, x); \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned} M_c = kn^2 &\quad s = s_0 f_1(\alpha, x) f_2(1, 9\mu, x) + \\ &\quad + \mu f_1(\alpha, x) f_2(1, 9\mu, x) f_3(\alpha, 1, 9\mu, x), \end{aligned} \quad (19)$$

$$\text{где } \mu = \frac{M_c T}{M_T T_m}; \quad f'_2(0, \mu, x) = e^{-0\mu x} = 1;$$

$$f'_3(\alpha, 0, \mu, x) = \int_0^x e^{0\mu x + \phi} dx = \int_0^x e^\phi dx,$$

т. е. в общем случае для любого характера момента сопротивления

$$s = s_0 f_1(\alpha, x) f_2(h\mu, x) + \mu f_1(\alpha, x) f_2(h\mu, x) f_3(\alpha, h\mu, x),$$

где  $h$  – показатель степени при скорости вращения.

На других участках механической характеристики характер момента сопротивления учитывается аналогично. Из приведенных выражений видно, что в функциях перед параметром  $\mu$  находится показатель степени при скорости вращения момента сопротивления. Следовательно, полученные выражения находятся в полном соответствии с теорией привода, т. е. показатель степени, являющийся определяющим параметром характера момента сопротивления, и в данных выражениях аналогичным образом учитывает характер нагрузки.

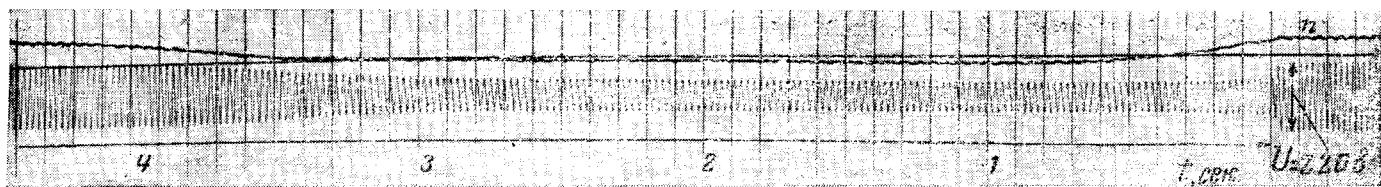


Рис. 4.

Если проанализировать изменение скорости вращения асинхронного двигателя при одних и тех же условиях, но в одном случае с постоянным моментом сопротивления, а в другом — с моментом сопротивления  $M_c = kn$ , то приведенные в табл. 1 данные показывают, что при  $M_c = \text{пост.}$  скорость вращения уменьшается в большей степени, чем при  $M_c = kn$ .

Таблица 1

$x$	$f_2(\mu, x)$	$f_1(\alpha, x)$	$f_3(\alpha, \mu, x)$	$f_s(\alpha, 0, \mu, x)$	$M_c = \text{пост.}, s$	$M_c = kn, s$	Примечание
0	1,0	1,0	0	0	0,2	0,2	$s_0 = 0,2$ при $x = 0$ , но не при $t = 0$ . Расчет по кривым рис. 1, 2 и фор- мулам (17) и (18), $\mu = 0,5$ , $\alpha = 2$
1	0,6	0,73	1,5	1,03	0,516	0,411	
2	0,35	0,25	8	3,4	0,47	0,378	
3	0,22	0,05	62	12,6	0,33	0,312	

Полученный вывод полностью объясняется физически. Действительно, при переменном моменте сопротивления уменьшение скорости приводит к уменьшению момента сопротивления. Поэтому провал по скорости у асинхронных двигателей с  $M_c = kn$  будет меньше.

Для проверки полученных выражений был произведен следующий эксперимент. От самовозбуждающегося синхронного генератора с токовым компаундированием работал асинхронный двигатель. Данная система имела параметры:

синхронного генератора

$$x_d = 1,1; x_q = 0,57; T_{d0} = 1,5 \text{ сек}; k_e = 1,2; x'_d = 0,6; r = 0,05; k_i = 0,05;$$

асинхронного двигателя

$$\frac{kn_0}{M_t} = 0,0565; S_k = 0,35; T_m = 0,5 \text{ сек}; M_c = kn.$$

Таблица 2

$t, \text{сек}$	$x$	$f_1$	$f_2$	$f_3$	$s_{\text{расч}}$	$s_{\text{факт}}$	Примечание
0,00	-0,69	1,13	6,68	-1,0	0,04	0,04	$\alpha = 10,0$
1,00	-0,12	1,02	1,01	-0,08	0,196	0,20	$\mu = 0,2$
2,00	+0,45	0,91	0,90	0,40	0,22	0,20	$T = 1,76 \text{ сек}$
3,00	1,01	0,81	0,20	2,75	0,11	0,16	$t_0 = -0,69$
4,00	1,59	0,73	0,022	25,0	0,083	0,087	$s_0 = 0,203$

Затем был включен асинхронный двигатель с эквивалентными параметрами:  $x_n = 0,356$ ;  $r_n = 0,35$ . Результаты расчета и эксперимента приведены в табл. 2 и на осциллограмме рис. 4.

Некоторое расходжение результатов расчета и эксперимента объясняется погрешностью расчета и неточным определением параметров.

Таким образом, с помощью полученных выражений и приведенных расчетных кривых имеется возможность достаточно просто определить поведение асинхронного двигателя с различными моментами сопротивления при изменении напряжения.

#### Литература

- Сыромятников И. А., Режимы работы асинхронных электродвигателей, Госэнергоиздат, 1955.
- Фрейдзон И. Р., Судовые электромеханизмы, Судпромгиз, 1958.
- Справочник электромонтажника, т. IV, Машгиз, 1953.
- Коноплев К. Г., Зависимости скольжения асинхронного двигателя от времени при изменении напряжения, Изв. АН СССР, «Энергетика и транспорт», 1964, № 4.
- Коноплев К. Г., Изменение напряжения синхронных генераторов с различными системами возбуждения при внезапных включениях нагрузки, «Электричество», 1962, № 12.

[3.5.1965]



# Коммутирующее и регулирующее устройства на симметричных тиристорах

Кандидат техн. наук Н. Х. СИТНИК и инж. В. С. БОГРЫЙ

Мордовский научно-исследовательский электротехнический институт

В СССР разработаны новые силовые полупроводниковые приборы — симметричные тиристоры типа ВКДУС [Л. 1]. Симметричный тиристор отличается от обычного тиристора двусторонней проводимостью: при соответствующем токе управления он включается независимо от полярности анодного напряжения. Выключается симметричный тиристор так же, как обычный тиристор или тиатрон.

Симметричные тиристоры могут быть применены в качестве отключающих устройств и регуляторов в цепях переменного тока. Другой областью их применения являются реверсивные выпрямители, обратимые инверторно-выпрямительные преобразователи и т. п., где симметричные тиристоры позволяют экономить вес и габариты за счет повышения использования оборудования. В данной работе рассматриваются два наиболее важных примера из первой области — бесконтактный «контактор» и регулятор переменного напряжения на входе выпрямителя.

Статические выключатели на тиристорах, подобные изображенному на рис. 1, а [Л. 2 и 3], находят применение, главным образом, в различных дискретных регуляторах с большим числом срабатываний.

Аналогичный выключатель может быть построен на симметричном тиристоре с двухполярным управлением (рис. 1, б). Такой выключатель обеспечивает выигрыш в габаритах и конструктивное удобство. Благодаря тому что управляющие импульсы формируются из анодного напряжения, работоспособность обеих схем не зависит от характера нагрузки. Если бы эти импульсы формировались из напряжения питающей сети или синхронизировались им, то для обеспечения работы при различных фазных углах нагрузки потребовалась бы ширина импульсов  $\lambda \approx 2\phi$  [Л. 4], что крайне усложнило бы схемы формирователей и снизило их надежность.

Бесконтактные выключатели на тиристорах разрывают главную цепь при прохождении тока через нуль, позволяют производить практически неограниченное число аварийных отключений и, как все статические устройства, обладают повышенной надежностью. При рациональной системе автоматического управления они могут за время не более

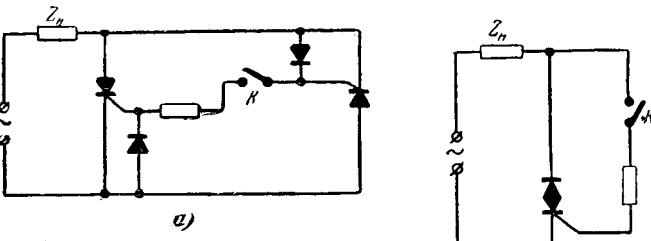


Рис. 1. Бесконтактный выключатель на обычных тиристорах (а) и на симметричном тиристоре с двухполярным управлением (б).

одного периода прерывать токи, превышающие заданную уставку. Отечественные тиристоры способны рассеивать в течение 20 мсек дополнительную мощность более 3 квт, что соответствует более чем двадцатикратным перегрузкам по току при естественном охлаждении [Л. 5].

В трехфазном варианте для сети 380 в, 50 гц схема, подобная изображенной на рис. 1, б при применении тиристоров типа ВКДУС-100-6 с естественным охлаждением, обеспечивает номинальный ток около 40 а, т. е. мощность 26,3 ква. Такой выключатель имел бы разрывную мощность свыше 530 ква. Однако в схемах на рис. 1 ключ К должен выдерживать напряжение с амплитудой 540 в, поэтому в роли ключа приходится использовать электромеханическое реле. Это не позволяет обеспечить необходимое быстродействие схемы (менее одного периода).

Авторами статьи исследована схема, показанная на рис. 2, в которой применен симметричный тиристор в однополярном управлении (отпирание тиристора в обоих направлениях осуществляется управляющим импульсом одной полярности). Как известно, подача положительного потенциала на управляющий электрод обычного тиристора в отрицательный полупериод анодного напряжения приводит к росту обратного тока и резко снижает надежность прибора. Поэтому управление постоянным током для них недопустимо. Симметричные тиристоры свободны от этого недостатка, причем для спрямления характеристики вентиля ВКДУС-100 в худшем случае требуется ток управления не более 400 ма и напряжение не более 6 в, т. е. мощность, рассеиваемая в цепи управляющего электрода, составляет около 2,5 вт, что допустимо.

В схеме на рис. 2 управление осуществляется от источника постоянного тока низкого напряжения. На разомкнутом ключе напряжение не превышает 15 в и поэтому его функции надежно выполняет транзистор с эмиттерной обратной связью. Система защиты строится целиком на бесконтактных элементах: быстродействующих датчиках и безынерционных транзисторных усилителях. Это обеспечивает быстродействие схемы порядка периода промышленной частоты и максимальную разрывную мощность.

Из осциллограмм на рис. 3 видно, что нелинейные искажения, вносимые выключателем, ничтожны: угол отпирания составляет в прямом направлении  $1^{\circ}40'$ , а в обратном  $3^{\circ}30'$ . В самых худших тиристорах эти углы не превышают  $2$  и  $6$ °. При столь малых углах выключатель практически не снижает коэффициент мощности, который остается равным коэффициенту мощности нагрузки. Потери в трехфазном варианте выключателя по схеме на рис. 2 составили около 240 вт при проходной мощности 29 квт, т. е. примерно 0,8%. Ток утечки тири-

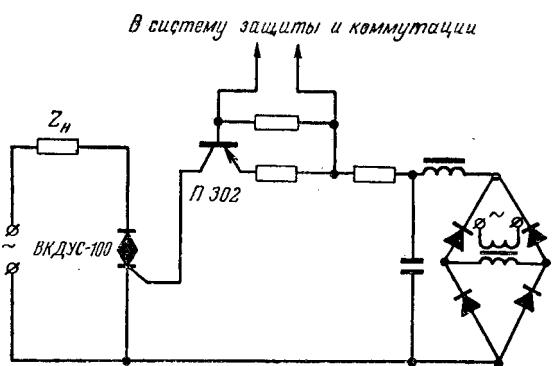


Рис. 2. Быстродействующий бесконтактный выключатель на симметричном тиристоре с однополярным управлением.

стора в отключенном состоянии практически не превышал 1 мА.

Такого рода бесконтактные защитно-коммутационные аппараты могут успешно конкурировать с электромеханическими и должны их вытеснить везде, где требуются высокое быстродействие, надежность, долговечность и большое число срабатываний. Прежде всего они должны найти применение в полупроводниковой преобразовательной технике. Если такой бесконтактный выключатель ставится на входе выпрямителя, то на него целесообразно возложить также функции регулирования, а блок выпрямления собрать на неуправляемых вентилях, что уменьшит его габариты и стоимость.

Рассмотрим систему управления выпрямительным агрегатом, схема которого показана на рис. 4\*.

В исследованных ранее выпрямителях с обычными тиристорами, включенными встречно-параллельно на первичной стороне трансформатора, применялись шестиканальные схемы управления. Неизбежная при этом несимметрия углов отпирания  $\alpha$  внутри фазы приводила к появлению значительной постоянной составляющей в токе холостого хода трансформатора, т. е. к снижению коэффициента мощности и увеличению пусковых токов выпрямителя. Величина постоянной составляющей тока холостого хода зависит также от абсолютной величины угла  $\alpha$  и при несимметрии в несколько градусов составляет обычно десятые доли от действующего значения тока холостого хода.

Для управления выпрямителем была применена схема, изложенная на рис. 5. Так как импульсы, отпирающие тиристор в обоих направлениях, формируются здесь в одном и том же канале, то внутрифазовый разбаланс углов  $\Delta\alpha$  практически определяется лишь качеством синхронизатора и симметрией сетевого напряжения. С помощью измерительной схемы, чувствительность которой была не ниже 1 эл. град несимметрию углов  $\alpha$  обнаружить не удалось. Постоянная составляющая тока холостого хода в экспериментальной установке находилась в пределах 10—400 мА (при его номинальном значении 4,6 а) и практически не снижала коэффициент мощности.

\* Анализ режимов работы агрегата и его регулировочные характеристики даны в [Л. 6 и 7].

В отличие от обычных схем управления схема, показанная на рис. 5, выдает на выходе каждого канала два импульса за период. Для разряда конденсатора имеется временной промежуток в 60 эл. град, а для формирования пики — промежуток 120 эл. град. Этого достаточно для полной глубины регулирования. В многоканальных генераторах управляющих импульсов подобного типа наблюдаются начальные потери угла порядка 40—60 эл. град. Для устранения этого явления каналы в данной схеме развязаны по входу управления с помощью многообмоточного трансформатора, и усиление сигнала рассогласования ведется с промежуточным преобразованием.

Рассматриваемый выпрямитель на холостом ходу и при малых нагрузках имеет критический угол регулирования  $\alpha_{kp}$ . Если ток холостого хода больше удерживающего тока тиристора (как правило, это так), то тиристор  $A$ , сдав нагрузку тиристору  $B$ , не выключается, а продолжает пропускать ток холостого хода. Тиристор гаснет в момент естественной коммутации, если ток нагрузки больше тока холостого хода тиристора. В другом направлении тиристор может быть снова включен очередным управляющим импульсом. Если ток нагрузки меньше тока холостого хода тиристора, его режим становится подобным работе на линейную комплексную нагрузку [Л. 4].

При неучете потерь в трансформаторе и удерживающего тока тиристора критический угол регулирования на холостом ходу составляет  $\alpha_{kp}=60^\circ$ . Практически на холостом ходу  $\alpha_{kp}=40 \div 45^\circ$  и уменьшается до нуля с увеличением нагрузки. При  $\alpha < \alpha_{kp}$  регулирование невозможно. При достаточно широких импульсах тиристоры включаются не их передним фронтом, а при  $\alpha = \alpha_{kp}$ ; при узких импульсах выпрямитель выпадает из режима.

Схема на рис. 5, будучи включенной в замкнутую систему автоматической стабилизации, не обеспечивает работу выпрямителя на холостом ходу и вблизи него. В этой области она годится лишь для ручного управления. Если же необходима стабилизация и здесь, то выходные каскады, выполненные по схеме Моргана [Л. 2], следует заменить на такие, которые могут формировать импульсы с длительностью  $\lambda_i \geq 2 \alpha_{kp}$ . Следует только иметь в виду, что максимальный угол регулирования в этом случае не может превышать  $120^\circ - \lambda_i/4$ . Поэтому такой метод годится лишь для агрегатов с относительно небольшой глубиной регулирования (стабилизация напряжения).

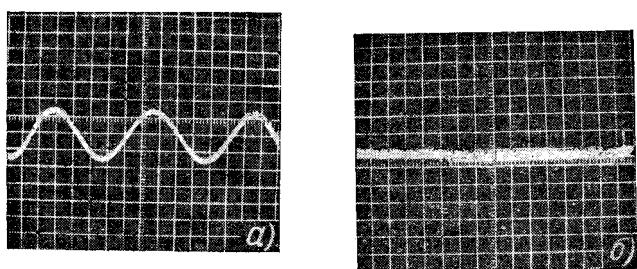


Рис. 3. Оциллограммы к схеме на рис. 2.  
а — напряжение на нагрузке (одно деление соответствует 100 в);  
б — напряжение на включенных тиристоре (одно деление соответствует 12 в).

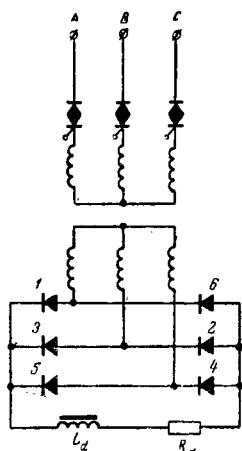


Рис. 4. Схема выпрямительного агрегата, регулируемого симметричными тиристорами на стороне переменного тока.

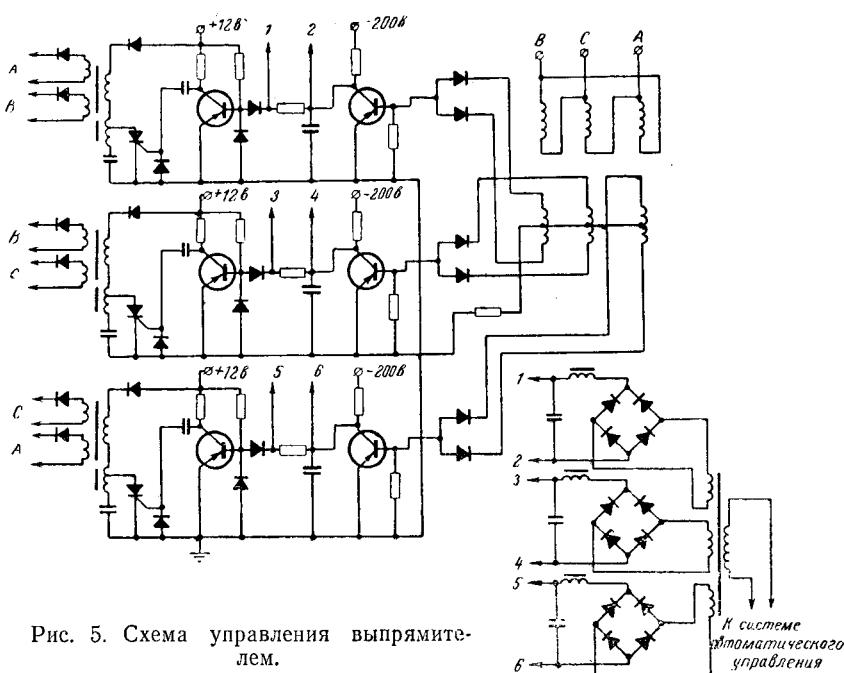


Рис. 5. Схема управления выпрямителем.

В общем случае должны применяться схемы управления с узкими выходными импульсами и синхронизацией от анодного напряжения тиристоров. Однако разработка таких схем наталкивается на трудности создания высокостабильных генераторов пилообразного напряжения на транзисторах.

В заключение следует отметить, что выпрямители, регулируемые тиристорами на стороне переменного тока, наиболее полно проявляют свои достоинства при глубоком регулировании. При  $\alpha > 60^\circ$  в обычных выпрямителях сглаживающий реактор в определенные доли периода возвращает накопленную энергию в питающую сеть. В рассмотренном выпрямителе эта энергия расходуется только на поддержание тока нагрузки. В результате уменьшаются пульсации и увеличивается к. п. д. агрегата.

#### Литература

- Думаневич А. Н., Евсеев Ю. А., Ситник Н. Х. и Челноков В. Е., Симметричные тиристоры, сб. «Силовая полупроводниковая техника», изд. ВНИИЭМ, вып. III, 1965.

2. Кремниевые управляемые вентили — тиристоры (технический справочник), пер. с англ. под ред. В. А. Лабунцова и А. Ф. Свиридова, Госэнергоиздат, 1964.

3. Neřman J., Šulc P., Bezkontaktní spinače s tyristory, Elektrotechnik, Praha, 1965, № 1.

4. Булгаков А. А., Основы динамики управляемых вентильных систем, Изд-во АН СССР, 1963.

5. Братолюбов В. Б., Ситник Н. Х., Параметры и характеристики управляемых кремниевых вентилей, сб. «Силовая полупроводниковая техника», изд. ВНИИЭМ, вып. II, 1964.

6. Богрый В. С., Работа выпрямителя, регулируемого тиристорами на стороне переменного тока, на активно-индуктивную нагрузку, сб. «Силовая полупроводниковая техника», изд. ВНИИЭМ, вып. IV, 1965.

7. Богрый В. С., Пульсация на выходе выпрямителя, регулируемого тиристорами на стороне переменного тока, сб. «Силовая полупроводниковая техника», изд. ВНИИЭМ, вып. IV, 1965.

[28.4.1965]



**Слава великому советскому народу — доблестному строителю коммунизма, мужественному борцу за свободу, мир и счастье всех людей на земле!**

(Из Призывов ЦК КПСС к 1 Мая 1966 г.)

# Силовые кремниевые диффузионные симметричные вентили (тиристоры) типа ВКДУС

А. Н. ДУМАНЕВИЧ, Ю. А. ЕВСЕЕВ, В. М. ТУЧКЕВИЧ, В. Е. ЧЕЛНОКОВ и Н. И. ЯКИВЧИК

В 1964 г. Мордовский научно-исследовательский электротехнический институт, Физико-технический институт имени Иоффе АН СССР и завод «Электровыпрямитель» разработали и внедрили в серийное производство новые силовые кремниевые диффузионные симметричные вентили (тиристоры) на средние значения рабочих токов до 150 а и напряжения переключения до 600 в [Л. 1 и 2]. В статье приводятся некоторые результаты исследований физических свойств и номинальные параметры этих тиристоров.

**Конструкция вентильного элемента тиристора.** Вентильный элемент тиристора имеет пятислойную структуру типа  $n-p-n-p-n$ , состоящую из четырех  $p-n$  переходов (рис. 1). Крайние  $p-n$  переходы зашунтированы металлическими контактами. К верхней  $p$ -области присоединен управляющий электрод УЭ. Устранение термонапряжений в кремниевой пластинке осуществляется, как и в неуправляемых кремниевых вентилях, с помощью термокомпенсирующих вольфрамовых электродов [Л. 3].

Вентильный элемент с пятислойной структурой изготавливается методом последовательной диффузии бора, алюминия и фосфора в монокристаллическую пластинку кремния с использованием селективной защиты. Процесс диффузии проводится без применения защитной атмосферы. Удельное сопротивление исходного кремния составляет 20—40 ом·см. Диаметр пластинки 25 мм, толщина 0,35 мм. Токоотводящие контакты образуются путем нанесения никелевого покрытия химическим способом [Л. 3].

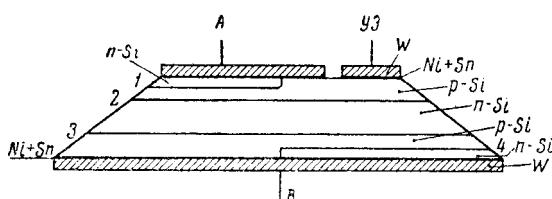


Рис. 1. Схематический разрез вентильного элемента тиристора типа ВКДУС.

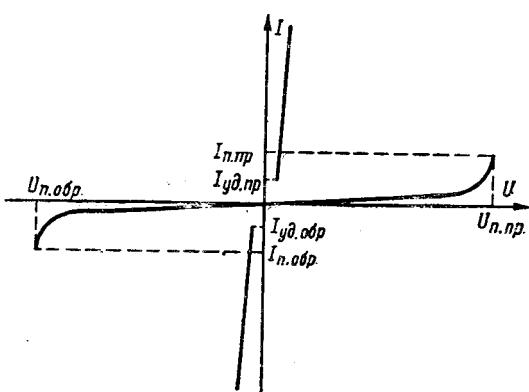


Рис. 2. Вольт-амперная характеристика.

Метод шунтирования эмиттерного перехода, примененный впервые в конструкции вентильного элемента тиристора типа ВКДУ [Л. 4], используется в данном случае как для повышения напряжения переключения и температурной стабилизации его величины [Л. 4], так и для получения симметричной относительно начала координат вольт-амперной характеристики.

**Вольт-амперная характеристика симметричного тиристора.** Если электрод  $A$  (рис. 1) имеет отрицательный потенциал относительно электрода  $B$ , то в прямом направлении будет включена левая половина вентильного элемента, имеющая четырехслойную структуру типа  $n-p-n-p$  ( $p-n$  переходы 1, 2, 3). Правая половина элемента, у которой структура также четырехслойная ( $p-n$  переходы 2, 3, 4), будет включена в обратном направлении. При обратной полярности приложенного напряжения  $p-n$  переходы 2, 3, 4 будут включены в прямом направлении, а  $p-n$  переходы 1, 2, 3 — в обратном. Таким образом, при обеих полярностях приложенного напряжения вольт-амперная характеристика выпрямительного элемента с пятислойной структурой (рис. 2) будет аналогична прямой ветви вольт-амперной характеристики вентиля с четырехслойной структурой.

В прямом и обратном направлениях симметричный тиристор характеризуется следующими величинами: напряжением переключения  $U_n$  при рабочей температуре (максимальное значение), током переключения  $I_n$  в состоянии с низкой проводимостью (среднее значение), номинальным током  $I_n$  (среднее значение) и прямым падением напряжения  $\Delta U$  в состоянии с высокой проводимостью (среднее значение). У симметричных тиристоров удерживающий ток  $I_{ud}$ , т. е. ток, при котором вентиль еще остается в открытом состоянии, меньше тока переключения. За номинальное рабочее напряжение  $U_n$  в обоих направлениях принимается напряжение, равное 70% от напряжения переключения.

У симметричных тиристоров, как и у тиристоров с четырехслойной структурой, с повышением температуры прямое падение напряжения уменьшается (рис. 3). Температурный коэффициент прямого падения напряжения составляет 1,8—2,2 мв/°С. Зависимость наклона вольт-амперных характеристик, т. е. дифференциального (так называемого «остаточного») сопротивления от температуры (рис. 4), имеет такой же характер, как для неуправляемых и управляемых кремниевых вентиляй [Л. 3 и 4]. Токи утечки вентиля в обоих направлениях, обусловленные в основном обратными токами коллекторных переходов, с увеличением температуры растут, как обычно, по экспоненциальному закону. Температурные зависимости напряжения и тока переключения (рис. 5) также не отличаются от аналогичных кривых для управляемых вентиляй [Л. 4]. С ростом температуры уменьшаются (рис. 6) удерживающий ток и соответствующее ему удер-

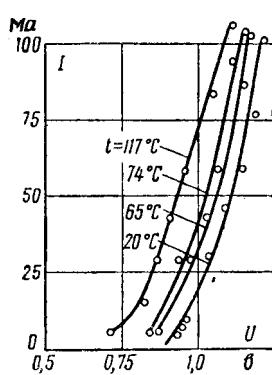


Рис. 3. Прямая ветвь вольт-амперной характеристики открытого вентиля при разных температурах.

живающее напряжение. Температурный коэффициент для удерживающего тока составляет  $1-2 \text{ мА/}^{\circ}\text{C}$ , а для удерживающего напряжения  $3-3,3 \text{ мВ/}^{\circ}\text{C}$ .

**Управление вентилями.** Управление вентилем при работе его на обеих ветвях вольт-амперной характеристики производится с помощью одного управляющего электрода, выведенного от верхней  $p$ -базы. Управляющий электрод имеет положительный потенциал относительно электрода  $A$ . Механизм управления симметричным тиристором,

когда работает левая часть вентильного элемента (на электрод  $A$  подано напряжение отрицательной полярности), такой же, как и для обычного вентиля, имеющего четырехслойную структуру.

При работе правой половины вентильного элемента, когда на электрод  $A$  подано напряжение положительной полярности, ток управления протекает в эмиттерной области  $1-2$ . Часть тока управления, проходящего через  $p-n$  переход  $1$ , запертым внешним напряжением, смешает его в прямом направлении. Инжектированный  $p-n$  переходом  $1$  электронный ток попадает в базовую область  $2-3$  правой половины вентильного элемента. Этот ток изменяет напряжение переключения правой половины элемента, действуя таким образом, как если бы к области  $2-3$  был присоединен управляющий электрод. После отпирания вентиля  $p-n$  переход  $1$  опять оказывается смешенным в обратном направлении.

Ток управления, необходимый для уменьшения напряжения переключения в обратном направлении, намного больше, чем для прямого направления (рис. 7), так как для отпирания правой половины вентильного элемента используется только часть тока управления. При этом ток управления имеет ту же полярность, что и при работе левой половины элемента.

Если управляющий электрод обладает инжекционными свойствами (т. е. если он имеет  $p-n$  переход), то возможности управления вентилями с пятислойной структурой расширяются: оказывается возможным изменять напряжение переключения с помощью отрицательного тока управления. При работе левой половины вентильного элемента управляющий электрод является как бы эмиттером

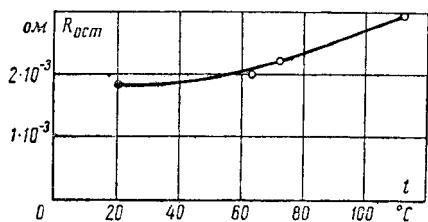


Рис. 4. Зависимость остаточного сопротивления вентиля от температуры.

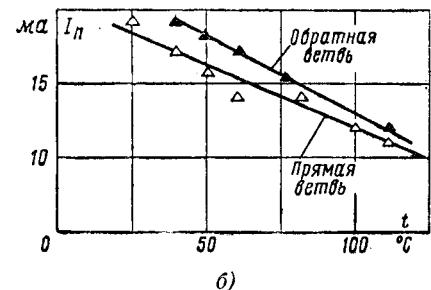
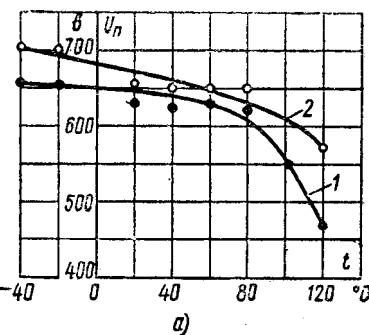


Рис. 5. Зависимости от температуры максимального напряжения (а) и тока (б) переключения вентиля.  
1 — прямая ветвь; 2 — обратная ветвь.

и инжектирует электроны в базовую область. При обратной полярности приложенного напряжения, когда работает правая половина элемента, управляющий электрод инжектирует электроны в эмиттерную область, играя в данном случае роль эмиттерного  $p-n$  перехода, отпираемого напряжением управления. Инжектируемые электроны проходят через  $p-n$  переход  $2$  и попадают в базовую область  $2-3$ . Экспериментальные исследования показали, что характеристики управления при отрицательном токе управления такие же, как на рис. 7.

Эффект так называемого «самоуправления» вентиля с четырехслойной структурой, т. е. уменьшения напряжения переключения до незначительной величины при соединении управляющего электрода с нижним эмиттером, известен [Л. 3]. Он объясняется увеличением тока в эмиттерном  $p-n$  переходе  $1$ , проходящем через замыкающую цепь и сопротивление растекания тонкой базовой области и контакта управляющего электрода (область  $1-2$  на рис. 1). В симметричном тиристоре с пятислойной структурой эффект самоуправления может возникать только при работе левой половины вентильного элемента (напряжение приложено в прямом направлении). Если же управляющий электрод обладает инжекционными свойствами, то эффект самоуправления может наблюдаться и при обратном направлении напряжения, приложенного к вентилю. Если в этом случае ток управления отрицательный, то управляющий электрод инжектирует электроны в эмиттерную область, в результате чего напряжение переключения в обратном направлении снижается. У исследованных симметричных тиристоров типа ВКДУС напряжение переключения при самоуправлении составило 15—30 в.

Для вентиляй типа ВКДУС мощность, рассеиваемая в цепи управления, не должна превы-

# Силовые кремниевые диффузионные симметричные вентили (тиристоры) типа ВКДУС

А. Н. ДУМАНЕВИЧ, Ю. А. ЕВСЕЕВ, В. М. ТУЧКЕВИЧ, В. Е. ЧЕЛНОКОВ и Н. И. ЯКИВЧИК

В 1964 г. Мордовский научно-исследовательский электротехнический институт, Физико-технический институт имени Иоффе АН СССР и завод «Электровыпрямитель» разработали и внедрили в серийное производство новые силовые кремниевые диффузионные симметричные вентили (тиристоры) на средние значения рабочих токов до 150 а и напряжения переключения до 600 в [Л. 1 и 2]. В статье приводятся некоторые результаты исследований физических свойств и номинальные параметры этих тиристоров.

**Конструкция вентильного элемента тиристора.** Вентильный элемент тиристора имеет пятислойную структуру типа  $n-p-n-p-n$ , состоящую из четырех  $p-n$  переходов (рис. 1). Крайние  $p-n$  переходы зашунтированы металлическими контактами. К верхней  $p$ -области присоединен управляющий электрод УЭ. Устранение термонапряженний в кремниевой пластинке осуществляется, как и в неуправляемых кремниевых вентилях, с помощью термокомпенсирующих вольфрамовых электродов [Л. 3].

Вентильный элемент с пятислойной структурой изготавливается методом последовательной диффузии бора, алюминия и фосфора в монокристаллическую пластинку кремния с использованием селективной защиты. Процесс диффузии проводится без применения защитной атмосферы. Удельное сопротивление исходного кремния составляет 20—40 ом·см. Диаметр пластинки 25 мм, толщина 0,35 мм. Токоотводящие контакты образуются путем нанесения никелевого покрытия химическим способом [Л. 3].

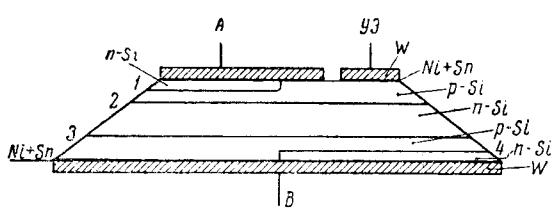


Рис. 1. Схематический разрез вентильного элемента тиристора типа ВКДУС.

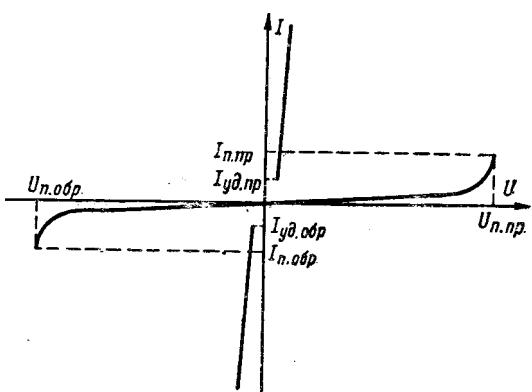


Рис. 2. Вольт-амперная характеристика.

Метод шунтирования эмиттерного перехода, примененный впервые в конструкции вентильного элемента тиристора типа ВКДУ [Л. 4], используется в данном случае как для повышения напряжения переключения и температурной стабилизации его величины [Л. 4], так и для получения симметричной относительно начала координат вольт-амперной характеристики.

**Вольт-амперная характеристика симметричного тиристора.** Если электрод  $A$  (рис. 1) имеет отрицательный потенциал относительно электрода  $B$ , то в прямом направлении будет включена левая половина вентильного элемента, имеющая четырехслойную структуру типа  $n-p-n-p$  ( $p-n$  переходы 1, 2, 3). Правая половина элемента, у которой структура также четырехслойная ( $p-n$  переходы 2, 3, 4), будет включена в обратном направлении. При обратной полярности приложенного напряжения  $p-n$  переходы 2, 3, 4 будут включены в прямом направлении, а  $p-n$  переходы 1, 2, 3 — в обратном. Таким образом, при обеих полярностях приложенного напряжения вольт-амперная характеристика выпрямительного элемента с пятислойной структурой (рис. 2) будет аналогична прямой ветви вольт-амперной характеристики вентиля с четырехслойной структурой.

В прямом и обратном направлениях симметричный тиристор характеризуется следующими величинами: напряжением переключения  $U_{п}$  при рабочей температуре (максимальное значение), током переключения  $I_{п}$  в состоянии с низкой проводимостью (среднее значение), номинальным током  $I_{н}$  (среднее значение) и прямым падением напряжения  $\Delta U$  в состоянии с высокой проводимостью (среднее значение). У симметричных тиристоров удерживающий ток  $I_{уд}$ , т. е. ток, при котором вентиль еще остается в открытом состоянии, меньше тока переключения. За номинальное рабочее напряжение  $U_{н}$  в обоих направлениях принимается напряжение, равное 70% от напряжения переключения.

У симметричных тиристоров, как и у тиристоров с четырехслойной структурой, с повышением температуры прямое падение напряжения уменьшается (рис. 3). Температурный коэффициент прямого падения напряжения составляет 1,8—2,2 мв/°С. Зависимость наклона вольт-амперных характеристик, т. е. дифференциального (так называемого «остаточного») сопротивления от температуры (рис. 4), имеет такой же характер, как для неуправляемых и управляемых кремниевых вентилей [Л. 3 и 4]. Токи утечки вентиля в обоих направлениях, обусловленные в основном обратными токами коллекторных переходов, с увеличением температуры растут, как обычно, по экспоненциальному закону. Температурные зависимости напряжения и тока переключения (рис. 5) также не отличаются от аналогичных кривых для управляемых вентилей [Л. 4]. С ростом температуры уменьшаются (рис. 6) удерживающий ток и соответствующее ему удер-

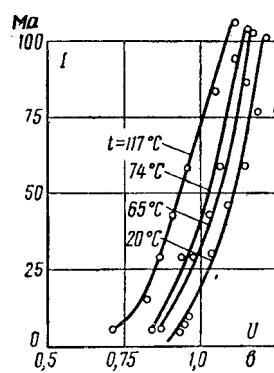


Рис. 3. Прямая ветвь вольт-амперной характеристики открытого вентиля при разных температурах.

живающее напряжение. Температурный коэффициент для удерживающего тока составляет  $1-2 \text{ мА}^{\circ}\text{C}$ , а для удерживающего напряжения  $3-3,3 \text{ мВ}^{\circ}\text{C}$ .

#### Управление вентилями.

Управление вентилем при работе его на обеих ветвях вольт-амперной характеристики производится с помощью одного управляющего электрода, выведенного от верхней  $p$ -базы. Управляющий электрод имеет положительный потенциал относительно электрода  $A$ . Механизм управления симметричным тиристором,

когда работает левая часть вентильного элемента (на электрод  $A$  подано напряжение отрицательной полярности), такой же, как и для обычного вентиля, имеющего четырехслойную структуру.

При работе правой половины вентильного элемента, когда на электрод  $A$  подано напряжение положительной полярности, ток управления протекает в эмиттерной области  $1-2$ . Часть тока управления, проходящего через  $p-n$  переход  $1$ , запертый внешним напряжением, смешает его в прямом направлении. Инжектированный  $p-n$  переходом  $1$  электронный ток попадает в базовую область  $2-3$  правой половины вентильного элемента. Этот ток изменяет напряжение переключения правой половины элемента, действуя таким образом, как если бы к области  $2-3$  был присоединен управляющий электрод. После отпирания вентиля  $p-n$  переход  $1$  опять оказывается смещенным в обратном направлении.

Ток управления, необходимый для уменьшения напряжения переключения в обратном направлении, намного больше, чем для прямого направления (рис. 7), так как для отпирания правой половины вентильного элемента используется только часть тока управления. При этом ток управления имеет ту же полярность, что и при работе левой половины элемента.

Если управляющий электрод обладает инжекционными свойствами (т. е. если он имеет  $p-n$  переход), то возможности управления вентилями с пятислойной структурой расширяются: оказывается возможным изменять напряжение переключения с помощью отрицательного тока управления. При работе левой половины вентильного элемента управляющий электрод является как бы эмиттером

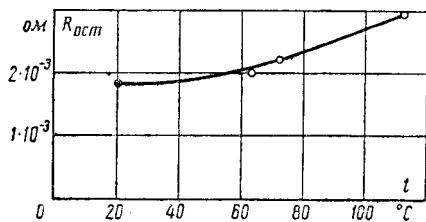


Рис. 4. Зависимость остаточного сопротивления вентиля от температуры.

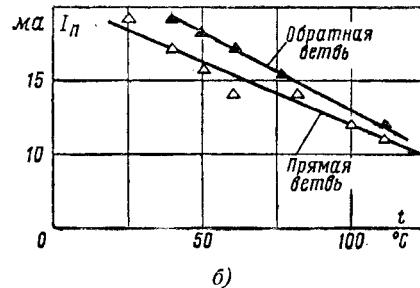
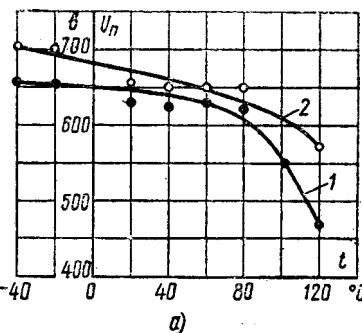


Рис. 5. Зависимости от температуры максимального напряжения (а) и тока (б) переключения вентиля.

1 — прямая ветвь; 2 — обратная ветвь.

и инжектирует электроны в базовую область. При обратной полярности приложенного напряжения, когда работает правая половина элемента, управляющий электрод инжектирует электроны в эмиттерную область, играя в данном случае роль эмиттерного  $p-n$  перехода, отпираемого напряжением управления. Инжектируемые электроны проходят через  $p-n$  переход  $2$  и попадают в базовую область  $2-3$ . Экспериментальные исследования показали, что характеристики управления при отрицательном токе управления такие же, как на рис. 7.

Эффект так называемого «самоуправления» вентиля с четырехслойной структурой, т. е. уменьшения напряжения переключения до незначительной величины при соединении управляющего электрода с нижним эмиттером, известен [Л. 3]. Он объясняется увеличением тока в эмиттерном  $p-n$  переходе  $1$ , проходящем через замыкающую цепь и сопротивление растекания тонкой базовой области и контакта управляющего электрода (область  $1-2$  на рис. 1). В симметричном тиристоре с пятислойной структурой эффект самоуправления может возникать только при работе левой половины вентильного элемента (напряжение приложено в прямом направлении). Если же управляющий электрод обладает инжекционными свойствами, то эффект самоуправления может наблюдаться и при обратном направлении напряжения, приложенного к вентилю. Если в этом случае ток управления отрицательный, то управляющий электрод инжектирует электроны в эмиттерную область, в результате чего напряжение переключения в обратном направлении снижается. У исследованных симметричных тиристоров типа ВКДУС напряжение переключения при самоуправлении составило  $15-30$  в.

Для вентиля типа ВКДУС мощность, рассеиваемая в цепи управления, не должна превы-

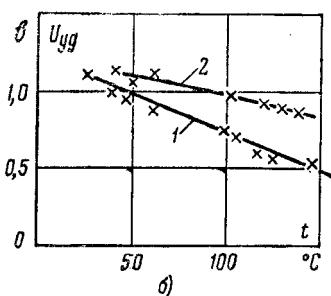
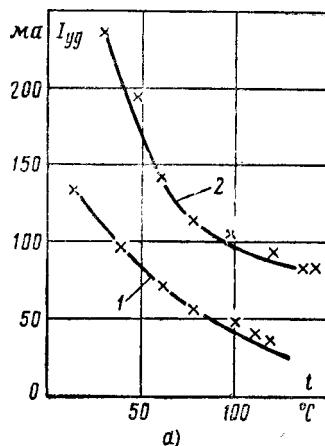


Рис. 6. Зависимости от температуры удерживающего тока (а) и удерживающего напряжения (б).  
1 — прямая ветвь; 2 — обратная ветвь.

шать в импульсе 40 вт. Допустимое амплитудное значение напряжения управляющего импульса — не более 20 в. Обычно напряжение управляющего импульса, при котором вольт-амперная характеристика тиристора спрямляется, составляет 1—2 в при токе около 100 ма и длительности импульса тока управления 20 мкесек. Значение тока управления, соответствующего спрямлению вольт-амперной характеристики, зависит от длительности импульса. Однако при длительностях импульса, больших 10 мкесек, эти токи и напряжения управления практически не изменяются. При длительности импульса менее 10 мкесек амплитуда импульса тока управления возрастает обратно пропорционально уменьшению его длительности.

**Классификация и основные параметры вентилей типа ВКДУС.** Напряжения переключения вентиля в обоих направлениях определяются при осциллографировании на однополупериодной схеме прямой и обратной ветвей вольт-амперной характеристики вентиля, нагретого до температуры 110° С. За номинальное напряжение вентиля принимается напряжение, равное 70% от определенных таким образом напряжений переключения. В случае неравенства напряжений переключения в разных направлениях номинальное напряжение определяется по меньшему из них. В зависимости от величины номинального напряжения вентили типа ВКДУС делятся на указанные в табл. 1 семь классов.

Таблица 1

Класс вентиля	0,5	1	2	3	4	5	6
Номинальное напряжение вентиля, в амп	50	100	200	300	400	500	600

При температуре 110° С средние значения тока утечки вентилей в обоих направлениях не превышают 20 ма, а их типичные значения составляют несколько миллиампер.

Номинальный ток при работе на активную нагрузку, также определяемый по однополупериодной схеме, зависит от способа охлаждения. При любом способе охлаждения номинальному току соответствует температура вентильного элемента, не превышающая 110° С. В табл. 2 указаны номинальные токи при работе вентиля в любом направлении.

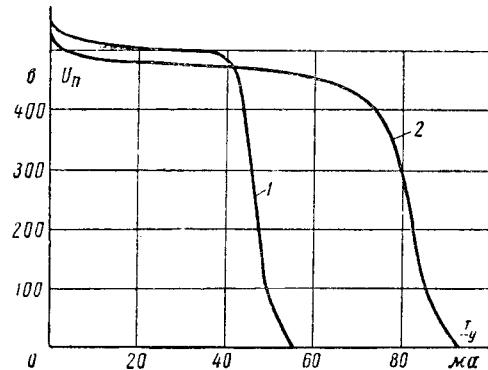


Рис. 7. Типичные зависимости напряжения переключения вентилей типа ВКДУС от тока управления при обеих полярностях приложенного внешнего напряжения.

Температура охлаждающего воздуха считается не более 40° С, а температура охлаждающей воды — не более 70° С. Перепад температур между выпрямительным элементом и основанием корпуса вентиля составляет 16—20° С.

Таблица 2

Тип вентиля	Способ охлаждения	Скорость движения охлаждающего воздуха, м/сек	Номинальный ток, а
ВКДУС-50	Естественное с радиатором	0	25
	Воздушное принудительное	5	40
	То же	10	50
ВКДУС-75	Естественное с радиатором	0	28
	Воздушное принудительное	5	60
	То же	10	75
ВКДУС-100	Естественное с радиатором	0	30
	Воздушное принудительное	5	75
	То же	10	100
ВКДУСВ-100	Водяное без циркуляции воды	—	15
	Водяное с расходом воды не менее 2 л/мин	—	75
	Водяное с расходом воды не менее 3 л/мин	—	100
	Водяное без циркуляции воды	—	20
	Водяное с расходом воды не менее 2 л/мин	—	125
ВКДУСВ-150	Водяное с расходом воды не менее 3 л/мин	—	150

В табл. 3 указаны допускаемые значения прямых падений напряжения для вентилей различных типов.

Таблица 3

Тип вентиля	Номинальный ток, а	Прямое падение напряжения при номинальном токе, в, до
ВКДУС-50	50	1,25
ВКДУС-75	75	0,9
ВКДУС-100	100	0,75
ВКДУСВ-100	100	1,25
ВКДУСВ-150	150	0,9

При отсутствии выравнивающих устройств допускается параллельное соединение вентилей без снижения величины выпрямленного тока при условии синхронной работы цепей управления и оди-

наковых величинах прямого падения напряжения. При разбросе прямых падений напряжения следует соответственно снижать величину выпрямленного тока или применять выравнивающие устройства. При последовательном соединении вентилями необходимо применять устройства, выравнивающие напряжения между вентилями.

Симметричные тиристоры могут работать в так называемом режиме контактора, т. е. либо пропускать в цепь переменный ток, либо запирать цепь. При пропускании переменного тока через вентиль работают обе половины вентильного элемента. Допустимый средний ток в каждом направлении будет при этом меньше, чем при работе вентиля в одном направлении. Эффективное значение допускаемого тока при работе вентиля в режиме контактора в 1,5 раза превышает его номинальный ток (среднее значение).

При эксплуатации вентилями допускаются кратковременные перегрузки по току на 25% от номинального значения в течение 30 сек и на 100% в течение 1 сек. Время включения вентилями составляет не более 10 мксек, время восстановления — не более 25 мксек.

Вентили серии ВКДУС — ВКДУСВ могут применяться при частотах переменного тока не более 500 гц. Допускается работа вентилями ВКДУС при температурах охлаждающего воздуха от —40 до 110° С и вентилями ВКДУСВ — при температурах охлаждающей воды от 5 до 70° С.

Относительная влажность окружающей среды не должна превышать 98%, а величина атмосферного давления должна находиться в пределах от 600 до 1500 мм рт. ст. Допускаются длительные вибрации и сильные удары. Корпус вентиля типа ВКДУС является герметичным, влаго- и коррозионностойким, однако он не рассчитан на работу в химических активных средах.

#### Литература

1. Грехов И. В., Думаневич А. Н., Евсеев Ю. А., Крылов Л. Н., Лебедев А. А., Линийчук И. А., Тучкевич В. М., Челноков В. Е., Шуман В. Б. и Якивчик Н. И., Исследование некоторых свойств пятислойных кремниевых структур типа *p-n-p-n-p*, Доклад на второй Всесоюзной конференции по *p-n* переходам, Рига, 1964.

2. Грехов И. В., Думаневич А. Н., Евсеев Ю. А., Крылов Л. Н., Лебедев А. А., Линийчук И. А., Уваров А. И., Тучкевич В. М., Челноков В. Е., Шуман В. Б. и Якивчик Н. И., О вольт-амперной характеристике кремниевых диффузионных пятислойных структур типа *p-n-p-n-p*, Доклад на второй Всесоюзной конференции по *p-n* переходам, Рига, 1964.

3. Грехов И. В., Крылов Л. Н., Линийчук И. А., Тучкевич В. М., Челноков В. Е. и Шуман В. Б., Мощные диффузионные кремниевые вентили, «Электросвязь», 1963, № 11.

4. Грехов И. В., Крылов Л. Н., Линийчук И. А., Тучкевич В. М., Челноков В. Е., Шуман В. Б. и Якивчик Н. И., Тиристоры серии ВКДУ на токи 50—200 а, сб. «Электроприводы с полупроводниковым управлением», изд-во «Энергия», 1964.

[4.2.1965]



УДК 621.391.3

## Влияние коротких замыканий линии электропередачи на затухание высокочастотных каналов связи по этой линии

Кандидат техн. наук Г. В. МИКУЦКИЙ  
ВНИИЭ

Вопрос об увеличении затухания высокочастотных каналов на линиях электропередачи при различных видах коротких замыканий на линии в последнее время приобрел особый интерес в связи со все большим распространением устройств телеотключения. В ряде случаев для правильной работы устройств системной автоматики необходима надежная передача сигналов высокочастотного телераспределения по поврежденной линии, т. е. через место короткого замыкания. Вопрос этот частично исследовался еще в 1932 г. [Л. 1], однако тогда было рассмотрено лишь ограниченное количество видов коротких замыканий и только для случая, когда в провода линии посыпался симметричный трехфазный ток высокой частоты.

Наиболее полные экспериментальные исследования прироста затухания при коротких замыканиях приведены в [Л. 2]. Но выводы [Л. 2] не могут считаться бесспорными, так как они не подтверждены теоретическими расчетами. Кроме того, вывод автора [Л. 2] о том, что однофазное короткое замыкание на землю рабочей фазы в средней части длинной линии не вызывает увеличения затухания,

расходится с теоретическими выводами, данными в [Л. 1], и с результатами измерений, проведенных автором данной работы.

В связи с этим был выполнен теоретический анализ влияния коротких замыканий на затухание высокочастотных каналов связи для двух схем при соединения высокочастотной аппаратуры, а именно: фаза — земля и фаза — фаза. Анализ базируется на исследовании эквивалентных схем входных сопротивлений электрически длинных симметричных линий электропередачи. В статье приводятся также результаты измерений прироста затухания высокочастотных каналов фаза — земля и фаза — фаза, проведенных на одноцепной линии 110 кв на разных рабочих частотах.

**Эквивалентные схемы входного сопротивления электрически длинной трехпроводной линии.** Для расчета затухания, вносимого в канал высокочастотной связи повреждением в средней части достаточно длинной линии электропередачи, можно воспользоваться методом эквивалентного генератора. Для этого необходимо левую и правую части линии, разделенные местом короткого замыкания, заме-

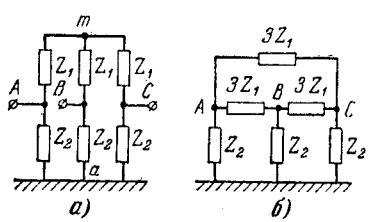


Рис. 1. Эквивалентные схемы входных сопротивлений симметричной трехпроводной линии.

нить эквивалентными схемами из сосредоточенных элементов.

Для рассмотрения процессов на входе трехпроводной линии, расположенной вблизи поверхности земли, линия может быть заменена эквивалентной схемой из сосредоточенных сопротивлений.

Для симметричной трехпроводной линии эквивалентные схемы без учета внешних сопротивлений, подключаемых к фазным проводам на данном конце, имеют вид, показанный на рис. 1.

При питании линии симметричным трехфазным напряжением точки  $a$  и  $m$  эквипотенциальны, так что

$$\frac{Z_1 Z_2}{Z_1 + Z_2} = Z_\phi, \quad (1)$$

где  $Z_\phi$  — волновое сопротивление для симметричной волны (на фазу).

При питании линии по схеме 3 фазы — земля точки  $A$ ,  $B$ , и  $C$  эквипотенциальны, откуда

$$\frac{1}{3} Z_2 = \frac{1}{3} Z_0$$

или

$$Z_2 = Z_0, \quad (2)$$

где  $Z_0$  — волновое сопротивление для волны нулевой последовательности (на фазу).

Из уравнений (1) и (2) имеем:

$$\left. \begin{aligned} Z_1 &= \frac{Z_0 Z_\phi}{Z_0 - Z_\phi} \\ Z_2 &= Z_0. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Для рассмотрения процессов в средней части длинной линии при всех видах присоединения можно пренебречь волной нулевой последовательности. При этом генерирующую (левую) часть линии можно заменить эквивалентным генератором с системой внутренних сопротивлений и э. д. с., а приемную (правую) часть линии — системой из сосредоточенных сопротивлений, как показано на рис. 2. Поскольку введенные в схему э. д. с. обусловлены только междуфазными составляющими, то

$$\dot{E}_A + \dot{E}_B + \dot{E}_C = 0. \quad (4)$$

Соотношения между э. д. с.  $\dot{E}_A$ ,  $\dot{E}_B$  и  $\dot{E}_C$  зависят от схемы присоединения.

Схема рис. 3 является расчетной для определения затухания, вносимого повреждениями на отмеченном участке. При отсутствии повреждения каждая из э. д. с. вдвое больше потенциала соответствующего провода по отношению к земле, т. е.

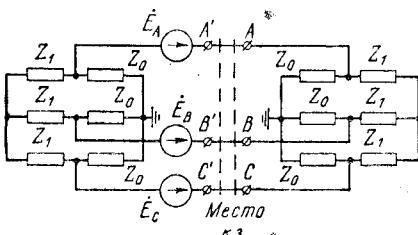


Рис. 2. Эквивалентная схема для расчета затухания, вносимого повреждениями на линии.

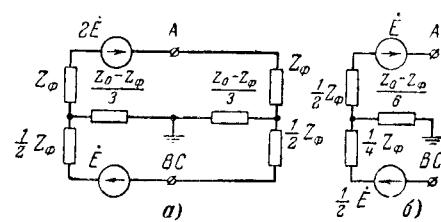


Рис. 3. Расчетные схемы для передачи фаза — земля.  
а — общая; б — для повреждений без обрывов фаз.

$$\dot{U}_A = \frac{1}{2} \dot{E}_A; \quad \dot{U}_B = \frac{1}{2} \dot{E}_B; \quad \dot{U}_C = \frac{1}{2} \dot{E}_C. \quad (5)$$

**Расчет затухания, вносимого повреждениями на линии в канал фаза — земля.** При однофазном присоединении, например, к фазе  $A$ , фазы  $B$  и  $C$  находятся в одинаковых условиях, так что  $\dot{E}_B = \dot{E}_C$ . На передающем конце образуются три волны — прямой, обратной и нулевой последовательностей, причем прямая и обратная последовательности образуют одну междуфазовую волну.

В средней части длинной линии можно пренебречь напряжением волны нулевой последовательности и отраженными междуфазовыми волнами. При этих условиях согласно уравнения (4) получим:

$$\dot{E}_B = \dot{E}_C = -0,5 \dot{E}_A$$

или, принимая

$$\dot{E}_A = 2 \dot{E},$$

$$\dot{E}_B = \dot{E}_C = -\dot{E}. \quad (6)$$

При отсутствии повреждения напряжение фазы  $A$

$$\dot{U}_A = \dot{E}. \quad (7)$$

При наличии повреждения напряжение фазы  $A$  равно сумме напряжений волн всех трех последовательностей, так как в месте повреждения может возникнуть волна нулевой последовательности. Считая, что волна нулевой последовательности полностью затухает при распространении от места повреждения до приемного конца, можно написать следующее выражение для определения затухания, вносимого повреждением:

$$\Delta a = \ln \left| \frac{\dot{E}}{\dot{U}_{A_1} + \dot{U}_{A_2}} \right|, \quad (8)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \dot{U}_{A_1} &= \frac{1}{3} (\dot{U}_A + a \dot{U}_B + a^2 \dot{U}_C), \\ \dot{U}_{A_2} &= \frac{1}{3} (\dot{U}_A + a^2 \dot{U}_B + a \dot{U}_C), \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

$$a = e^{j \frac{2}{3} \pi}.$$

Напряжения, входящие в (9), определяются из расчетной схемы рис. 2, которая для случая однофазного присоединения с учетом (6) приводится к схеме рис. 3, а. Для всех видов повреждений без обрывов фаз схема рис. 3, а эквивалентна схеме рис. 3, б.

Рассмотрим несколько частных случаев.

1. *Короткое замыкание на землю рабочей фазы.* Расчетная схема для этого вида короткого замыкания

ния получается из схемы рис. 3,б при соединении точки  $A$  с землей.

Из расчета схемы рис. 3,б находим:

$$\dot{U}_A = 0; \quad \dot{U}_B = \dot{U}_C = -\frac{3}{2}E \frac{q_0}{q_0 + 2},$$

где

$$q_0 = Z_0/Z_\Phi.$$

Из уравнений (9) находим:

$$\dot{U}_{A_1} = \dot{U}_{A_2} = \frac{1}{2}E \frac{q_0}{q_0 + 2}.$$

По формуле (8)

$$\Delta a = \ln \frac{q_0 + 2}{q_0}. \quad (10)$$

Представляет также интерес отношение напряжения волны нулевой последовательности к суммарному напряжению междуфазовых волн в рабочем проводе в месте повреждения. Чем больше это отношение, тем большего отклонения фактического затухания от расчетного можно ожидать за счет интерференции междуфазовых волн и волны нулевой последовательности.

$$\dot{U}_0 = \frac{1}{3}(\dot{U}_A + \dot{U}_B + \dot{U}_C) = -E \frac{q_0}{q_0 + 2},$$

откуда

$$\frac{\dot{U}_0}{\dot{U}_\Phi} = -1. \quad (11)$$

**2. Обрыв рабочей фазы.** Эквивалентная схема для этого случая ясна из рис. 3,а. Напряжения фаз по отношению к земле определяются из выражений

$$\dot{U}_A = -E \frac{q_0 - 1}{2q_0 + 1}; \quad \dot{U}_B = \dot{U}_C = -E \frac{1}{2q_0 + 1},$$

откуда

$$\begin{aligned} \dot{U}_{A_1} &= \dot{U}_{A_2} = \frac{1}{2} \frac{E}{(2q_0 + 1)}, \\ \dot{U}_0 &= -E \frac{q_0}{2q_0 + 1} \end{aligned}$$

или

$$\left. \begin{aligned} \Delta a &= \ln(2q_0 + 1), \\ \frac{\dot{U}_0}{\dot{U}_\Phi} &= -q_0. \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Аналогичным образом можно рассмотреть другие случаи повреждений на линии. Линейные графы эквивалентных схем и полученные по ним формулы приведены в табл. 1. Там же даны значения прироста затухания и отношения  $\dot{U}_0/\dot{U}_\Phi$  для характерного значения  $q_0 = 1,7$ .

Металлические трехфазные короткие замыкания на симметричной трехпроводной линии вносят в высокочастотный канал бесконечно большое затухание. Поэтому в табл. 1 даны формулы для случая трехфазного короткого замыкания через переходное сопротивление. В случае трехфазного короткого замыкания на землю  $Z_n$  — переходное сопротивление каждой фазы на землю. В случае же трехфазного замыкания без земли  $Z_n$  — переходное сопротивление между фазами.

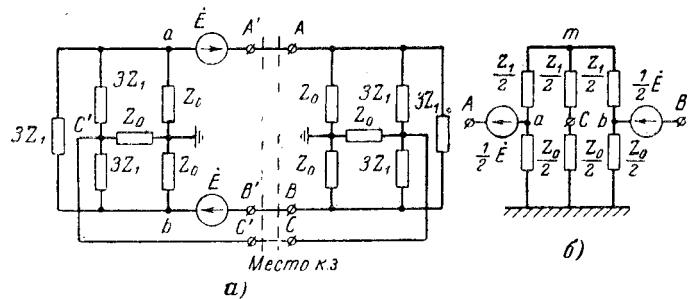


Рис. 4. Расчетные схемы для передачи фаза — фаза.  
а — общая; б — для повреждений без обрывов фаз.

Во всех случаях повреждений, охватывающих рабочую фазу, в месте повреждения возникает волна нулевой последовательности с напряжением, обратным по знаку напряжению междуфазовой волны. Поэтому затухание возрастает, когда расстояние места повреждения до приемного конца меньше [Л. 3]:

$$l = \frac{v_0 v_\Phi}{6f(v_\Phi - v_0)}, \quad (13)$$

где  $v_0$  и  $v_\Phi$  — скорости распространения соответствующих волн;  
 $f$  — рабочая частота канала.

При однофазных замыканиях и обрывах рабочей фазы максимального затухания можно ожидать на линиях с малым затуханием тракта нулевой последовательности. Это подтверждается измерениями, описанными в [Л. 4].

**Расчет затухания, вносимого повреждениями на линии в канал фаза — фаза.** Эквивалентная расчетная схема для системы передачи фаза — фаза, когда место повреждения достаточно удалено от концов линии, показана на рис. 4,а. Для всех случаев повреждений без обрывов фаз расчет можно вести на основании эквивалентной схемы, показанной на рис. 4,б. Прирост затухания определяется как логарифм отношения напряжений между рабочими фазами при отсутствии и при наличии повреждения на линии, т. е.

$$\Delta a = \ln \left| \frac{\dot{U}_{AB}}{\dot{U}_{AB}} \right|. \quad (14)$$

Рассмотрим случай короткого замыкания на землю одной из рабочих фаз. Расчетная схема получается из схемы рис. 4,б при соединении точки  $A$  с землей. В данном случае  $\dot{U}_{AB} = \dot{U}_B$ ; легко показать, что это напряжение определяется следующим выражением:

$$\dot{U}_{AB} = \frac{1}{2}E \frac{2q_0 + 1}{q_0 + 2},$$

откуда

$$\Delta a = \ln \frac{2(q_0 + 2)}{2q_0 + 1}. \quad (15)$$

Появление в месте повреждения волны нулевой последовательности в данном случае не сказывается на затухании канала, так как при междуфазовом присоединении волна нулевой последовательности не воспринимается приемником.

Аналогичные расчеты были выполнены для других случаев повреждения на линии. Результаты расчетов сведены в табл. 2. Для случаев повреж-

Таблица 1

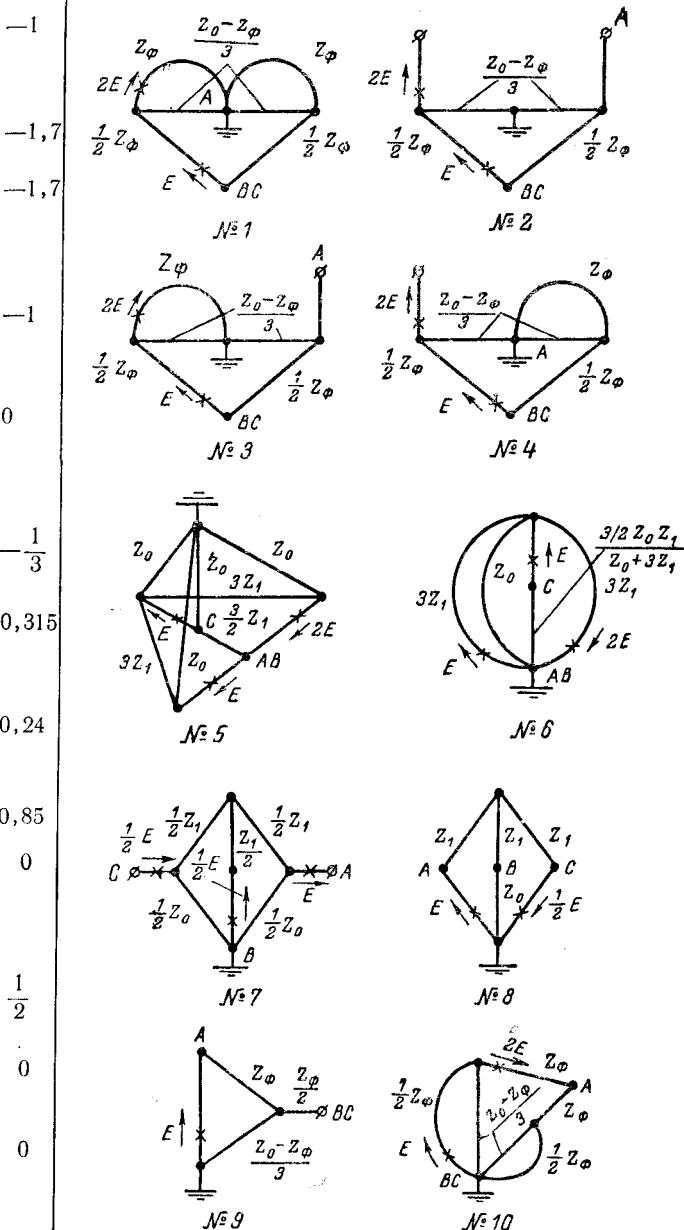
## Воздействие повреждений на линии на высокочастотный канал по схеме фаза—земля

№ п/п.	Вид повреждения	Номер расчетной схемы	Прирост затухания $\Delta a$		Отношение значение при $q_0 = 1,7$
			Формула	Затухание при $q_0 = 1,7$	
1	Однофазное короткое замыкание на землю рабочей фазы	1	$\ln \left( 1 + \frac{2}{q_0} \right)$	0,77	-1
2	Обрыв рабочей фазы	2	$\ln (2q_0 + 1)$	1,5	$-q_0$
3	Обрыв рабочей фазы с односторонним заземлением в сторону передатчика	3	$\ln \frac{q_0^2 + 7q_0 + 1}{3q_0}$	1,13	$-q_0$
4	Обрыв рабочей фазы с односторонним заземлением в сторону приемника	4	$\ln \frac{q_0^2 + 7q_0 + 1}{3q_0}$	1,13	-1
5	Двухфазное короткое замыкание без земли с охватом рабочей фазы	5	1,4	1,4	0
6	Двухфазное короткое замыкание на землю с охватом рабочей фазы	6	$\ln 2 \left( 2 + \frac{1}{q_0} \right)$	1,65	$-\frac{1}{3}$
7	Однофазное короткое замыкание на землю нерабочей фазы	7	$\ln \frac{2(q_0 + 2)}{2q_0 + 3}$	0,15	$\frac{q_0}{2q_0 + 1}$
8	Обрыв нерабочей фазы	8	$\ln \frac{2(2q_0 + 1)}{3q_0 + 2}$	0,22	$\frac{q_0}{3q_0 + 1}$
9	Обрыв двух нерабочих фаз	9	$\ln \left( 1 + \frac{q_0}{2} \right)$	0,615	$\frac{1}{2} q_0$
10	Двухфазное короткое замыкание нерабочих фаз без земли	—	0	0	0
11	Двухфазное короткое замыкание нерабочих фаз на землю	10	$\ln \left( 1 + \frac{1}{2q_0} \right)$	0,26	$\frac{1}{2}$
12	Трехфазное короткое замыкание на землю	—	$\ln \left  1 + \frac{Z_\phi}{2Z_n} \right $	—	0
13	Трехфазное короткое замыкание без земли	—	$\ln \left  1 + \frac{3Z_\phi}{2Z_n} \right $	—	0

лений, указанных в пп. 4 и 5 табл. 2, были выполнены численные расчеты для значения  $q_0 = 1,7$ , а общая формула не находилась из-за сложности расчетной схемы.

В табл. 2 рассматриваются также двухфазные и трехфазные короткие замыкания через переходные сопротивления.

**Дополнительное увеличение затухания канала за счет отражения междуфазовых волн.** От места повреждения происходит отражение междуфазовых волн и волн нулевой последовательности. За счет взаимодействия падающих и отраженных волн происходит дополнительное увеличение затухания высокочастотного канала при наличии поврежде-



ния. Если местоположение короткого замыкания достаточно удалено от концов линии, то отраженными волнами нулевой последовательности можно пренебречь и рассматривать только влияние отраженных междуфазовых волн. Это допущение справедливо при удалении места короткого замыкания на 10–15 км от концов линии.

Как показано в [Л. 5], изменение затухания высокочастотного канала на трехпроводной линии при любом способе присоединения аппаратуры определяется выражением

$$a_{\text{отр}} = \ln |1 - K_1 K_2 e^{-2T_\Phi l}|, \quad (16)$$

Таблица 2

Воздействие повреждений на линии на высокочастотный канал по схеме фаза—фаза

№ п/п	Вид повреждения	Номер расчетной схемы	Прирост затухания	
			Формула	Значение при $q_0 = 1,7$
1	Однофазное короткое замыкание на землю одной из рабочих фаз	1	$\ln \frac{2(q_0 + 2)}{2q_0 + 1}$	0,52
2	Двухфазное короткое замыкание на землю нерабочей и одной из рабочих фаз	2	$\ln \frac{2(2q_0 + 1)}{2q_0}$	0,55
3	Обрыв одной из рабочих фаз	3	$\ln \frac{2(2q_0 + 1)}{q_0 + 2}$	0,87
4	Обрыв одной из рабочих фаз с односторонним заземлением в сторону передатчика	4	—	1,08
5	Обрыв одной из рабочих фаз с односторонним заземлением в сторону приемника	5	—	0,70
6	Двухфазное короткое замыкание без земли нерабочей и одной из рабочих фаз	—	0	0
7	Однофазное короткое замыкание на землю нерабочей фазы	—	0	0
8	Двухфазное короткое замыкание рабочих фаз без земли	—	$\ln \left  1 + \frac{Z_\Phi}{Z_\Pi} \right $	—
9	Двухфазное короткое замыкание рабочих фаз на землю	—	$\ln \left  1 + \frac{Z_\Phi}{2Z_\Pi} \right $	—
10	Трехфазное короткое замыкание без земли	—	$\ln \left  1 + \frac{3}{2} \frac{Z_\Phi}{Z_\Pi} \right $	—
11	Трехфазное короткое замыкание на землю	—	$\ln \left  1 + \frac{Z_\Phi}{2Z_\Pi} \right $	—

где  $K_1$  и  $K_2$  — коэффициенты отражения для междудифазовых волн при однофазном присоединении [Л. 3].

Если пренебречь затуханием междуфазовых волн на участке между одним из концов линии и местом повреждения, то максимальный прирост затухания на этом участке определится из выражения

$$a_{\text{отр.макс}} = \ln(1 + k_1 K_\Pi), \quad (17)$$

где  $k_1$  — модуль коэффициента отражения на одном из концов линии;

$K_\Pi$  — модуль коэффициента отражения от места повреждения.

Для всех случаев повреждений без обрывов проводов коэффициент отражения междуфазовых волн от места повреждения можно определить следующим образом.

Напряжение междуфазовой волны в месте повреждения определяется как сумма падающей и отраженной волн, т. е.

$$\dot{U} = \dot{U}_{\text{пад}} + \dot{U}_{\text{отр}}$$

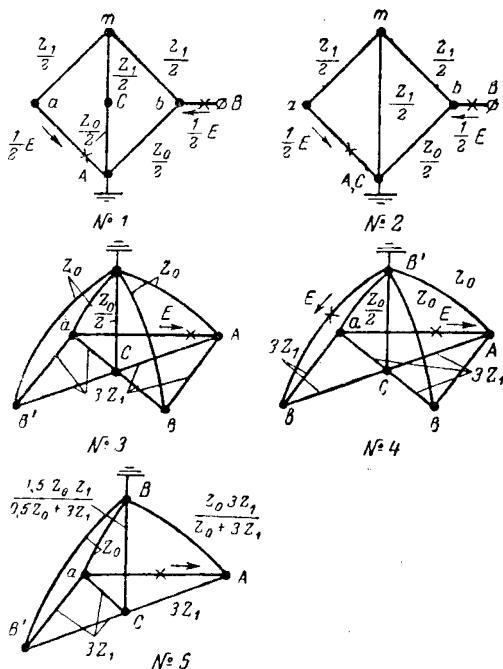
или

$$\dot{U} = \dot{U}_{\text{пад}} (1 + K_\Pi),$$

где

$$K_\Pi = \frac{\dot{U}_{\text{отр}}}{\dot{U}_{\text{пад}}}.$$

Логарифм отношения напряжения междуфазовой волны в месте повреждения к падающей меж-



дуфазовой волне в данном случае есть затухание, вносимое повреждением, т. е.

$$\Delta a = \ln \left| \frac{\dot{U}_{\text{пад}}}{\dot{U}} \right|.$$

Учитывая, что при металлических коротких замыканиях и при коротких замыканиях через вещественное переходное сопротивление в средней части длинной линии коэффициент отражения является величиной вещественной, получим следующее выражение для определения этого коэффициента:

$$K_\Pi = - (1 - e^{-\Delta a}). \quad (18)$$

Для оценки максимального значения затухания, вносимого повреждениями на линии, можно сложить затухание, определенное по формулам табл. 1 или 2, с приростом затухания, определенным по формуле (17). Расчет этот не является строгим, так как отраженные междуфазовые волны изменяют значения сопротивлений, входящих в эквивалентные расчетные схемы рис. 3 и 4. Однако, как показывает приведенное ниже сопоставление расчетных и экспериментальных данных, получающаяся при этом погрешность невелика и может не учитываться при практических расчетах.

Результаты измерения прироста затухания при металлических коротких замыканиях на линии 110 кв. Измерения производились на одноцепной линии 110 кв длиной 43,2 км с горизонтальным расположением проводов  $M=120$ . Расстояние между проводами 4,25 м, высота подвеса 15,5 м. На линии имеется четыре пункта транспозиции, при этом место короткого замыкания расположено между вторым и третьим пунктами, на расстоянии 25,6 км от

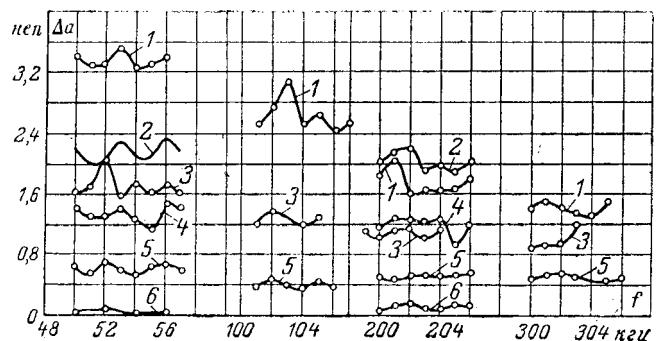


Рис. 5. Зависимость затухания, вносимого в канал фаза — земля при различных видах повреждений, от частоты.

1 — короткое замыкание на землю трех фаз, рабочая фаза К;  
2 — короткое замыкание трех фаз без земли, рабочая фаза Ж;  
3 — короткое замыкание фаз К и З без земли, рабочая фаза К;  
4 — короткое замыкание фаз К и З на землю, рабочая фаза К;  
5 — однофазное короткое замыкание фазы К, рабочая фаза К;  
6 — однофазное короткое замыкание фазы Ж, рабочая фаза К.

передающего конца. По концам линии средней является фаза Ж, в месте коротких замыканий — фаза К.

В месте коротких замыканий были выполнены спуски от трех проводов, заземленные через высокочастотные дроссели большой индуктивности (больше 15 мГн), достаточно далеко отнесенные друг от друга с тем, чтобы можно было пренебречь индуктивной связью между ними.

При различных видах коротких замыканий (опытов с обрывами фаз не производилось) снималась зависимость прироста затухания от частоты в нескольких участках частотного спектра.

Результаты измерений представлены в виде серии кривых на рис. 5 и 6 для передачи по системе фаза — земля и фаза — фаза.

Из кривых рис. 5 и 6 видно, что при трехфазных коротких замыканиях в канале фаза — земля и при трехфазных и двухфазных замыканиях рабочих фаз в канале фаза — фаза вносимое затухание существенно уменьшается с ростом частоты. Пови-

Таблица 3

Сравнение данных расчета и измерений при передаче по схеме фаза — земля

Вид повреждения	Вносимое затухание, nep			
	Расчет	Измерение	без учета отражений	с учетом отражений
	максимальное значение	минимальное значение		
Однофазное короткое замыкание на землю рабочей фазы . . . . .	0,79	1,05	0,8	0,37
Двухфазное короткое замыкание без земли с охватом рабочей фазы . . . . .	1,4	1,78	2,03	0,85
Двухфазное короткое замыкание на землю с охватом рабочей фазы . . . . .	1,66	2,05	1,97	0,92
Двухфазное короткое замыкание на землю нерабочих фаз . . . . .	0,27	0,4	0,50	0,06
Однофазное короткое замыкание на землю нерабочей фазы . . . . .	0,14	0,21	0,22	-0,12
Трехфазное короткое замыкание без земли . . . . .	—	—	3,49	1,31
Трехфазное короткое замыкание на землю . . . . .	—	—	2,24	1,9

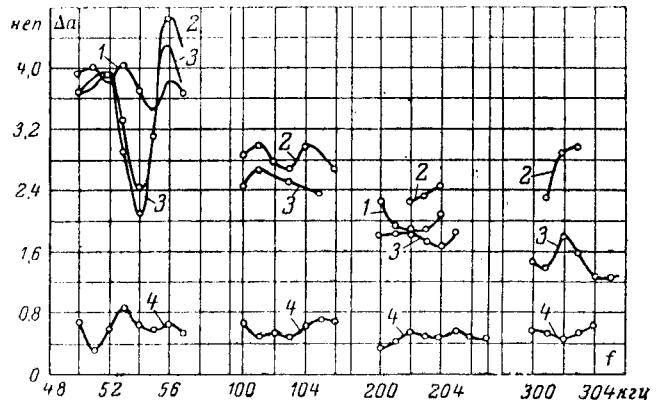


Рис. 6. Зависимость затухания, вносимого в канал фаза — фаза при различных видах повреждений, от частоты.

1 — короткое замыкание на землю трех фаз, передача по фазам Ж—К; 2 — короткое замыкание рабочих фаз без земли, передача по фазам К—З; 3 — короткое замыкание рабочих фаз на землю, передача по фазам К—З; 4 — однофазное короткое замыкание на землю рабочей фазы (К), передача по фазам Ж—К.

димому, это объясняется индуктивной связью между фазами в месте повреждения.

При изменении частоты затухание изменяется волнобразно. Эта волнобразность наиболее ярко выражена при двухфазных коротких замыканиях в канале фаза — фаза.

В табл. 3 приведено сравнение результатов расчета по формулам табл. 1 с результатами измерений в канале фаза — земля при различных видах коротких замыканий. В проведенных испытаниях производилось измерение вносимого затухания при различных комбинациях фаз линии. Кривые рис. 5 охватывают только часть этих измерений, а данные, приведенные в табл. 3, составлены на основании всех проделанных измерений. В табл. 4 проведено аналогичное сравнение для канала фаза — фаза.

Расчет прироста затухания из-за отражений междуфазовых волн от места короткого замыкания производился по формуле (17). Коэффициент отражения от места повреждения определялся по (18) ( $\Delta a$  — из первого столбца табл. 3 и 4). Коэффициент отражения от концов линии определялся по условиям нагрузки этих концов, имевшей место при измерениях, а именно: на приемном конце все

Таблица 4

Сравнение данных расчета и измерений при передаче по схеме фаза — фаза

Вид повреждения	Вносимое затухание, nep			
	Расчет	Измерение	без учета отражений	с учетом отражений
	максимальное значение	минимальное значение		
Однофазное короткое замыкание на землю одной из рабочих фаз . . . . .	0,52	0,73	0,83	0,24
Двухфазное короткое замыкание на землю рабочей и нерабочей фаз . . . . .	0,87	1,16	1,25	0,36
Двухфазное короткое замыкание рабочих фаз без земли . . . . .	—	—	4,65	2,09
Двухфазное короткое замыкание рабочих фаз на землю . . . . .	—	—	4,28	1,23
Трехфазное короткое замыкание на землю . . . . .	—	—	4,03	1,85

фазы, а на передающем конце свободные фазы были нагружены на сопротивление 400 ом по отношению к земле. Генератор присоединялся непосредственно к рабочим фазам; внутреннее сопротивление генератора составляло 1600 ом. Затухание вследствие отражений определялось как сумма максимальных затуханий  $a_{\text{отр}}$  на двух участках линии без учета затухания междуфазовых волн.

**Выводы.** 1. Из сопоставления данных табл. 3 и 4 видно близкое совпадение расчетных данных и максимальных значений прироста затухания по результатам измерений при соответствующем виде короткого замыкания.

2. Для высокочастотных каналов при необходимости передачи сигналов через место короткого замыкания следует отдать предпочтение схеме фаза — земля, если может быть выполнен запас по перекрываемому затуханию больше 3,5 nep. В этом случае будет обеспечена передача сигналов через все виды однофазных и двухфазных коротких замыканий, в то время как при передаче по схеме фаза — фаза канал будет нарушаться при замыкании рабочих фаз. Целесообразность применения

схемы фаза — земля подтверждается еще тем, что при трехфазных коротких замыканиях прирост затухания в схеме фаза — фаза получается существенно больше, чем в схеме фаза — земля.

Если запас по перекрываемому затуханию не может быть сделан больше 2—3 nep, то следует отдать предпочтение схеме фаза — фаза, так как при этом передача сигналов будет обеспечена при большем количестве случаев коротких замыканий.

### Литература

1. Fallou J., Propagation de courants de haute fréquence polyphasés le long des lignes aériennes de transport de l'énergie, Bulletin de la Société Française des Électriciens, Août, 1932.
2. Кюн Г., Доклады на сессиях СИГРЭ, № 309, 1948; № 316, 1950; № 312, 1952.
3. Микуличкин Г. В., Высокочастотные каналы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1959.
4. Микуличкин Г. В., Измерение параметров двухцепной линии 110 кв при различных видах коротких замыканий, «Электрические станции», 1964, № 7.
5. Микуличкин Г. В., К расчету затухания высокочастотных каналов по линиям электропередачи, «Электричество», 1964, № 9.

[3.10.1964]



УДК 621.34:621.316.719

## О времени реверса и торможения электропривода в системе УРВ-Д

Кандидат техн. наук, доц. В. Г. СОЗОНОВ

Свердловск

Реверс электропривода в системе УРВ-Д с рекуперацией энергии при торможении может быть осуществлен при помощи трех схем соединения главных цепей ртутных выпрямителей и двигателя [Л. 1 и 2]:

1) с одним комплектом ртутных выпрямителей и переключателем в главной цепи;

2) с двумя комплектами выпрямителей в главной цепи;

3) с одним комплектом выпрямителей в главной цепи и изменением полярности поля возбуждения двигателя.

Эти схемы дают возможность одинаковым образом рекуперировать энергию в сеть при торможении. Однако в отношении надежности, затрат и маневренности они существенно отличаются друг от друга.

Схема 3 по сравнению со схемой 1 является более надежной, так как при условии питания цепи возбуждения от управляемых вентиляй позволяет осуществить бесконтактное управление в целом. По сравнению со схемой 2 схема 3 имеет меньшую стоимость установки, однако она проигрывает первым двум схемам в отношении маневренности из-за необходимости изменения полярности поля возбуждения двигателя при реверсе и торможении на нуль скорости.

В настоящей статье дается анализ схемы 3

с точки зрения времени реверса и торможения и рассматриваются возможности ее использования.

На рис. 1 показана принципиальная схема рассматриваемой системы. Процесс реверса двигателя и последовательность операций иллюстрируются на рис. 2. На нем представлены кривые изменения магнитного поля, скорости, э. д. с. и тока якоря двигателя. Кривые рассчитаны для  $a=4$ ;  $k=1,5$ ;  $\beta=1$ ;  $e_{\text{нач}}=-0,1$  (пояснения обозначений см. ниже).

Как видно из рисунка, перед началом реверса меняется полярность магнитного поля двигателя при отсутствии тока в главной цепи. При некотором значении магнитного поля двигателя (между  $\Phi=0$  и  $\Phi=-\Phi_n$ ) начинается процесс инвертирования и двигатель переходит в тормозной режим. Тормозной режим может начинаться и при  $\Phi=0$  (торможение противовключением) при условии, что система автоматического регулирования обеспечит положительное напряжение ртутного выпрямителя. В этом случае в расчетах должно быть принято  $e_{\text{нач}}=0$ .

Полное время реверса двигателя равно:

$$t_p = t_\Phi + t'_{n_0}, \quad (1)$$

где  $t_\Phi$  — время изменения полярности поля возбуждения двигателя;

$t'_{n_0}$  — время изменения скорости двигателя от  $n'$  до  $-n_0$ .

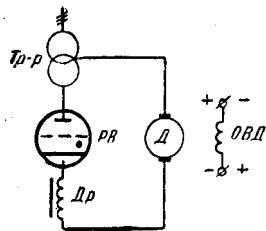


Рис. 1. Схема УРВ-Д с изменением полярности поля возбуждения двигателя.

Д — двигатель; ОВД — обмотка возбуждения двигателя; РВ — управляемый ртутный вентиль; Др — слаживающий дроссель.

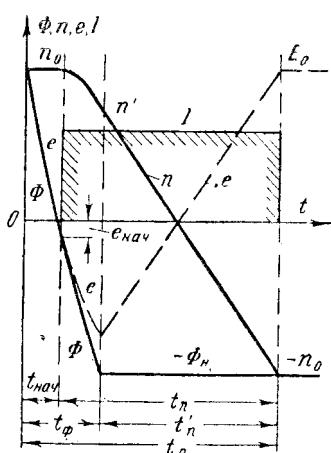


Рис. 2. Кривые  $\Phi$ ,  $n$ ,  $e$ ,  $I$  в функции времени при реверсе двигателя.

Поскольку торможение двигателя начинается до того, как магнитное поле достигнет значения  $-\Phi_n$ , то скорость  $n'$  будет меньше скорости  $n_0$ , с которой начинается торможение.

Из рис. 2 и уравнения (1) видно, что по сравнению с обычной системой электропривода в рассматриваемой системе имеет место затягивание времени реверса, что связано с процессом изменения полярности магнитного поля.

Для характеристики рассматриваемой системы найдем отношение времени реверса  $t_p$  ко времени реверса  $t'_p$  в системе электропривода без изменения полярности поля возбуждения и по нему будем судить о затягивании процесса реверса.

С целью получения обобщающих выводов и простоты исследования сделаем следующие допущения:

- кривая намагничивания двигателя имеет прямолинейный характер;
- влияние вихревых токов на процесс изменения магнитного поля отсутствует;
- реверс двигателя происходит при отсутствии нагрузки на его валу, т. е.  $M_c = 0$ ;

г) система автоматического управления углами зажигания ртутного выпрямителя обеспечивает в процессе торможения и последующем запуске двигателя постоянство тока главной цепи, т. е.

$$I = kI_n.$$

Принимая во внимание эти допущения, найдем:

$$t'_p = \frac{GD^2 \cdot 2n_0}{375kM_n}; \quad (2)$$

$$t_\phi = T_m \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha - 1} *; \quad (3)$$

$$t'_n = \frac{GD^2(n' + n_0)}{375kM_n}. \quad (4)$$

В уравнениях (2) — (4) приняты обозначения:  $GD^2$  — маховой момент электропривода;  $n_0$  — скорость идеального холостого хода двигателя;

\* Вывод уравнения (3) дан в [Л. 3].

$k$  — кратность момента двигателя при реверсе;

$M_n$  — номинальный момент двигателя;  $T_m$ ,  $\alpha$  — постоянная времени цепи возбуждения двигателя и коэффициент форсировки.

Отношение, характеризующее затягивание времени реверса, может быть найдено из уравнений (2) — (4):

$$\frac{t_p}{t'_p} = 0,5 \left( \frac{k}{\beta} \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha - 1} + \frac{n'}{n_0} + 1 \right), \quad (5)$$

где

$$\beta = \frac{B}{T_m}; \quad B = \frac{GD^2 n_0}{375 M_n}.$$

Для определения  $n'$  найдем зависимость  $n = f(t)$  на участке от  $t = t_{\text{нач}}$  до  $t = t_\phi$ . С этой целью составим систему уравнений, характеризующих поведение системы электропривода на этом участке:

$$\left. \begin{aligned} \Phi &= -\alpha \Phi_n \left[ 1 - \left( 1 + \frac{1}{\alpha} \right) e^{-t/T_m} \right]; \\ M_d &= \frac{GD^2}{375} \frac{dn}{dt}; \\ M_d &= k_M \Phi k I_n, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где  $\Phi$ ,  $\Phi_n$  — текущее и номинальное значения магнитного поля двигателя;

$M_d$  — момент двигателя;  $k_M$  — конструктивный коэффициент момента двигателя.

Решив систему уравнений (6), получаем:

$$t + T_m \left( 1 + \frac{1}{\alpha} \right) e^{-t/T_m} = -\frac{Bn}{k \alpha n_0} + A. \quad (7)$$

Постоянная интегрирования  $A$  определяется из начальных условий: при  $t = t_{\text{нач}}$ ,  $n = n_0$ . Подстановка этих значений в уравнение (7) дает:

$$A = t_{\text{нач}} + \frac{B}{k \alpha} + T_m \left( 1 + \frac{1}{\alpha} \right) e^{-\frac{t_{\text{нач}}}{T_m}}. \quad (8)$$

Время  $t_{\text{нач}}$  может быть определено по значению э. д. с. двигателя  $e_{\text{нач}}$ , при которой начинается инвертирование. До этого э. д. с. двигателя изменяется пропорционально магнитному полю двигателя:

$$e = -\alpha E_0 \left[ 1 - \left( 1 + \frac{1}{\alpha} \right) e^{-t/T_m} \right]. \quad (9)$$

В уравнении (9)  $E_0$  — э. д. с. двигателя, соответствующая  $n_0$  и  $\Phi_n$ . Подставив в уравнение (9)  $e = e_{\text{нач}}$ , определим:

$$t_{\text{нач}} = T_m \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha + e_{\text{нач}}}. \quad (10)$$

Подставив уравнение (8) в (7), получим:

$$\left. \begin{aligned} n &= n_0 \left\{ 1 - \frac{k \alpha}{B} \left[ t - T_m \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha + e_{\text{нач}}} + \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + T_m \left( 1 + \frac{1}{\alpha} \right) \left( e^{-t/T_m} - \frac{\alpha + e_{\text{нач}}}{\alpha + 1} \right) \right] \right\}. \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

При выводе уравнения (11) учтено уравнение (10).  
Подставив в уравнение (11)  $t = t_{\phi} = T_m \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha - 1}$ ,

найдем  $n'$ :

$$n' = n_0 \left[ 1 - \frac{k\alpha}{\beta} \left( \ln \frac{\alpha + e_{\text{нач}}}{\alpha - 1} - \frac{1 + e_{\text{нач}}}{\alpha} \right) \right]. \quad (12)$$

Подстановка уравнения (12) в (5) дает искомое отношение:

$$\frac{t_p}{t'_p} = 1 + 0,5 \frac{k}{\beta} \left( 1 + e_{\text{нач}} + \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha - 1} - \alpha \ln \frac{\alpha + e_{\text{нач}}}{\alpha - 1} \right). \quad (13)$$

Зависимость (13) показывает, во сколько раз возрастает время реверса двигателя при управлении им по схеме рис. 1 по сравнению с обычной схемой.

На рис. 3 показаны кривые  $\frac{t_p}{t'_p} = f(\alpha)$  для двух значений коэффициента  $\beta = 0,2$  и  $1$ . Большее значение этого коэффициента относится к двигателям меньшей мощности, имеющим постоянную времени электромагнитной инерции возбуждения  $T_m \approx 0,5 \div 1$  сек, меньшее отношение — к двигателям большей мощности, имеющим  $T_m \approx 2 \div 5$  сек. В расчете принято  $k = 1,5$ ;  $e_{\text{нач}} = -0,1$ .

Анализируя кривые рис. 3, можно сделать следующие выводы.

1. Увеличение коэффициента  $\alpha$  существенно скаживается на времени реверса электропривода; при больших значениях  $\alpha$  оно может незначительно отличаться от времени реверса в системе без изменения полярности поля возбуждения.

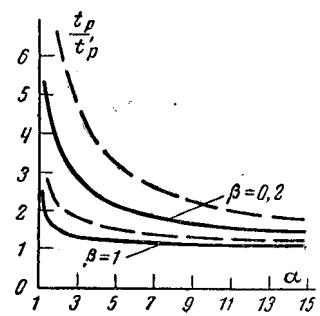
2. Применение системы УРВ-Д с изменением полярности поля возбуждения двигателя более эффективно для двигателей небольших мощностей ( $\beta = 1$ ) по сравнению с двигателями крупных мощностей ( $\beta = 0,2$ ).

3. Удовлетворительным значением коэффициента форсировки для двигателей больших мощностей будет являться значение  $\alpha = 7 \div 10$ . При этом время реверса возрастает по сравнению с обычной системой приблизительно в 1,7 раза.

Для двигателей малой мощности удовлетворительным значением коэффициента форсировки будет являться значение  $\alpha = 3 \div 5$ . При этом время реверса возрастает лишь в 1,3 раза.

Расчеты, проведенные для конкретного электропривода с двигателем МП-82 мощностью 100 квт, показывают, что время реверса при обычном управлении составляет 1,33 сек, а в системе УРВ-Д с реверсом поля возбуждения двигателя — 1,69 сек, т. е. только на 0,36 сек больше, что может быть приемлемо в ряде случаев.

Рис. 3. Зависимость  $\frac{t_p}{t'_p} = f(\alpha)$ .  
— реверсирование;  
— торможение.



Важным является также случай торможения двигателя с полной скорости до нуля.

Уравнение, характеризующее затягивание времени торможения, выводится аналогично уравнению (13) и может быть представлено так:

$$\frac{t_t}{t'_t} = 1 + \frac{k}{\beta} \left( 1 + e_{\text{нач}} + \ln \frac{\alpha + 1}{\alpha - 1} - \alpha \ln \frac{\alpha + e_{\text{нач}}}{\alpha - 1} \right). \quad (14)$$

где  $t_t$  — время торможения электропривода до нуля скорости с изменением полярности возбуждения двигателя;

$t'_t$  — время торможения без изменения полярности поля возбуждения.

На основании уравнения (14) произведены расчеты  $\frac{t_t}{t'_t} = f(\alpha)$  для случаев  $k = 1,5$  и  $\beta = 0,2$  и  $1$ . Расчетные кривые представлены на рис. 3 пунктиром. Они показывают, что характер зависимостей остается прежним. Однако при  $\beta = 1$  и  $\alpha = 3$  время торможения возрастает приблизительно в 1,7 раза вместо 1,3 при реверсировании электропривода.

Таким образом, в отношении времени торможения в рассматриваемой системе имеются менее благоприятные условия, чем в случае реверса, что вполне объяснимо с физической точки зрения: доля времени на изменение полярности поля возбуждения по сравнению со временем переходного режима в этом случае возрастает. Аналогичная картина будет иметь место при торможении до пониженной скорости и при реверсе в пределах пониженных скоростей.

### Литература

1. Гуткин Б. М., Ионный привод постоянного тока, изд-во «Энергия», 1965.
2. Созонов В. Г., Ионный электропривод, изд-во «Энергия», 1965.
3. Морозов Д. П., Теория электропривода и автоматики реверсивных станов, Госэнергоиздат, 1949.

[29.3.1965]



# О рациональном соотношении напряжений трансформатора и двигателя реверсивного ионного электропривода

Инж. М. Я. ПИСТРАК

ВНИИЭлектропривод

Общим требованием, обуславливающим выбор отношения номинального выпрямленного напряжения преобразовательного трансформатора к номинальному напряжению двигателя как для нереверсивного, так и для реверсивного ионного электропривода постоянного тока, является поддержание либо номинального напряжения на зажимах двигателя, либо номинальной скорости вращения в заданном диапазоне изменения нагрузки. Для реверсивного электропривода, кроме того, должно удовлетворяться еще одно требование, а именно: в инверторном режиме преобразователя угол опережения зажигания не должен выходить за пределы минимального значения, определяемого условием устойчивой работы инвертора.

Обстоятельства, связанные с выполнением последнего требования, не всегда правильно оцениваются проектировщиками электропривода, что в ряде случаев приводит к неоправданному завышению номинального выпрямленного напряжения трансформатора. При этом наряду с увеличением веса и стоимости электрооборудования ухудшаются эксплуатационные показатели ионного электропривода: уменьшается коэффициент мощности и к. п. д. преобразовательной установки, возрастает вероятность обратных зажиганий, увеличивается амплитуда пульсаций выпрямленного тока и напряжения на коллекторе двигателя.

Рассматриваемый вопрос приобретает особое значение при проектировании электроприводов большой мощности, где указанные недостатки становятся ощутимыми.

В настоящей статье анализируются условия выбора рационального отношения номинального выпрямленного напряжения трансформатора к номинальному напряжению двигателя  $u_t = \frac{U_{d,n}}{U_{d,n}}$  с учетом режимов работы электропривода и структуры систем управления.

**Формулы для расчета  $u_t$  из условия устойчивой работы инвертора.**

Ранее [Л. 1] были выведены уравнения для расчета значений  $\cos \alpha_{\min}$ , характеризующих максимальную относительную величину выпрямленного напряжения преобразователя, допустимую по условиям коммутации инвертора. Эти уравнения имеют следующий вид:

для электроприводов без регулирования потока возбуждения

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + 2\epsilon + j_d \left[ \frac{p_n(1 - \Delta u_x - \epsilon)}{u_t} - \frac{\Delta u_x}{j_t} \right]; \quad (1)$$

для электроприводов с регулированием потока возбуждения при постоянстве либо ограничении напряжения на зажимах двигателя в процессе усиления потока

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} \Delta u_x; \quad (2)$$

где  $\alpha_{\min}$  — минимально допустимый угол регулирования выпрямителя в режиме холостого хода, предшествующем торможению привода с заданным относительным током

$$j_d = \frac{I_{d,\max}}{I_{d,n}};$$

$\delta$  — угол восстановления запирающего действия сетки;

$\epsilon$  — относительное падение напряжения в дуге вентиля;

$\Delta u_x$  — относительное падение напряжения преобразователя при номинальном токе;

$r_a$  — относительное сопротивление якорной цепи двигателя;

$j_t = \frac{I_{d,n}}{I_{d,n}}$  — относительная величина номинального выпрямленного тока трансформатора.

В общем случае при определении  $\cos \alpha_{\min}$  необходимо учитывать снижение напряжения сети, питающей преобразовательную установку. Если учесть это обстоятельство, а также принять во внимание, что

$$\Delta u_x = A \frac{e_k}{100},$$

где  $A$  — коэффициент, зависящий от схемы выпрямления;

$$e_k = e_{k,t} + e_{k,c};$$

$e_{k,t}$  и  $e_{k,c}$  — соответственно напряжения короткого замыкания трансформатора и сети в процентах, отнесенные к номинальной мощности трансформатора,

то уравнения (1) и (2) можно записать в следующем виде:

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + \frac{1}{1 - \Delta u_c} \left\{ 2\epsilon + j_d \left[ \frac{p_n(1 - \epsilon - A \frac{e_k}{100})}{u_t} - \frac{A \frac{e_k}{100}}{j_t} \right] \right\}; \quad (3)$$

$$\cos \alpha_{\min} = \cos \delta + \frac{1}{1 - \Delta u_c} \left( 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} A \frac{e_k}{100} \right), \quad (4)$$

где  $\Delta u_c = 1 - \frac{U_c}{U_{c,n}}$  — относительное снижение напряжения питающей сети.

Найдем теперь выражения, связывающие  $\cos \alpha_{\min}$  при холостом ходе привода с величиной  $u_t$  — отношения напряжения трансформатора к напряжению двигателя, в зависимости от структуры замкнутой системы автоматического регулирования электропривода (обратная связь по напряжению или по скорости двигателя).

Системы с обратной связью по напряжению. Исходя из условия поддержания номинального напряжения на зажимах двигателя и учитывая снижение напряжения питающей сети, получим:

$$\cos \alpha_{\min} = \frac{U_{d,n} + \Delta E}{(1 - \Delta u_c) E_{ao}}. \quad (5)$$

Если перейти к относительным единицам и учесть, что максимальное значение среднего выпрямленного напряжения преобразователя при холостом ходе равно:

$$E_{d0} \approx \frac{U_{d,n}}{1 - \epsilon - A \frac{e_k}{100}}, \quad (6)$$

то уравнение (5) можно записать в окончательном виде:

$$\cos \alpha_{\min} = \frac{1}{1 - \Delta u_c} \left( \frac{1 - \epsilon - A \frac{e_k}{100}}{u_t} + \epsilon \right) \approx \frac{1 - A \frac{e_k}{100}}{(1 - \Delta u_c) u_t}. \quad (7)$$

Системы с обратной связью по скорости. Из условия поддержания номинальной скорости вращения двигателя при номинальном потоке возбуждения имеем:

$$\cos \alpha_{\min} = \frac{E_{d,n} + \Delta E}{(1 - \Delta u_c) E_{d0}} = \frac{U_{d,n} - I_{d,n} R_a + \Delta E}{(1 - \Delta u_c) E_{d0}}, \quad (8)$$

где  $E_{d,n}$ ,  $R_a$  — соответственно номинальная э. д. с. и сопротивление цепи якоря двигателя, или

$$\cos \alpha_{\min} = \frac{1}{1 - \Delta u_c} \left[ \frac{\left(1 - \epsilon - A \frac{e_k}{100}\right) (1 - \rho_a)}{u_t} + \epsilon \right] \approx \frac{1 - A \frac{e_k}{100} - \rho_a}{(1 - \Delta u_c) u_t}. \quad (9)$$

Следует отметить, что для приводов с регулированием потока возбуждения двигателя уравнение (9) справедливо только при независимом управлении потоком.

В системах с зависимым управлением [Л. 2] напряжение на зажимах двигателя при холостом ходе на верхнем пределе ослабления потока достигает номинальной величины, и, следовательно, в этом случае справедливо уравнение (7). На основании уравнений (3), (4) и (7), (9) путем совместного решения их в соответствующих комбинациях, указанных ниже, получим приведенные в таблице формулы для расчета  $u_t$ .

Для расчета  $u_t$  в приводах с зависимым управлением потоком двигателя, учитывая сделанное выше замечание, следует пользоваться формулой (11).

Параметр  $\epsilon = \frac{\Delta E}{E_{d0}}$ , входящий в формулы (10) — (13), является функцией  $u_t$ , поскольку  $E_{d0}$  зависит от искомого напряжения  $U_{d,n}$ . Подстановка этой функции в указанные формулы дает решение для  $u_t$ , выражаемое квадратным уравнением. Однако можно показать, что погрешность вычисления по формулам (10) — (13) будет пренебрежимо мала, если за базовую величину для  $\epsilon$  принять не  $E_{d0}$ , а номинальное напряжение двигателя  $U_{d,n}$ , величина которой задана, т. е. положить  $\epsilon = \frac{\Delta E}{U_{d,n}}$ .

**Оценка значений  $u_t$ , требуемых из условия устойчивой работы инвертора.** Физический смысл полученных формул проще всего уяснить на примере системы с обратной связью по напряжению и регулированием потока возбуждения [уравнение (11)].

Предположим, что номинальное выпрямленное напряжение трансформатора принято равным номинальному напряжению двигателя ( $u_t = 1$ ). В этом случае при холостом ходе привода и номинальном напряжении питающей сети ( $\Delta u_c = 0$ ) в соответствии с уравнением (7) получим:

$$\cos \alpha_{\min} = 1 - A \frac{e_k}{100}. \quad (14)$$

Угол  $\beta_0$ , соответствующий точке перехода из выпрямительного режима в инверторный при неизменном напряжении на зажимах двигателя, можно определить по формуле

$$\cos \beta_0 = \cos \alpha_{\min} - 2\epsilon = 1 - 2\epsilon - A \frac{e_k}{100}. \quad (15)$$

Примем далее, что торможение двигателя производится при номинальном токе ( $j_d = 1$ ). Для этого необходимо при неизменном напряжении на зажимах двигателя увеличить угол  $\beta$  от значения  $\beta_0$  до значения  $\beta_1$ , т. е. дополнительно «зарегулировать» инвертор на величину, равную приближительно (без учета активного сопротивления трансформатора)  $A \frac{e_k}{100}$ , что соответствует:

$$\cos \beta_1 = 1 - 2\epsilon - 2A \frac{e_k}{100}. \quad (16)$$

С другой стороны, предельный по условиям коммутации инвертора угол  $\beta_{\min}$  характеризуется выражением [Л. 1]

$$\cos \beta_{\min} = \cos \delta - 2A \frac{e_k}{100} \frac{j_d}{j_t}. \quad (17)$$

Вид обратной связи	Без регулирования потока возбуждения	С регулированием потока
По напряжению	$u_t = \frac{1 - A \frac{e_k}{100} - j_d \rho_a}{(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} A \frac{e_k}{100}} \quad (10)$	$u_t = \frac{1 - A \frac{e_k}{100}}{(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} A \frac{e_k}{100}} \quad (11)$
По скорости	$u_t = \frac{1 - A \frac{e_k}{100} - \rho_a (j_d + 1)}{(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} A \frac{e_k}{100}} \quad (12)$	$u_t = \frac{1 - A \frac{e_k}{100} - \rho_a}{(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2\epsilon - \frac{j_d}{j_t} A \frac{e_k}{100}} \quad (13)$

Если сопоставить уравнения (16) и (17) и принять во внимание, что члены  $1 - 2 \epsilon$  и  $\cos \delta$  этих уравнений обычно близки по величине, то можно считать, что при  $j_d = 1$  и  $j_t = 1$

$$\cos \beta \approx \cos \beta_{\text{мип.}}$$

Это означает, что если номинальное выпрямленное напряжение трансформатора выбрано равным номинальному напряжению двигателя ( $u_t = 1$ ) и напряжение сети неизменно ( $\Delta u_c = 0$ ), то устойчивая работа инвертора может быть обеспечена при токе, равном примерно номинальному, независимо от величины  $e_k$ .

Последнее можно установить также из уравнения (11), если положить, что  $j_d = 1$ ;  $j_t = 1$ ;  $\cos \delta = -1 - 2\epsilon$ ;  $\Delta u_c = 0$ .

Физический смысл полученного вывода вытекает из того, что при указанных выше условиях ( $u_t = 1$  и  $\Delta u_c = 0$ ) преобразователь, работающий в замкнутой системе, «зарегулирован» при холостом ходе на величину, приблизительно равную  $A \frac{e_k}{100}$ . Отсюда следует, что если тормозной ток двигателя равен примерно его номинальному значению, то увеличение  $u_t$  свыше 1, необходимое для устойчивой работы инвертора, обусловливается только снижением напряжения питающей сети. При возрастании тока сверх указанного предела значение  $u_t$ , как это следует из уравнения (11), соответственно возрастает, причем тем быстрее, чем больше величина  $e_k$ .

Для уяснения физического смысла уравнений (10), (12) — (13) сравним их структуру со структурой уравнения (11).

Уравнение (13) отличается от уравнения (11) членом  $\rho_a$ , который учитывает дополнительное «зарегулирование» преобразователя в системе с обратной связью по скорости. Аналогичный смысл имеет член  $\rho_a$  в уравнении (12).

Член  $j_d \rho_a$  в уравнениях (10) и (12) показывает, что падение напряжения в сопротивлении  $\rho_a$  якорной цепи при торможении двигателя покрывается за счет снижения напряжения инвертора (увеличения угла  $\beta$ ) в отличие от предыдущих случаев, характеризующихся уравнениями (11) и (13), где это осуществляется за счет роста э. д. с. двигателя в результате усиления потока возбуждения.

Напомним, что при выводе всех рассмотренных соотношений не учитывалось активное сопротивление трансформатора. Это дает определенный запас при расчете значений  $u_t$  по формулам (10) — (13). Оценим теперь порядок отдельных величин, входящих в эти уравнения.

Относительное падение напряжения в преобразователе

$$A \frac{e_k}{100} = A \frac{(e_{k,t} + e_{k,c})}{100}.$$

Как известно, для наиболее распространенной схемы «две обратные звезды с уравнительным реактором» коэффициент  $A$  равен 0,5. Величина  $e_{k,t}$  для преобразовательных трансформаторов обычно изменяется в диапазоне от 5 до 10%, причем верхний предел относится к трансформаторам большей мощности. Величина  $e_{k,c}$  зависит от местных условий и может изменяться в довольно широких пре-

делах. В соответствии с § 42 ГОСТ 2329-62 на преобразовательные агрегаты с ртутными металлическими вентилями преобразовательный агрегат должен обеспечивать номинальное напряжение с точностью до  $\pm 1,5\%$  при номинальном токе, если реактивное сопротивление питающей сети, отнесенное к первичной мощности агрегата, не превышает 4%. В связи с этим при количественной оценке  $e_{k,c}$  предельное значение  $e_{k,c}$  условно может быть принято равным 4%.

Угол восстановления запирающегося действия сетки  $\delta$  зависит от нагрузки вентиля. В соответствии с § 5 ГОСТ 2329-62 угол  $\delta$  у вентиляй, используемых в электроприводе, не должен превышать  $10^\circ$ . С учетом необходимого запаса в дальнейших расчетах условно принимается  $\delta = 15^\circ$  независимо от величины тока.

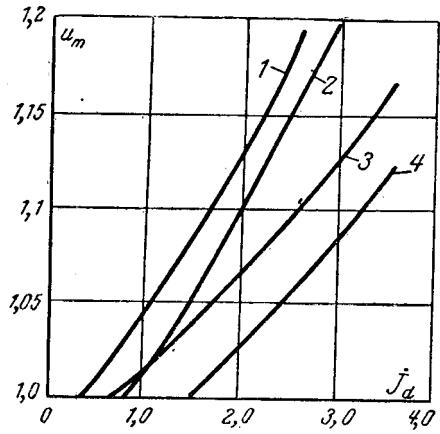
Относительное падение напряжения в дуге вентиля  $\epsilon = \frac{\Delta E}{E_d}$  обычно лежит в пределах 0,02 — 0,08.

Относительное сопротивление якорной цепи двигателя  $\rho_a$  чаще всего равно 0,03 — 0,07.

С целью характеристики требуемого запаса по напряжению трансформатора на рисунке изображены графики  $u_t = f(j_d)$ , рассчитанные по формулам (10) — (13) при следующих параметрах:

$$e_k = e_{k,t} + e_{k,c} = 10\% + 4\% = 14\%; \quad \delta = 15^\circ; \\ \epsilon = 0,02; \quad \Delta u_c = 0,05; \quad j_t = 1,0; \quad \rho_a = 0,03.$$

При анализе этих графиков необходимо иметь в виду, что электроприводы, в которых требования к динамике особенно велики, выполняются обычно без регулирования потока возбуждения двигателя. У таких электроприводов тормозной ток может достигать трехкратного значения от номинала ( $j_d = 3,0$ ). В отличие от этого в электроприводах с регулированием потока возбуждения кратность тормозного тока при рационально спроектированной системе управления обычно не превышает 1,2 — 1,7.



Графики соотношения напряжений трансформатора и двигателей в функции относительной величины максимального тока инвертора.

1 — при регулировании потока возбуждения и обратной связи по напряжению; 2 — то же при обратной связи по скорости; 3 — без регулирования потока при обратной связи по напряжению; 4 — то же при обратной связи по скорости.

Учитывая отмеченное и принятая во внимание то обстоятельство, что изображенные на рисунке графики рассчитаны для предельных значений параметров, можно заключить, что значение  $u_t$ , необходимое для обеспечения устойчивой работы инвертора, как правило, не выходит за пределы 1,1. Наиболее неблагоприятные условия получаются в системах с регулированием потока возбуждения двигателя при обратной связи по напряжению. При этом необходимо обратить внимание на то, что относящаяся к указанному случаю кривая 1, построенная по уравнению (11), соответствует неизменному напряжению на зажимах двигателя при переходе от моторного режима к тормозному. Это означает, что заданный тормозной ток достигается в результате одновременного уменьшения «э. д. с.» инвертора  $E_{d0} \cos \beta$  (т. е. увеличения угла  $\beta$ ) и роста э. д. с. двигателя.

Такой принцип управления, как уже отмечалось ранее [Л. 3], для реверсивного ионного электропривода с регулируемым потоком возбуждения является наиболее рациональным. Если же инвертирование осуществлять при неизменном значении угла  $\beta$ , в начале процесса торможения, то напряжение трансформатора должно быть соответственно увеличено [Л. 4].

**Выбор величины  $u_t$  по условию поддержания номинального напряжения или номинальной скорости вращения двигателя.** Задача управления ионным электроприводом в большинстве случаев сводится к автоматическому регулированию напряжения на зажимах двигателя или его скорости вращения.

Величина  $u_t$ , требуемая для того, чтобы система регулирования могла выполнять указанные функции при одновременном действии возмущающих факторов в виде статической нагрузки на валу двигателя и снижения напряжения сети, питающей преобразовательную установку, определяется следующими исходными соотношениями:

для электроприводов с автоматическим регулятором напряжения

$$E_{d0}(1 - \Delta u_c) - I_{d\max} \left( \frac{x_{tm}}{2\pi} + R_t \right) - \Delta E = U_{d,n}; \quad (18)$$

для электроприводов с автоматическим регулятором скорости

$$E_{d0}(1 - \Delta u_c) - I_{d\max} \left( \frac{x_{tm}}{2\pi} + R_t + R_n \right) - \Delta E = E_{d,n}, \quad (19)$$

где  $x_t$ ,  $R_t$  — индуктивное и активное сопротивления фазы преобразовательного трансформатора, приведенные ко вторичной обмотке;

$m$  — число фаз преобразователя;

$\Delta E$  — падение напряжения в дуге вентиля.

Уравнения (18) и (19) соответственно предполагают поддержание неизменным номинального напряжения  $U_{d,n}$  либо номинальной скорости вращения двигателя (или, что то же самое, номинальной э. д. с.  $E_{d,n}$  при номинальном потоке возбуждения) при заданном максимальном значении тока статической нагрузки  $I_{d\max}$ .

Переходя к относительным единицам, после несложных преобразований получим:

$$u_t = \frac{1 - \epsilon - \frac{Ae_k + p_m}{100}}{1 - \Delta u_c - \epsilon - \frac{j_{dc}}{j_t} \frac{Ae_k + p_m}{100}} \quad (18')$$

и соответственно:

$$u_t = \frac{\left( 1 - \epsilon - \frac{Ae_k + p_m}{100} \right) [1 + p_n (j_{dc} - 1)]}{1 - \Delta u_c - \epsilon - \frac{j_{dc}}{j_t} \frac{Ae_k + p_m}{100}}, \quad (19')$$

где  $j_{dc} = \frac{I_{d\max}}{I_{d,n}}$  — относительное максимальное значение тока статической нагрузки;  $p_m$  — потери в меди трансформатора при номинальном токе, %.

Если не учитывать члены высшего порядка малости, то уравнение (19') примет следующий вид:

$$u_t = \frac{1 - \epsilon - \frac{Ae_k + p_m}{100} + p_n (j_{dc} - 1)}{1 - \Delta u_c - \epsilon - \frac{j_{dc}}{j_t} \frac{Ae_k + p_m}{100}}. \quad (19'')$$

Пользуясь последними уравнениями, а также уравнениями (10)–(13), можно показать, что для электроприводов с обратной связью по напряжению при относительном значении тока статической нагрузки  $j_{dc}$ , лежащем в пределах до 1,4—1,5, величина  $u_t$  определяется условиями устойчивой работы инвертора и, следовательно, как было показано выше, в большинстве случаев не превышает 1,1.

При статической нагрузке, превышающей номинальную в 1,4—1,5 раза, выбор  $u_t$ , как правило, определяется требованиями к поддержанию номинального напряжения на зажимах двигателя.

Для электроприводов с обратной связью по скорости двигателя предел относительной величины статической нагрузки, начиная с которой, выбор  $u_t$  определяется требованиями поддержания скорости вращения, снижается до 1,1—1,2.

**Заключение.** Предложенная методика расчета позволяет непосредственно определить отношение  $u_t$  номинального выпрямленного напряжения трансформатора к номинальному напряжению двигателя реверсивного ионного электропривода, необходимое для устойчивой работы преобразователя в инверторном режиме и зависящее как от параметров преобразователя и двигателя, так и от режимов работы и структуры системы управления электроприводом.

Наибольшая величина  $u_t$  при прочих равных условиях требуется для электроприводов с регулируемым потоком возбуждения и обратной связью по напряжению двигателя. В этом случае рациональным является такое управление электроприводом, при котором переход от двигательного режима к тормозному не сопровождается повышением напряжения на якоре двигателя. При указанном условии величина  $u_t$ , необходимая для устойчивой работы инвертора, как правило, не превышает 1,1.

Для электроприводов со сравнительно небольшой статической перегрузкой величина  $u_t$  определяется требованиями устойчивой работы инвертора.

В случаях, когда относительная величина статической нагрузки превышает номинальную в указанных в статье пределах, определяющими при выборе  $u_t$  становятся требования автоматической стабилизации, напряжения или скорости вращения двигателя. Иначе говоря, в этих случаях подход к выбору  $u_t$  для реверсивного ионного электропривода определяется в общем теми же соображениями, что и для нереверсивного электропривода.

**Приложение.** Примеры расчета. **Пример 1.** Для привода валков реверсивного обжимного стана применен двигатель мощностью 6000 квт, 50/80 об/мин, 700 в, 9300 а с питанием от реверсивного ионного преобразователя. Требуется определить номинальное выпрямленное напряжение трансформатора при следующих условиях:

напряжение короткого замыкания трансформатора  $e_{k.t} = 8\%$ ;

напряжение короткого замыкания сети, отнесенное к мощности трансформатора,  $e_{k.c} = 3\%$ ;

номинальный ток трансформатора 10 000 а;

отношение номинального тока трансформатора к номинальному току двигателя

$$j_t = \frac{10000}{9300} = 1,08;$$

угол восстановления запирающего действия сетки  $\delta = 15^\circ$ ; падение напряжения в дуге вентиля  $\Delta E = 22$  в;

наибольшее возможное снижение напряжения питающей сети  $\Delta u_c = 0,05$ ;

наибольший ток при торможении привода в пределах выше основной скорости  $j_d = 1,5$ ;

наибольший ток статической нагрузки  $j_{d.c} = 1,8$ ;

относительное сопротивление якорной цепи двигателя (в горячем состоянии)  $\rho_a = 0,059$ ;

относительные потери в меди трансформатора при номинальном токе  $p_m = 0,9\%$ .

Расчет производится для двух вариантов схемы: с обратной связью по напряжению и с обратной связью по скорости двигателя при зависимом управлении потоком возбуждения.

**Схема с обратной связью по напряжению.** По условию устойчивой работы инвертора в соответствии с формулой (11) получим:

$$u_t = \frac{1 - 0,5 \frac{e_k}{100}}{[(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2e - \frac{j_d}{j_t} 0,5 \frac{e_k}{100}]}$$

$$= \frac{1 - 0,5 \frac{8+3}{100}}{(1 - 0,05)0,966 + 2 \frac{22}{700} - \frac{1,5}{1,08} 0,5 \frac{8+3}{100}} = 1,05.$$

В этом случае

$$U_{d.n} = 1,05 U_{d..n} = 1,05 \cdot 700 = 735 \text{ в.}$$

По условию работы регулятора напряжения [формула (18')]

$$u_t = \frac{1 - e - \frac{Ae_k + p_m}{100}}{1 - \Delta u_c - e - \frac{j_{d.c} Ae_k + p_m}{j_t 100}}$$

$$= \frac{1 - \frac{22}{700} - \frac{0,5(8+3) + 0,9}{100}}{1 - 0,05 - \frac{22}{700} - \frac{1,8 \cdot 0,5(8+3) + 0,9}{1,08 \cdot 100}} = 1,11.$$

Тогда

$$U_{d..n} = 1,11 \cdot 700 = 777 \text{ в.}$$

**Схема с обратной связью по скорости.** Поскольку принятая зависящая система управления потоком возбуждения двигателя, величина  $u_t$ , получаемая из условия устойчивой работы инвертора, остается такой же, как и для схемы с обратной связью по напряжению.

По условию работы регулятора скорости [формула (19')]

$$u_t = \frac{1 - e - \frac{Ae_k + p_m}{100} + \rho_a(j_{d.c} - 1)}{1 - \Delta u_c - e - \frac{j_{d.c} Ae_k + p_m}{j_t 100}} =$$

$$= \frac{1 - \frac{22}{700} - \frac{0,5(8+3) + 0,9}{100} + 0,059(1,8 - 1)}{1 - 0,05 - \frac{22}{700} - \frac{1,8 \cdot 0,5(8+3) + 0,9}{1,08 \cdot 100}} = 1,17.$$

Следовательно,

$$U_{d..n} = 1,17 \cdot 700 = 819 \text{ в.}$$

**Пример 2.** Для привода нажимного устройства реверсивного обжимного стана применены два двигателя мощностью по 360 квт, 920 об/мин, 400 в. Двигатели соединены последовательно и питаются от реверсивного ионного преобразователя. Требуется определить номинальное выпрямленное напряжение трансформатора при следующих условиях:

поток возбуждения не регулируется;

напряжение короткого замыкания трансформатора  $e_{k.t} = 6\%$ ;

напряжение короткого замыкания сети  $e_{k.c} = 4\%$ ; относительное сопротивление цепи якоря  $\rho_a = 0,025$  при 20° С; наибольший ток при торможении привода  $j_d = 2,5$ ;

ток статической нагрузки  $j_{d.t} = 1$ ;

номинальный ток трансформатора равен номинальному току двигателя ( $j_t = 1$ ).

Остальные условия те же, что в предыдущем примере.

В связи с малой величиной статической нагрузки расчет производится только из условия устойчивой работы инвертора [формула (10)]:

$$u_t = \frac{1 - 0,5 \frac{e_k}{100} - j_d \rho_a}{(1 - \Delta u_c) \cos \delta + 2e - \frac{j_d}{j_t} 0,5 \frac{e_k}{100}} =$$

$$= \frac{1 - 0,5 \frac{6+4}{100} - 2,5 \cdot 0,025}{(1 - 0,05)0,966 + 2 \frac{22}{800} - 2,5 \cdot 0,5 \frac{6+4}{100}} = 1,05.$$

В этом случае

$$U_{d..n} = 1,05 U_{d..n} = 1,05 (2 \cdot 400) = 840 \text{ в.}$$

#### Литература

1. Пистрак М. Я., Предельные углы регулирования реверсивного ионного преобразователя, «Электричество», 1965, № 6.

2. Föster J. und Steinmüller H. F., Steuer und Regeltechnik der Stromrichter Umkehrantriebe, «AEG Mitteilungen», 1958, № 11/12.

3. Слежановский О. В., Электропривод реверсивных станов горячей прокатки, Металлургиздат, 1961.

4. Левин Г. М. и Гольденталь М. Э., Реверсивный ионный электропривод, «Энергия», 1964.



# Расчет тяговых усилий и индуктивностей соленоидов с прямым стальным сердечником

О. Г. КАЦНЕЛЬСОН

Москва

**Введение.** Соленоиды с открытой магнитной цепью широко применяются в устройствах автоматики, в области электрических и магнитных измерений и в системах передачи электрической энергии. В качестве примера можно назвать индукционные датчики, дифференциальные трансформаторы, реакторы для защиты от коротких замыканий, электромагнитные весы [Л. 1] и стабилизаторы тока [Л. 2].

Известно несколько способов расчета тяговых усилий и индуктивностей подобных соленоидов.

В работе Бухгольца [Л. 3] определяется индуктивность соленоида для частного случая (неограниченно длинный сердечник с бесконечно большой магнитной проницаемостью находится внутри катушки). Однако этот метод чрезвычайно сложен, и результаты решения мало применимы на практике. В работе Шеллера [Л. 4] рассчитаны индуктивности катушек также для частного случая (стальной сердечник заполняет всю внутреннюю полость катушки); вычисленные значения хорошо сходятся с экспериментальными. В работе Кюхлера [Л. 5] выведены эмпирические формулы для расчета усилий и индуктивностей катушек со стальным сердечником, однако результаты расчета сходятся с экспериментальными данными только при длине сердечника, равной длине катушки.

В настоящей статье сделана попытка приближенно рассчитать характеристики тяговых усилий соленоидов и их индуктивности при любом положении цилиндрического стального сердечника внутри катушки; полученные расчетные данные сопоставлены с экспериментальными.

В статье приняты следующие обозначения:

- $l$  — длина катушки соленоида, м;
- $s$  — сечение сердечника,  $\text{м}^2$ ;
- $l_c$  — длина сердечника, м;
- $d_c$  — диаметр сердечника, м;
- $r_c$  — радиус сердечника, м;
- $d$  — средний диаметр катушки, м;
- $d_a$  — наружный диаметр катушки, м;
- $d_b$  — внутренний диаметр катушки, м;
- $r$  — средний радиус катушки, м;
- $J$  — намагниченность сердечника,  $\text{вб}/\text{м}^2$ ;
- $J_{cp}$  — средняя намагниченность сердечника,  $\text{вб}/\text{м}^2$ ;
- $B_{cp}$  — средняя магнитная индукция в сердечнике,  $\text{вб}/\text{м}^2$ ;
- $B$  — магнитная индукция в сердечнике,  $\text{вб}/\text{м}^2$ ;
- $H$  — напряженность магнитного поля в катушке,  $\text{а}/\text{м}$ ;
- $H_{cp}$  — средняя напряженность поля катушки по длине сердечника,  $\text{а}/\text{м}$ ;
- $\mu_0$  — магнитная постоянная,  $\text{гн}/\text{м}$ ;
- $\mu_d$  — дроссельная проницаемость<sup>1</sup>;

<sup>1</sup> Дроссельная проницаемость [Л. 6 и 7] — величина, обратная магнитометрическому коэффициенту размагничивания  $N = \frac{4\pi}{\mu_d}$ .

$F$  — тяговое усилие, н;

$L_0$  — индуктивность катушки без стального сердечника, гн;

$L_{x1}$  — индуктивность катушки с сердечником, вошедшим внутрь полости катушки на расстояние  $x_1$  (рис. 1), гн;

$L_{c,\max}$  — максимальная индуктивность катушки при полностью вошедшем в полость сердечнике (симметрично расположенному относительно длины катушки), гн;

$t$  — толщина обмотки катушки, м;

$i$  — ток в катушке соленоида, а;

$w$  — число витков катушки соленоида;

$w_0$  — число витков катушки соленоида на единицу длины катушки.

**Расчет тягового усилия соленоида.** Примем следующие допущения:

напряженность магнитного поля  $H$  одинакова по внутреннему сечению катушки и равна напряженности поля на оси катушки;

если намагнченное тело (сердечник) находится в магнитном поле с напряженностью  $H$ , то сила  $F$ , действующая на один из концов сердечника, равна (приложение 1):

$$F = k_1 B_{cp} H s.$$

Допустим, что стальной сердечник длиной  $l_c$  частично входит во внутреннюю полость катушки соленоида. Заменим неоднородное магнитное поле, в котором находится сердечник, однородным с напряженностью поля

$$H_{cp} = \frac{\int_{x_1}^{x_2} H dx}{l_c}.$$

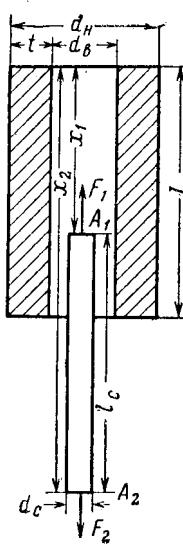


Рис. 1. Соленоид с прямым стальным сердечником.

Стальной цилиндрический сердечник, помещенный в однородное поле, намагничивается неоднородно, однако его среднюю магнитную индукцию можно определить на основании формулы для дроссельной проницаемости и цилиндрических сердечников, предложенной В. К. Аркадьевым [Л. 6]:

$$\mu_d = \frac{B_{cp}}{\mu_0 H_{cp}} = \frac{\lambda^2}{2,72 \lg \lambda - 0,69}, \quad (1)$$

где  $\lambda = \frac{l_c}{d_c}$ , причем  $9 < \lambda < 27$ .

Из формулы (1) следует, что

$$B_{cp} = H_{cp} \mu_d \mu_0 \quad (2)$$

Следует принять во внимание, что на сердечник действуют две силы  $F_1$  и  $F_2$ , направленные в противоположные стороны (рис. 1), так как намагниченность кон-

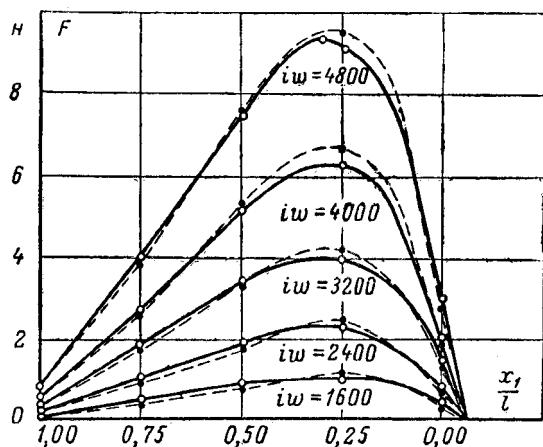


Рис. 2. Зависимость тягового усилия соленоида от отношения  $\frac{x_1}{l}$ .

● — расчет; ○ — опыт.

цов сердечника противоположна по знаку. Силы эти в общем случае неодинаковы по величине ( $F_1 > F_2$ ), ибо конец сердечника  $A_1$  находится в поле с большей напряженностью, чем конец  $A_2$ , и поэтому равнодействующая сила

$$F = F_1 - F_2 = k_1(H_1 - H_2)sB_{cp}$$

или, с учетом формулы (2),

$$F = k_1\mu_d(H_1 - H_2)s\mu_0H_{cp}. \quad (3)$$

Найдем величины  $H_1$ ,  $H_2$  и  $H_{cp}$ , для чего введем следующие обозначения:

$$\frac{x}{r} = y; \frac{x_1}{r} = y_1; \frac{x_2}{r} = y_2; \frac{l}{r} = m; \frac{l_c}{r} = m_1.$$

В этом случае получим такие формулы:

$$H_1 = \frac{i\omega_0}{2} [f(y_1) + f(m - y_1)];$$

$$H_2 = \frac{i\omega_0}{2} [f(y_2) + f(m - y_2)] = \frac{i\omega_0}{2} [f(m_1 + y_1) + f(m - m_1 - y_1)];$$

$$H_{cp} = \frac{ri\omega_0}{2l_c} \int_{y_1}^{y_2} [f(y) + f(m - y)] dy = \frac{ri\omega_0}{2l_c} [\varphi(y_2) - \varphi(m - y_2) - \varphi(y_1) + \varphi(m - y_1)] = \frac{ri\omega_0}{2l_c} [\varphi(m_1 + y_1) - \varphi(m - m_1 - y_1) - \varphi(y_1) + \varphi(m - y_1)],$$

$$\text{где } f(y_1) = \frac{y_1}{\sqrt{1 + y_1^2}},$$

$$\varphi(y_1) = \sqrt{1 + y_1^2}.$$

Подставив эти значения в формулу (3), найдем, что

$$F = k_1 \frac{sr}{l_c} \mu_0 \mu_d \frac{(i\omega_0)^2}{4} [f(y_1) + f(m - y_1) - f(y_1 + m_1) - f(m - m_1 - y_1)] [\varphi(y_1 + m_1) - \varphi(m - m_1 - y_1) - \varphi(y_1) + \varphi(m - y_1)]. \quad (4)$$

Если длина стального сердечника  $l_c$  равна длине, катушки  $l$ , то  $m = m_1$  и

$$F = \frac{k_1 sr}{l} \mu_0 \mu_d \frac{(i\omega_0)^2}{4} [2f(y_1) + f(m - y_1) - f(m + y_1)] [\varphi(m + y_1) + \varphi(m - y_1) - 2\varphi(y_1)]. \quad (5)$$

Величина  $k_1$  равна (приложение 1):

$$k_1 \approx \frac{l_c}{l_c - r_c}.$$

**Расчет индуктивности соленоида с прямым стальным сердечником.** Индуктивность соленоида можно рассчитать, проинтегрировав выражение для тягового усилия, ибо

$$F = \frac{i^2}{2} \frac{dL_x}{dx}.$$

Так, например, для индуктивности соленоида со стальным цилиндрическим сердечником, конец которого находится в точке  $x_1$  (рис. 1) и длина которого  $l_c$  равна длине катушки  $l$ , получим следующую формулу:

$$L_{x_1} = L_0 + \frac{k_1 sr^2}{l} \mu_0 \mu_d \frac{\omega_0^2}{2} [3y_1^2 + m^2 + 1 + \varphi(m - y_1)\varphi(m + y_1) - 2\varphi(y_1)\varphi(m + y_1) - 2\varphi(y_1)\varphi(m - y_1)], \quad (6)$$

где  $L_0$  — индуктивность самой катушки соленоида (без сердечника).

**Экспериментальная проверка результатов расчетов тягового усилия соленоидов с прямым стальным сердечником.** Для проверки метода расчета тяговых усилий были использованы экспериментальные тяговые характеристики соленоида [Л. 8], имеющего следующие данные:

$$l = 11 \cdot 10^{-2} \text{ м}; d_B = 2 \cdot 10^{-2} \text{ м}; l_c = 12 \cdot 10^{-2} \text{ м}; d_h = 7 \cdot 10^{-2} \text{ м}; w = 4000; i = 1 \text{ а}; d_c = 17 \cdot 10^{-3} \text{ м}.$$

Сопоставление экспериментальных тяговых усилий этого соленоида с рассчитанными по формуле (4) приведено на рис. 2; средняя величина расхождений составляет около 5%.

**Выводы.** По формулам (4) — (6) можно рассчитать тяговые усилия и индуктивности соленоидов с прямым стальным сердечником. Формулы применимы, если тяговые усилия пропорциональны квадрату ампер-витков соленоида; это имеет место, если величина средней магнитной индукции в стальном сердечнике  $B_c$  не превышает 1 вБ/м<sup>2</sup>.

**Приложение 1.** Пусть стальной цилиндр (сердечник) находится в неоднородном магнитном поле соленоида с напряженностями  $H_1$  и  $H_2$  в местах  $A_1$  и  $A_2$  расположения концов цилиндра (рис. 1). Докажем, что тяговое усилие, действующее на сердечник,

$$F = k_1 B_{cp}(H_1 - H_2).$$

Заменим неоднородную намагниченность сердечника однородной намагниченностью  $J_{cp}$  и найдем величину средней индукции в сердечнике  $B_{cp}$ .

Известно [Л. 9], что однородно намагниченный стальной сердечник можно заменить соленоидом с обмоткой, расположенной на боковой поверхности сердечника; при этом магнитную индукцию  $B$  в точке  $x_1$  по оси сердечника (рис. 3) можно определить по формуле, аналогичной формуле для напряженности поля на оси соленоида:

$$B = \frac{1}{2} \mu_0 J_{cp} (\cos \theta_2 - \cos \theta_1)$$

или

$$B = \frac{1}{2} \mu_0 J_{cp} \left[ \frac{x_1}{\sqrt{x_1^2 + r_c^2}} + \frac{l_c - x_1}{\sqrt{(l_c - x_1)^2 + r_c^2}} \right].$$

В этом случае

$$B_{cp} = \frac{1}{2} \mu_0 J_{cp} \int_0^{l_c} \left[ \frac{x_1}{\sqrt{x_1^2 + r_c^2}} + \frac{l_c - x_1}{\sqrt{(l_c - x_1)^2 + r_c^2}} \right] \times \\ \times dx_1 = \mu_0 J_{cp} \left[ \sqrt{1 + \left( \frac{r_c}{l_c} \right)^2} - \frac{r_c}{l_c} \right].$$

Если  $\frac{r_c}{l_c} \ll 1$ , то

$$B_{cp} \approx \mu_0 J_{cp} \left( 1 - \frac{r_c}{l_c} \right). \quad (\text{П-1})$$

Известно [Л. 9] следующее выражение для силы  $F_0$ , действующей на единицу поперечного сечения сердечника с намагниченностью  $J_{cp}$ , находящегося в поле с напряженностью  $H$ :

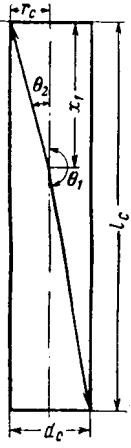


Рис. 3. Сердечник соленоида.

$$F_0 = J_{cp} H \mu_0,$$

на основании формулы (П-1):

$$F_0 \approx \frac{B_{cp} H}{1 - \frac{r_c}{l_c}}, \\ F \approx \frac{B_{cp} H s}{1 - \frac{r_c}{l_c}}. \quad (\text{П-2})$$

Ввиду того, что концы намагниченного сердечника  $A_1$  и  $A_2$  находятся в магнитном поле соленоида с напряженностями поля соответственно  $H_1$  и  $H_2$ , на сердечник действует разность двух сил ( $F_1$  и  $F_2$ ):

$$F_1 - F_2 = k_1 B_{cp} (H_1 - H_2) s,$$

где

$$k_1 \approx \frac{1}{1 - \frac{r_c}{l_c}} \approx \frac{l_c}{l_c - r_c} \text{ при } \frac{r_c}{l_c} \ll 1.$$

**Приложение 2.** Пример расчета тягового усилия соленоида с прямым стальным сердечником. Рассчитаем тяговое усилие соленоида при токе  $i = 1$  а, числе витков  $w = 4000$ ,  $l_c = 15 \cdot 10^{-2}$  м,  $d_c = 17 \cdot 10^{-3}$  м,  $t = 11 \cdot 10^{-2}$  м,  $d_n = 7 \cdot 10^{-2}$  м,  $d_v = 1 \cdot 10^{-2}$  м,  $d = 4,5 \cdot 10^{-2}$  м,  $t = 2,5 \cdot 10^{-2}$  м. Глубина погружения сердечника  $\frac{x_1}{l} = 0,25$ .

Находим вспомогательные величины, входящие в формулу (4):

$$k_1 = 1,06; s = \frac{\pi d_c^2}{4} = 2,28 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2; r = \frac{d}{2} = 2,25 \cdot 10^{-2} \text{ м},$$

$$\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ ГН/м}; \lambda = \frac{l_c}{d_c} = 8,85;$$

$$\mu_d = \frac{\lambda^2}{2,72 \lg \lambda - 0,69} = 41,5;$$

$$m = \frac{l}{r} = 4,9;$$

$$m_1 = \frac{l_c}{r} = 6,7;$$

$$y_1 = \frac{x_1}{r} = \frac{x_1}{l} m = 1,22;$$

$$y_2 = y_1 + m_1 = 7,92;$$

$$m - y_1 = 3,68;$$

$$m - y_2 = -3,02;$$

$$f(y_1) = 0,774; f(m - y_1) = 0,965;$$

$$f(y_2) = 0,992;$$

$$f(m - y_2) = -0,949;$$

$$\varphi(y_1) = 1,578; \varphi(m - y_1) = 3,813;$$

$$\varphi(y_2) = 7,987; \varphi(m - y_2) = 3,182.$$

Подставив эти величины в формулу (4), найдем, что тяговое усилие  $F = 7,2$  н; экспериментально найденное значение  $F = 7,7$  Н.

#### Литература

1. Кацельсон О. Г. и Телятников И. П., Электромагнитные аналитические регистрирующие весы, «Заводская лаборатория», 1952, № 1.
2. Кацельсон О. Г. и Эдельштейн А. С., Премионный соленоидный стабилизатор переменного тока, «Электричество», 1953, № 1.
3. Виххольц H., Beitrag zur Theorie der Reaktanzspulen mit offenem Eisenkern, «Archiv für Elektrotechnik», 1940, B. 24, N. 6.
4. Scheller H., Berechnung von drosseln mit geraden Eisenkern, «Archiv für Elektrotechnik», 1940, B. 34, N. 6.
5. Küchler, Jahrbuch der AEG, Forschung, 1939.
6. Аркадьев В. К., Электромагнитные процессы в металлах, 1935.
7. Поливанов К. М., Ферромагнетики, Госэнергоиздат, 1957.
8. Гордон А. В. и Сливинский А. Г., Электромагниты постоянного тока, Госэнергоиздат, 1960.
9. Нетушил А. В. и Поливанов К. М., Основы электротехники, ч. 3, «Теория электромагнитного поля», Госэнергоиздат, 1956.

[4.6.1965]

◊ ◊ ◊

УДК 621.3.014.6

## Влияние подземного металлического трубопровода на искажение электрического поля ближайших токов

Кандидат техн. наук В. Н. ТКАЧЕНКО

Гипронигаз

Рельсовый путь электрифицированной на постоянном токе железной дороги или трамвая находит в земле поле ближайших токов. Подземное металлическое сооружение подвергается коррозийному действию ближайшего тока, который при стекании с поверхности этого сооружения в землю уносит с собой положительно заряженные ионы металла. Подземное металлическое сооружение, на-

ходящееся под влиянием ближайших токов, в свою очередь вызывает искажения поля в земле. Если рядом уложены два подземных сооружения, то вследствие отмеченного обстоятельства между ними возникают сложные взаимные влияния.

Вопросы влияния рельсовых путей электрифицированного транспорта на подземные сооружения достаточно подробно изучены [Л. 1], но закономер-

ности вторичных влияний подземных сооружений на поле ближдающих токов и на соседние сооружения почти не исследованы. Задачи изучения взаимного влияния подземных металлических сооружений на электрокоррозионные процессы в них возникли в связи с тем, что в последнее время начали получать распространение принципы совместной защиты от ближдающих токов нескольких подземных сооружений одними электрозащитными средствами. Рассматриваемый ниже вопрос влияния подземного металлического трубопровода на поле ближдающих токов связан с общей теоретической задачей анализа распределения потенциалов на двух и более проводниках.

Г. Г. Марквардт [Л. 2] вывел формулу распределения потенциалов и токов на подземном сооружении. При этом им было использовано положение об отсутствии какого-либо влияния подземного сооружения на «близкую» землю. Это допущение позволило упростить математические выкладки, однако полученные формулы можно использовать лишь для подземных сооружений с хорошей изоляцией. В этом случае влияние токов утечки действительно можно не учитывать, но при этом необходимо указать количественный предел применимости формул.

На этом же положении основан вывод теоретических зависимостей И. В. Стрижевским и Д. К. Томляновичем [Л. 3]. Проверочные расчеты [Л. 3], выполненные Л. Д. Разумовым по методу Е. Зунде, показали, что потенциал точек земли под воздействием трубопровода меняется незначительно. Так, в худшем случае, когда сопротивление изоляции трубопровода равно нулю, потенциал точек земли вблизи трубопровода изменяется, как показали авторы, только на 6,2%. Эта ошибка не представляется существенной и поэтому влияние подземного сооружения на потенциал земли можно не учитывать. На основании этого допущения можно значительно упростить расчет потенциалов подземного сооружения любой конфигурации, что в настоящее время является актуальной проблемой.

Исследование влияния трубопровода на потенциал земли нами было проведено на электролитической модели системы рельс—земля—подземное сооружение (рис. 1). На поверхности цилиндрической электролитической ванны, диаметр которой и глубина равны 500 мм, были жестко закреплены

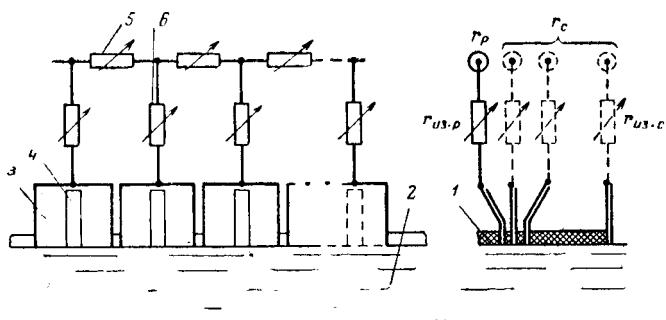


Рис. 1. Схема модели системы рельс—земля—подземное сооружение.

1 — плата из диэлектрика; 2 — электролит; 3 — токовый электрод; 4 — измерительный электрод; 5 — удельное продольное сопротивление подземного сооружения; 6 — удельное сопротивление изоляции подземного сооружения.

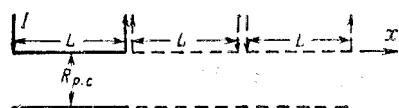


Рис. 2. Расчетная схема.

в четыре линии плоские никелевые электроды так, что только торцы их касались электролита. Расстояния между линиями равны последовательно 1,1 и 8 мм. Электроды, размер торцов которых составлял  $19 \times 0,2$  мм<sup>2</sup>, в количестве 15 штук были расположены с интервалом в 1 мм так, что длина линий составила 300 мм. К электродам первой линии были подключены цепочки сопротивлений, имитирующие продольное сопротивление ( $r_p$ ) и сопротивление изоляции ( $r_{is,p}$ ) рельсового пути.

Вторая, третья и четвертая линии предназначались для подключения цепочек сопротивлений, соответствующих различным параметрам моделируемого подземного сооружения.

Рядом с основными электродами фиксировались измерительные, предназначенные для измерения потенциала земли. Измерительный электрод с размером торца  $2 \times 0,2$  мм<sup>2</sup> устанавливался против центра основного электрода на расстоянии 0,5 мм от него.

Как показано ранее [Л. 4], схема проводника с утечкой, приведенная на рис. 1, соответствует аналогу как подземного сооружения, так и рельсов и может быть использована при исследовании поля ближдающих токов.

В соответствии с критериями подобия были приняты следующие масштабы: геометрический  $m_L = 1 : 10\,000$ , удельных сопротивлений земли  $m_p = 1 : 1$ , потенциалов  $m_u = 1 : 1$ , токов  $m_i = 1 : 10\,000$ , сопротивлений  $m_r = 10\,000 : 1$ .

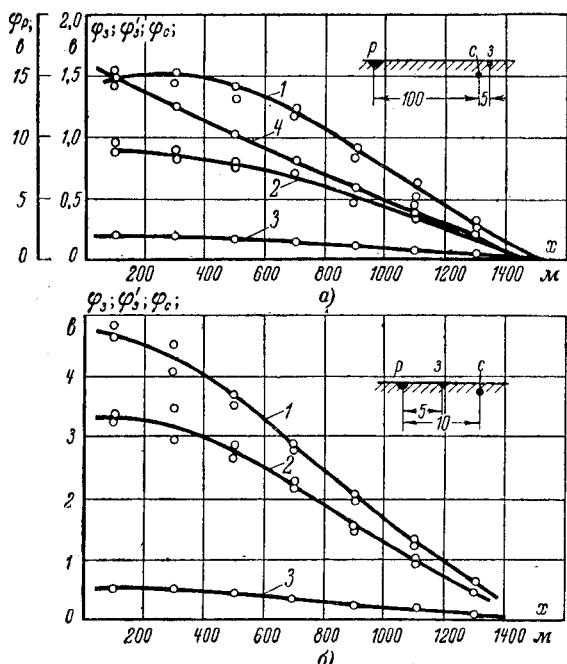


Рис. 3. Распределение потенциалов в земле до укладки трубопровода (1), в земле после укладки трубопровода (2), на трубопроводе (3) и на рельсах (4).

На указанной модели исследовалось распределение потенциалов в земле вблизи подземного сооружения и на подземном сооружении, проложенном параллельно рельсовому пути (рис. 2). Подземное сооружение и рельсы имели одинаковую длину, равную 3 000 м. Через рельсовый участок протекал ток  $I=800$  а.

Моделируемый рельсовый путь имел следующие параметры:

продольное сопротивление  $r_p = 1,5 \cdot 10^{-5}$  ом/м;  
переходное сопротивление  $r_{\text{пер.}p} = 100$  ом·м;  
коэффициент затухания  $\alpha_p = 3,9 \cdot 10^{-4}$  1/м.

Эти параметры соответствуют плохому состоянию двухпутного пути с рельсами типа Р-43, уложенным на шпально- песчаное основание с замощением.

В качестве подземного сооружения был выбран трубопровод. Продольное и переходное сопротивления являются переменными параметрами.

Модель работала на переменном токе промышленной частоты; измерение проводилось по компенсационной схеме, в качестве нуль-индикатора использован осциллограф. Возможности воспроизведения на данной модели точной количественной картины распределения потенциалов рассмотрены ранее [Л. 4].

На рис. 3 приводятся кривые распределения потенциалов вдоль оси  $x$ : в земле до укладки трубопровода  $\varphi_3$ , в земле после укладки трубопровода  $\varphi'_3$ , на трубопроводе  $\varphi_c$  и на рельсах  $\varphi_p$ . На графиках совмещены точки как положительных, так и отрицательных ветвей кривых, взятых с одним знаком.

В рассматриваемом случае моделировался трубопровод диаметром  $d=245 \times 8$  мм с продольным сопротивлением  $r_c = 2,15 \cdot 10^{-5}$  ом/м, неизолированный ( $r_{\text{из.}c}=0$ ), с переходным сопротивлением  $r_{\text{пер.}c}=51$  ом·м и коэффициентом затухания  $\alpha_c=6,5 \cdot 10^{-4}$  1/м.

Как видно из графиков, при наличии трубопровода в расположенных вокруг него точках земли произошло значительное отрицательное приращение потенциала. При расстоянии между рельсами и трубопроводом  $R_{p.c}=100$  м (рис. 3, а) для всех точек земли по оси  $x$  относительное приращение потенциала составило:

$$\frac{(\varphi_3 - \varphi'_3)}{\varphi_3} \approx 0,45.$$

Несмотря на то, что потенциал трубопровода на порядок меньше потенциала рельсов, количественный характер влияния трубопровода и рельсов на потенциалы земли один и тот же. Особенно это наглядно для симметричного расположения рельсов и того же трубопровода относительно исследуемой точки земли (рис. 3, б).

С приближением трубопровода к рельсам абсолютное приращение потенциала земли  $\varphi_3 - \varphi'_3$  растет, но относительное  $(\varphi_3 - \varphi'_3)/\varphi_3$  падает. Так, для  $R_{p.c}=10$  м отношение  $(\varphi_3 - \varphi'_3)/\varphi_3$  равно примерно 0,25 (рис. 3, б), в то время как при  $R_{p.c}=100$  м это отношение составляет 0,45 (рис. 3, а).

На рис. 4 приведены зависимости относительного приращения потенциала земли от коэффициента утечки трубопровода. Эти зависимости

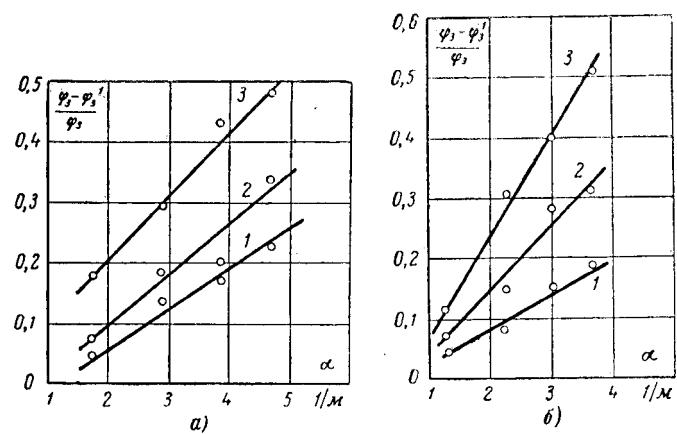


Рис. 4. Относительное приращение потенциала в земле после укладки трубопровода.  
а — трубопровод диаметром  $d=245 \times 8$  мм; б — то же, но диаметром  $d=529 \times 10$  мм;  $1-R_{p.c}=10$  м;  $2-R_{p.c}=20$  м;  $3-R_{p.c}=100$  м.

в исследуемом интервале  $\alpha_c$  явно линейны, что приводит к мысли о возможности получения эмпирических формул или расчетных графиков для вычисления потенциалов подземного сооружения относительно земли. В связи с этим были выполнены несколько серий измерений с моделями трубопроводов  $d=245 \times 8$  мм,  $d=377 \times 8$  мм и  $d=529 \times 10$  мм при различном состоянии изоляционного покрытия и различных расстояниях между рельсами и трубопроводом. На основании результатов измерения были построены расчетные кривые (рис. 5), дающие возможность определить приращение потенциала земли вблизи трубопроводов, лежащих от рельсов на расстоянии от 6 до 400 м.

Прежде всего из графиков, изображенных на рис. 5, следует, что влиянием трубопровода на потенциалы земли пренебрегать нельзя. Сравнивая результаты расчета влияния трубопровода на величину потенциалов земли, выполненного по методу Е. Зунде [Л. 3], с приведенными в настоящей

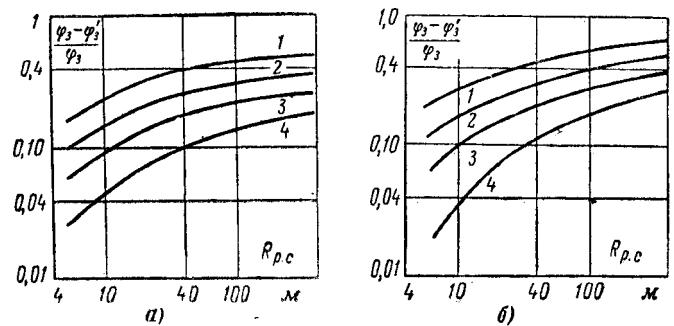


Рис. 5. Расчетные кривые для вычисления относительного приращения потенциала земли, вызываемого трубопроводами диаметром 250 мм (а), 375 мм (б) и 500 мм (в).  
1 —  $r_{\text{пер.}c}=50$  ом·м; 2 —  $r_{\text{пер.}c}=100$  ом·м; 3 —  $r_{\text{пер.}c}=200$  ом·м; 4 —  $r_{\text{пер.}c}=500$  ом·м.

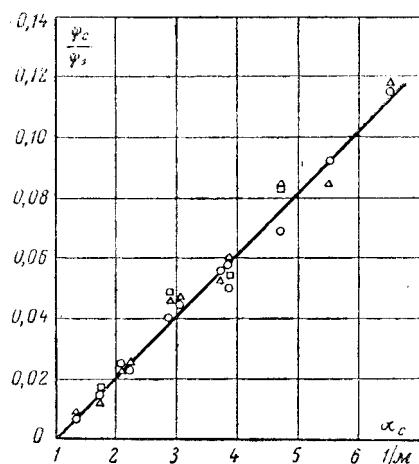


Рис. 6.

Приведенный потенциал трубопроводов  
 $d = 250 \div 500 \text{ мм}$  относительно удаленных  
 точек земли; о —  $R_{\text{р.с}} = 10 \text{ м}$ ; □ —  $R_{\text{р.с}} = 20 \text{ м}$ ;  
 $\Delta$  —  $R_{\text{р.с}} = 100 \text{ м}$ .

статье данными, можно отметить значительное расхождение между ними. Результаты такого сопоставления приведены в таблице.

№ п/п.	Сопротивление изоляции трубопровода $r_{\text{из.с}}$ , $\text{ом} \cdot \text{м}$	$\frac{\varphi_z - \varphi'_z}{\varphi_z}, \%$			
		По методу Е. Зунде	Расчет на модели		
			$d=250 \text{ мм}$	$d=375 \text{ мм}$	$d=500 \text{ мм}$
1	0	6,2	44	53	56
2	100	4,7	26	33	32
3	500	4,0	14	16	12

Расстояние между рельсами и подземным сооружением в расчете принято равным  $R_{\text{р.с}} = 100 \text{ м}$ . Поскольку в работе [Л. 3] диаметр трубопровода, принятого в расчете, не приведен, а лишь указывается на то, что «расчет произведен для некоторых средних параметров подземного сооружения и рельсового пути», в таблице приведен ряд диаметров. Кроме того, неизвестна величина удельного сопротивления земли  $\rho$ , принятая при расчете по формулам, а от нее зависит величина переходного сопротивления:

$$r_{\text{пер}} = r_{\text{из}} + \frac{\rho}{\pi} K_0(v). \quad (1)$$

Расчет на модели был проведен при  $\rho = 19,5 \text{ ом} \cdot \text{м}$ . Но если бы  $\rho$  было даже равно  $50 \text{ ом} \cdot \text{м}$ , то рассматриваемые величины изменились бы незначительно.

И, наконец, рассмотрим на модели изменения собственного потенциала подземного сооружения, измеренного относительно удаленных точек земли  $\varphi_z$ . Семейство точек, характеризующих относительный потенциал трубопровода, изображено на рис. 6.

Главная особенность, которая была отмечена при моделировании, — это независимость отношения  $\varphi_z/\varphi_c$  от диаметра трубопровода ( $d = 250 \div 500 \text{ мм}$ ) и расстояния от рельсового пути в пределах  $R_{\text{р.с.}} = 10 \div 100 \text{ м}$ . При  $\alpha_c < 3,5 \cdot 10^4 \text{ } 1/\text{м}$  потенциалом  $\varphi_c$  вообще можно пренебречь. На основе полученных

при экспериментах результатов можно вывести формулу для вычисления потенциала трубопровода относительно «близкой» земли ( $U_c$ ), отличающуюся от известных формул своей простотой. Обозначив

$$\delta_1 = \frac{\varphi_z - \varphi'_z}{\varphi_z},$$

$$\delta_2 = \frac{\varphi_c}{\varphi_z},$$

получим:

$$U_c = \varphi_c - \varphi'_z = -\varphi_z(1 - \delta_1 - \delta_2). \quad (2)$$

Потенциал земли  $\varphi_z$  легко вычисляется по формулам [Л. 1].

Для трубопроводов, проложенных вблизи точки приложения отрицательной нагрузки на рельсах (тяговой подстанции), потенциал земли можно вычислять по формуле

$$\varphi_z = -\frac{I \rho a_p}{2\pi} \Omega(a_p x, a_p y), \quad (3)$$

где  $I$  — средний ток тяговой подстанции,  $a$ ;  
 $\rho$  — удельное сопротивление земли,  $\text{ом} \cdot \text{м}$ ;  
 $a_p$  — коэффициент утечки рельсового пути,  
 $1/\text{м}$ ;

$\Omega(u, v)$  — специальная табулированная функция [Л. 1];

$x$  — текущая координата вдоль рельсов,  $\text{м}$ ;  
 $y$  — кратчайшее расстояние от рельсов до рассматриваемой точки земли,  $\text{м}$ .

Так, при  $I=600 \text{ а}$ ,  $\rho=20 \text{ ом} \cdot \text{м}$ ,  $a_p=2 \cdot 10^{-4} \text{ } 1/\text{м}$ ,  $x=0$ ,  $y=100 \text{ м}$  и  $\Omega(0, 0, 02)=4,05$  потенциал земли равен  $\varphi_z=-1,55 \text{ в}$ .

Трубопровод с параметрами  $d=500 \text{ мм}$ ,  $r_{\text{пер.с.}}=100 \text{ ом} \cdot \text{м}$ ,  $a_p=3,3 \cdot 10^{-4} \text{ } 1/\text{м}$ ,  $\delta_1=0,39$  и  $\delta_2=0,05$ , проходящий через точки  $x=0$  и  $y=100 \text{ м}$ , находится под потенциалом  $U_c=0,87 \text{ в}$ .

Рассматриваемую схему (рис. 2), на основании принципа наложения, можно считать частью магистрали, на которой чередуются нагрузки и подстанции. Все выводы справедливы, например, для участка длиной 6 км, в центре которого расположена тяговая подстанция, а на концах — собранные в один узел нагрузки. Что касается равномерно распределенной нагрузки, то, вероятно, коэффициенты  $\delta_1$  и  $\delta_2$  в этом случае будут несколько меньше полученных выше. Расхождение в значениях этих коэффициентов будет означать увеличение запаса надежности, т. е. вычисленный потенциал  $U_c$  будет выше истинного. Запас надежности увеличится также и в том случае, когда длина трубопровода будет меньшая, чем принятая в расчете.

#### Литература

- Стрижевский И. В., Теория и расчет дрепажной и катодной защиты магистральных трубопроводов от коррозии блуждающими токами, Гостоптехиздат, 1963.
- Марквардт Г. Г., Расчет блуждающих токов в подземном сооружении, «Электричество», 1955, № 6.
- Стрижевский И. В. и Томлянович Д. К., Блуждающие токи и электрические методы защиты от коррозии, изд. Министерства коммунального хозяйства РСФСР, 1957.
- Ткаченко В. Н., Моделирование системы рельсовая сеть — земля — сеть подземных сооружений, «Газовое дело», 1964, № 6.

[18.2.1965]



## Изучение закономерностей повреждений в системах распределения электрической энергии на открытых горных разработках

Кандидат техн. наук В. И. БОЧАРОВ

Ленинградский горный институт

Для объективного построения надежных систем распределения электрической энергии на территории промышленного предприятия необходимо знать закономерности изменения вероятностей повреждений в распределительной сети. В статье приводятся результаты наблюдений повреждений в карьерной распределительной сети за 1962—1964 гг. для трех различных по климатическим условиям районов. Автором были обработаны 4 000 случаев (наблюдений) повреждения отдельных элементов карьерной распределительной сети.

Как показали наблюдения, повреждаемость элементов в карьерной распределительной сети зависит от многих факторов, в том числе от интенсивности производственного процесса, климатических условий, качества электроаппаратуры и т. п.

Наблюдения за повреждаемостью в течение суток показали, что значения частоты повреждения складываются из двух составляющих: первая не зависит от интенсивности производственного процесса (повреждения, вызванные недостаточным качеством электроаппаратуры, старением изоляции и т. п.) и вторая зависит от ганизации производственного процесса и его интенсивности.

Если пренебречь нелинейностью кривой распределения частоты повреждения (провалом в период взрывов), то закономерность распределения частоты повреждения может быть приближенно записана уравнением

$$P^*_i = 0,055 + 0,138 \exp^{-\frac{(t_i - 11)^2}{9.3}}, \quad (1)$$

где  $P^*_i$  — частота повреждения карьерной сети в данный интервал времени суток (без учета повреждаемости от взрыва);

$t_i$  — интервал наблюдения (через 2 ч).

Изменение повреждаемости в карьерной распределительной сети в течение года зависит от многих факторов, в том числе и от климатических условий. Наблюдения показали, что при резком изменении температуры окружающего воздуха в разделках кабелей наблюдаются кратковременные пробои по так называемому озонному или полупроводниковому слою. Такое же явление пробоя наблюдается и в воздушной карьерной сети по изоляции изолаторов опор. Повышение влажности и озона в атмосфере увеличивает интенсивность пробоя в разделках кабелей за счет «краевого эффекта». Несмотря на многообразие причин, вызывающих поврежде-

ния в карьерной распределительной сети в течение года, различаются две характерные группы повреждений: первая, в которой вероятность повреждения элементов карьерной сети не зависит от времени года, и вторая, в которой частота появления повреждений зависит от климатических условий.

На рисунке приводятся характерные закономерности изменения частоты повреждения в карьерной распределительной сети для трех различных районов открытых горных разработок, отличающихся по климатическим условиям. Как видно из кривой 1 рисунка, переменная составляющая, вызванная многофазными повреждениями, наиболее интенсивна в зимнее время, в период сильных ветров. Наблюдениями установлено, что для этих условий изменение частоты появления многофазных замыканий может быть описано следующим уравнением:

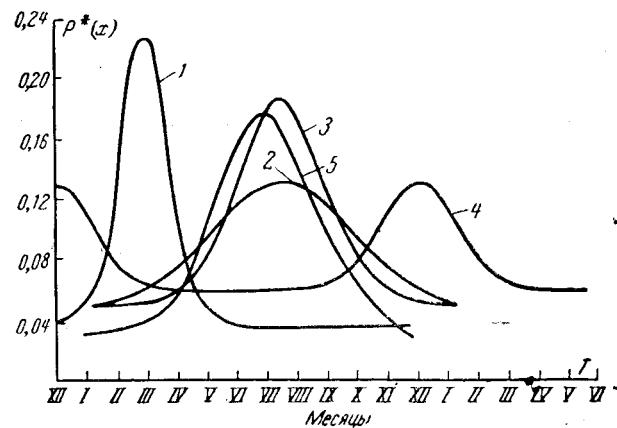
$$P^*_{(к.з)i} = 0,037 + 0,191 \exp^{-\frac{(3-t_i)^2}{1.49}}, \quad (2)$$

где  $P^*_{(к.з)i}$  — частота появления многофазных повреждений в зависимости от времени года;

$t_i$  — время наблюдения [ $t_1$  = I (январь),  $t_2$  = II (февраль) и т. д.].

Переменная составляющая однофазных замыканий (рисунок, кривые 2 и 3) наиболее интенсивна в период дождей и резкого изменения климатических условий (для северных районов — это июль — август).

Наблюдениями установлено, что изменение частоты появления однофазных повреждений в зави-



симости от времени года (для характерного года) для условий северных районов может быть описано следующими уравнениями:

а) устойчивые однофазные замыкания (кривая 2)

$$P^*_{(уст)} = 0,057 + 0,082 \exp^{-\frac{(7,5-t_i)^2}{10,5}}; \quad (3)$$

б) однофазные неустойчивые замыкания (кривая 3)

$$P^*_{(неуст)} = 0,0512 + 0,126 \exp^{-\frac{(7,5-t_i)^2}{4,5}}. \quad (4)$$

В тех случаях, когда климатические условия изменяются (т. е. являются не характерными для данного года), распределение частоты повреждения в течение года может быть многомодальным. Закономерность изменения частоты повреждения для условий южных районов может быть описана приближенно уравнением (кривая 4)

$$P^*_{юг} = 0,062 + 0,0686 \exp^{-\frac{(12-t_i)^2}{2,4}}. \quad (5)$$

После обработки материалов аварийной статистики (4 000 случаев повреждения) за 1962—1964 гг. нами получены численные значения вероятностей повреждения отдельных элементов карьерной распределительной сети из расчета, что опыт продолжается сутки. В таблице приведены результаты обработки этих статистических материалов.

Надежность полученных результатов  $\Phi(x) = 0,8 - 0,85$ , точность  $\varepsilon = \pm (10 \div 12)\%$ . Было установлено, что на карьерах не наблюдается прямой зависимости между увеличением протяженности распределительной сети и вероятностью ее повреждения.

Например, при увеличении протяженности карьерной сети вдоль одного уступа, по которому транспорт обслуживает только один рабочий участок, увеличение числа случаев повреждения при возрастании протяженности сети может быть определено по следующей формуле:

$$x_i = x_1 + 0,225(n_i - 1), \quad (6)$$

где  $x_i$  — среднее количество повреждений карьерной сети на уступе в течение года;

$x_1$  — среднее количество повреждений в год, приходящееся на 1 км карьерной сети на одном уступе ( $x_1 = 3,4 \div 5,4$ );

$n_i = \frac{l_i}{l}$  — коэффициент пропорциональности;

$l_i$  — действительная длина карьерной линии на уступе, км;

$l$  — длина линии, равная 1 км.

На карьерах различается эксплуатационная надежность защиты и надежность по избирательному действию. Под эксплуатационной надежностью понимается способность защиты выполнить возложенные на нее функции при заданном количестве возможных перетаскиваний по территории карьера. Надежность максимальной токовой защиты на

Повреждаемость электросетевых устройств карьеров за 1962—1964 гг. по трем районам

Наименование района	Первый район	Второй район	Третий район	По трем районам	
				Средняя частота повреждаемости на один элемент в течение суток	Общее количество элементов сети, за которыми проводились наблюдения
Наименование элементов карьерной сети					
Гибкие экскаваторные кабели					
а) электрические повреждения	0,0154 (0,0228)	0,025	0,0124	(0,02) 0,0152	247
б) механические повреждения	0,00155			0,00156	
в) соединительные муфты и разделки	(0,0123) 0,00725		0,0142 0,0078	0,0106	136
Высоковольтные приключательные пункты питания (РВНО)	0,0043 0,0071			0,007	282
Вводы в РВНО	0,00146 (0,0024)	0,0541	0,007 (0,0018)	(0,00243) 0,00146	
Разъединители наружной установки	0,004			0,004	33
Вводы в экскаваторы	0,00069			0,00069	34
Переносные воздушные карьерные сети 6 кв	0,0254	0,032	0,0223 0,033	0,0284	138,8 км
Стационарные карьерные сети	0,00167		0,0011	0,0137	82 км
Передвижные КТП (трансформаторные подстанции)	0,0025	0,0023		0,0024	145
Электрооборудование экскаваторов	0,0171	0,008		0,012	138

П р и м е ч а н и я: 1. Всего рассмотрено  $n = 11735$  случаев повреждения.

2. В скобках приводятся значения частоты повреждения с учетом кратковременных повреждений.

3. Количество кратковременных повреждений по второму району: 22,7% от приведенных значений в таблице.

# Выходной блок бесконтактных устройств релейной защиты на полупроводниках

Инж. С. С. РОЗОВ

Киев

Выходной блок полупроводниковых комплектов релейной защиты выполняет функции многоступенчатого реле времени, согласования с устройствами АПВ, сигнализации срабатывания по зонам и управления электромагнитом отключения выключателей. До последнего времени для воздействия на электромагнит отключения выполнялся исключительно контактный выход. При этом использовались серийные или модернизированные электромеханические промежуточные реле со значительным потреблением мощности, вносящие замедление 20—60 мсек при срабатывании мгновенных ступеней защит. Из-за этого приходилось значительно повышать быстродействие измерительных органов, что нередко вело к ухудшению других параметров. Кроме того, электромеханические реле обладают недостатками, связанными с наличием контактов (окисление, подгорание, разрегулировка, искрение во взрывоопасных средах, коммутационные перенапряжения и т. д.).

Полупроводниковые приборы, дающие усиление мощности в десятки тысяч раз, в частности управляемые кремниевые вентили (УВК), позволяют выполнить полностью бесконтактный выходной блок.

**Характеристики и расчет основных выходных элементов блока.** На рис. 1 показана расчетная схема оконечного каскада выходного блока, содержащая запускающий транзистор  $T_1$ , катушку электромагнита отключения ЭО и устройство гашения УВК после срабатывания. Последнее необходимо при отсутствии блок-шайб выключателя, которые могут быть использованы для разрыва силовой цепи оперативного тока, а значит, и для гашения вентиля. Чтобы гальванически разделить управляющие и силовые цепи, использован пик-трансформатор (ПТ).

Транзистор  $T_1$  работает в ключевом режиме. На схеме замещения показаны сопротивление и емкость коллектора, пересчитанные через коэффициент передачи тока базы  $\beta$  в схеме с общим эмиттером:

карьерах при достаточно высокой культуре эксплуатации приближается по своей величине к стационарным распределениям, однако надежность защиты от однофазных замыканий по избирательному признаку в условиях открытых разработок зависит от типа и конструкции защиты, от вида и места однофазного замыкания и других факторов. Как показала практика эксплуатации на карьерах, существующие типы защиты от однофазных замыканий имеют надежность  $\bar{P}_{\text{заш}} = 0,85 \div 0,9$ . Таким образом, надежность действия защиты для условий открытых горных разработок можно определить по формуле

$$\bar{P}_{\text{заш}} = 1 - (1 - \bar{P}_{\text{изб}} \bar{P}_{\text{эксп}}), \quad (7)$$

$$r_{k,2} = \frac{r_k}{\beta + 1}; \quad (1)$$

$$C_{k,2} = C_k (\beta + 1). \quad (2)$$

Ключевой режим выходного транзистора предполагает подачу одиночных импульсов, поэтому для упрощения расчетов можно пренебречь емкостью  $C_{k,2}$ , минимальной при «насыщенном» транзисторе, и пользоваться низкочастотным значением коэффициента передачи тока базы  $\beta_0$ . Тогда передний фронт импульса в первичной обмотке ПТ определяется по формуле

$$t_\Phi = \tau \ln \frac{i_6}{i_6 - \frac{I_k}{\beta_0}}, \quad (3)$$

где  $\tau$  — время жизни носителей заряда (приводится при уменьшении их числа в  $e$  раз). Ток коллектора открытого транзистора

$$I_k = I_{k,n} + I_R + I_L, \quad (4)$$

где  $I_{k,n}$  — начальный коллекторный ток запертого транзистора, определяющий начальное насыщение пик-трансформатора;

$I_L$  — ток намагничивания индуктивности  $L$  пик-трансформатора;

$I_R$  — ток нагрузки.

В выражении нагрузки сопротивление  $R_n$  включает в себя сопротивление вторичной обмотки ПТ, прямое сопротивление защитного диода  $R_{d,z}$  и сопротивление  $p-n$  перехода УВК (обычно 20—40 ом). Напряжение  $U_y$  на рис. 1 соответствует амплитуде импульса и должно обеспечивать надежное отпирание вентиля при активной длительности импульса  $t_{\text{и.а}}$  на управляющем электроде вентиля.

Для расчета ПТ используется кривая восходящей дифференциальной проницаемости  $\mu_d = \frac{1}{\mu_0} \frac{dB}{dH}$  (кривая 1 на рис. 2) которая отличается от нормальной ( $\mu$ ) проницаемости (кривая 2) и особенно от среднего

где  $\bar{P}_{\text{изб}}$  — надежность защиты по избирательному признаку;

$\bar{P}_{\text{эксп}}$  — эксплуатационная надежность защиты.

**Выводы.** 1. Исследования материалов аварийной статистики показали, что наибольшая повреждаемость наблюдается в гибких экскаваторных кабелях при неблагоприятных климатических условиях. Из этого следует, что необходимо разработать новые типы экскаваторных кабелей с улучшенной изоляцией и меньшей стоимостью.

2. Полученные закономерности распределения частоты повреждаемости во времени свидетельствуют о наличии общих специфических особенностей повреждения элементов карьерных сетей для разных климатических районов.

[6.12.1965]



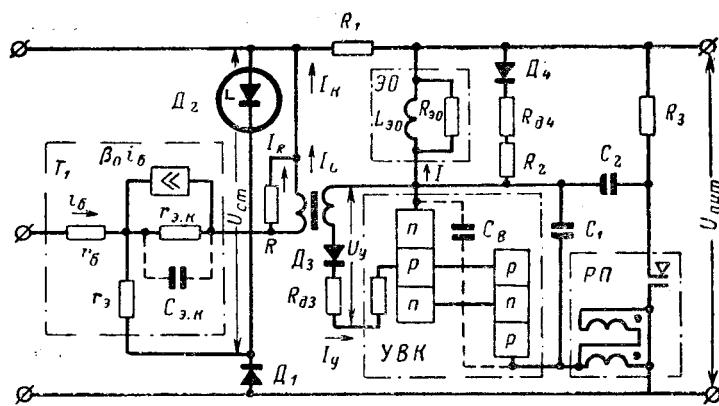


Рис. 1.

значения магнитной проницаемости  $\mu_d$  на предельном частном цикле намагничивания, иначе называемой действующей в импульсном режиме проницаемостью (кривая 3).

Последняя снимается для определенной формы импульса и при крутом переднем фронте дает значительную погрешность. Оптимальным режимом работы ПТ будет такой, когда используется лишь восходящая ветвь кривой дифференциальной проницаемости, линеаризированная для упрощения расчетов.

Дифференциальная начальная индуктивность первичной обмотки ПТ

$$L_{d0} = \frac{\mu_0 \mu_{d0} w_1^2 S}{l_{cp}}, \quad (5)$$

где  $\mu_{d0}$  — начальная дифференциальная проницаемость;

$w_1$  — число витков первичной обмотки ПТ;

$S$ ,  $l_{cp}$  — сечение и средняя длина магнитной силовой линии магнитопровода.

С другой стороны, индуктивность изменяется во времени и зависит от изменения тока намагничивания:

$$L(t) = L_{d0} \left[ 1 + \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right) \frac{I_L(t)}{I_{L\max}} \right]. \quad (6)$$

Известным путем проинтегрировав следующее дифференциальное уравнение цепи, состоящей из перехода эмиттер-коллектор транзистора и эквивалентной схемы пик-трансформатора  $R-L$ :

$$U_{ct} = L_{d0} \left( 1 + \frac{r_e + r_{k.e}}{R} \right) \left[ 1 + \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right) \times \times \frac{I_L(t)}{I_{L\max}} \right] \frac{dI_L(t)}{dt} + I_L(t)(r_e + r_{k.e}), \quad (7)$$

для времени, соответствующего активной длительности импульса и максимальному току намагничивания  $I_{L\max}$ , может быть определена начальная дифференциальная индуктивность

$$L_{d0} = \frac{R(r_e + r_{k.e})}{R + r_e + r_{k.e}} \cdot \left[ \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right) \frac{U_{ct}}{I_{L\max}(r_e + r_{k.e})} + 1 \right] \ln \frac{U_{ct}}{U_{ct} - I_{L\max}(r_e + r_{k.e})} - \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right). \quad (8)$$

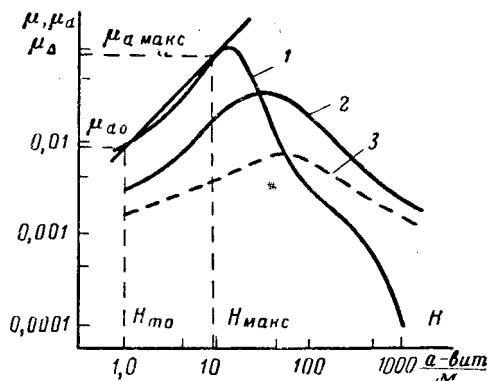


Рис. 2

Сравнив формулы (5) и (8), можно выразить одну из неизвестных величин. Задавшись произвольно числом витков первичной обмотки и определив с помощью формулы  $H = \frac{\omega_1 I_L}{l_{cp}}$  и кривой дифференциальной проницаемости значения  $\mu_{d\max}$  и  $\mu_{d0}$ , можно выбрать сечение  $S$ , соответствующее минимальному стандартному набору, причем в расчете максимальный ток намагничивания

$$I_{L\max} = I_{k\max} - I_R = \frac{U_{bx} - U_{e.6}}{r_e + r_{k.e}} - \frac{U_{ct}}{R}, \quad (9)$$

где падение напряжения на переходе эмиттер—база  $U_{e.6} = 0,2 - 0,3$  в для «насыщенного» транзистора.

Методика определения амплитуды входного сигнала  $U_{bx}$  и других характеристик управляющего транзистора известна из теории расчетов полупроводниковых триггеров.

Для анализа работы УВК рассматривается схема замещения в виде двух транзисторов (с  $n-p-n$  и  $p-n-p$  проводимостью). В момент подачи управляющего тока уравнение состояния тиристора следующее:

$$(1 - a_{pnp}) I = a_{npp} (I + I_y) + I_{co}, \quad (10)$$

где  $a_{pnp}$ ,  $a_{npp}$  — коэффициенты передачи тока;

$I$  — прямой ток через УВК;

$I_{co}$  — начальный ток среднего перехода.

При отсутствии блок-шайб выключателя для возврата УВК в непроводящее состояние необходимо обеспечить «деионизацию» среднего перехода путем отведения избыточных носителей заряда. Принципиально это можно осуществить подачей отрицательного тока управления

$$-I_y = I \frac{(a_{pnp} + a_{npp}) - 1}{a_{npp}}. \quad (11)$$

Поскольку в проводящем состоянии  $a_{pnp} = 1$ , то нужен ток деионизации  $|I_y| = I$ , т. е. сигнал большой мощности. Известны схемы гашения УВК, ис-

пользующие разряд конденсатора. Все они имеют значительное потребление мощности оперативного тока в длительном режиме. Поэтому более рационально использовать вспомогательное реле РП (рис. 1) с замедлением на срабатывание, вносимым противовключенной тормозной обмоткой. При отпирании УВК начинается заряд емкости  $C_2$  через зарядное сопротивление  $R_4$ . По истечении времени, необходимого для заряда конденсатора, и после замыкания контакта РП конденсатор разряжается на УВК, запирая последний.

Особенностью УВК является значительная емкость трех переходов  $C_{\text{в}}$ , достигающая 450 нФ. Ток заряда этой емкости при подаче оперативного напряжения может вызвать ложное отпирание вентиля при отсутствии управляющего сигнала. Существует зависимость скорости нарастания напряжения и минимального напряжения переключения УВК. В зависимости от типа тиристора снижение минимального напряжения переключения наблюдается при нарастании напряжения до номинального значения за время менее 10–40 мксек. Для защиты от ложных срабатываний надо изменить скорость нарастания напряжения  $\frac{dU}{dt}$ , изменив, например, постоянную времени заряда включением шунтирующей емкости  $C_1$  ( $0,1 \text{ мкФ} > C_1 > 500 \text{ нФ}$ ).

При работе УВК на индуктивную нагрузку следует учитывать опасные перенапряжения, возникающие за счет э. д. с. отключения самоиндукции ЭО. В ряде случаев достаточно шунтировать индуктивность диодом  $D_4$ . Обычно производится выбор диода по допустимому обратному напряжению, импульсной перегрузке и определяется величина ограничивающего ток разряда сопротивления  $R_3$ .

В общем случае дифференциальное уравнение имеет вид:

$$(R_{\text{ЭО}} + R_{\Sigma}) i + L_{\text{ЭО}} \frac{di}{dt} = 0, \quad (12)$$

где  $R_{\text{ЭО}}$  — активное сопротивление катушки отключения;

$L_{\text{ЭО}}$  — ее индуктивность;

$R_{\Sigma} = R_{\text{ди}} + R_2$  — суммарное сопротивление разрядного сопротивления и диода.

Решение этого уравнения:

$$i = I e^{-\frac{t}{T}} = \frac{E_{\text{макс}}}{R_{\text{ЭО}}} e^{-\frac{t(R_{\text{ЭО}}+R_{\Sigma})}{L}}, \quad (13)$$

где  $I$  — ток в обмотке при открытом УВК, определяемый максимальным напряжением источника питания  $E_{\text{макс}}$ .

В момент  $t=0$

$$i = \frac{E_{\text{макс}}}{R_{\text{ЭО}}}, \quad (14)$$

а падение напряжения на сопротивлении  $R_{\Sigma}$  равно:

$$\Delta U_{R_{\Sigma}} = \frac{R_{\Sigma} E_{\text{макс}}}{R_{\text{ЭО}}}. \quad (15)$$

Поскольку перенапряжение не должно превышать допустимого напряжения на диоде, то

$$U_{\text{макс}} = E_{\text{макс}} + \Delta U_{R_{\Sigma}}. \quad (16)$$

Сравнивая выражения (15) и (16), можно определить суммарное сопротивление

$$R_{\Sigma} = R_{\text{ЭО}} \frac{U_{\text{макс}} - E_{\text{макс}}}{E_{\text{макс}}} = R_{\text{ЭО}} \left( \frac{U_{\text{макс}}}{E_{\text{макс}}} - 1 \right). \quad (17)$$

Так, для диода типа Д7Ж с максимально допустимой амплитудой обратного напряжения 400 в и  $E_{\text{макс}} = 242$  в ( $110\% / U_{\text{пит}}$ ), т. е.  $U_{\text{макс}} = \frac{400}{242} E_{\text{макс}} = 1,65 E_{\text{макс}}$ , суммарное сопротивление  $R_{\Sigma}$  не должно превышать  $0,65 R_{\text{ЭО}}$ .

Кроме того, производится проверка выбранного диода путем сравнения его импульсной перегрузочной способности со временем спадания тока разряда индуктивности до величины, равной номинальному току диода  $I_{\text{н.д.}}$ :

$$i^2 t = \left( \frac{E_{\text{макс}}}{k_{\text{ЭО}}} \right)^2 \frac{L (1 - k_c^2)}{2(R_{\text{ЭО}} + R_{\Sigma})}, \quad (18)$$

где  $R_c = \frac{I_{\text{н.д.}}}{I}$ .

Для предотвращения отрицательных импульсов на управляющем электроде включается защитный диод  $D_3$ . Чтобы уменьшить вносимое сопротивление в управляющую цепь, этот диод может быть включен параллельно вторичной обмотке пиктрансформатора.

**Экспериментальные исследования.** На рис. 3 показан оконечный каскад выходного блока, испытанный в сочетании с приводом ППМ-10. Активное сопротивление катушки ЭО  $R_{\text{ЭО}} = 48,9 \text{ ом}$ , индуктивность  $L_{\text{ЭО}} = 276 \text{ мГн}$  в начальном положении якоря. Питание цепей осуществлялось от выпрямительного блока мощностью 280 вт. Пиктрансформатор выполнен на магнитопроводе Ш7×10 из стали Э310 толщиной 0,35 мм с каркасом от реле РПТ-100. Данные обмоток: первичная  $w_1 = 1000$  витков ПЭВ-2/0,13,  $R_1 = 80 \text{ ом}$ ,  $L_1 = 360 \text{ мГн}$ , добротность  $Q = 5,5$ ; вторичная  $w_2 = 200$  витков ПЭВ-2/0,41,  $R_2 = 1,4 \text{ ом}$ ,  $L_2 = 15 \text{ мГн}$ .

Выходной блок надежно работал в диапазоне температур от  $-60$  до  $+70^\circ \text{C}$ . На схеме рис. 3 показаны места включения шлейфов осциллографа Н700. При подаче оперативного напряжения от выпрямительного блока тумблером  $T_{\text{Б2}}$  (отметка  $t_0$  на рис. 4) шлейф  $E_3$  отмечает пик с небольшой амплитудой, обусловленной током заряда емкостей перехода УВК. Через некоторое время после размыкания тумблера  $T_{\text{Б1}}$  открывается запускающий транзистор типа П16 и кратковременным импуль-

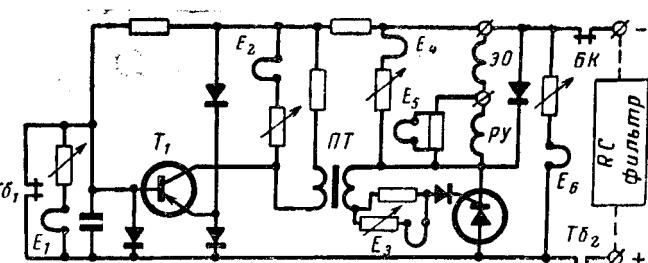


Рис. 3.

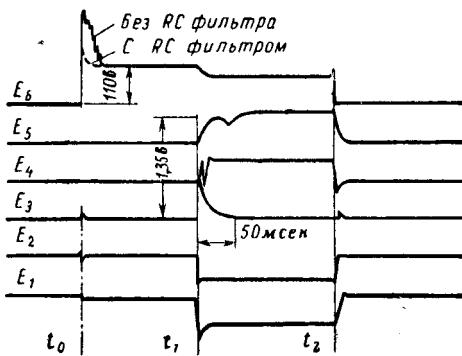


Рис. 4.

сом отпирает УВК типа Д238Г. После отключения выключателя ( $t_2$ ) и разрыва цепи замкнутым при включенном выключателе блок-контактом (БК) тиристор возвращается в исходное состояние.

Рассмотренная схема может служить усилителем приставкой к приводу любой мощности. Выполнив диодную схему ИЛИ запуска транзистора, можно отключать выключатель от нескольких защит.

Во втором варианте (рис. 5) схема представляет собой выходной блок одиночной многоступенчатой защиты ЛЭП. Она содержит три ступени выдержки времени: от 0 до 1, от 0,3 до 2 и от 1,5 до 8 сек. Для сигнализации срабатывания по ступеням используются двухобмоточные избирательные блинкера. В качестве выходного блинкера использовано реле РУ-21. К выходному блоку также следует отнести реле контроля положения выключателя РКПВ и возможные контакты контроля давления воздушных выключателей с шунтирующими их активными сопротивлениями. Подобный выходной блок использован в дистанционной защите тяговых сетей 27,5 кв.

**Выводы.** Использование УВК для целей бесконтактного отключения позволяет выполнить выходной блок на любое напряжение постоянного или выпрямленного оперативного тока и для электромагнитов отключения приводов любой мощности с блок-контактами и без них. Оконечный узел выходного блока, собранный на УВК, по своему быстродействию, габаритам (80×80×50 мм) и простоте удовлетворяет требованиям к комплектам защите на полупроводниках.

#### Приложение. Примерный расчет пик-трансформатора.

Заданы:  $U_{ct}=10$  в;  $U_y=2$  в;  $R_h=20$  ом;  $t_{ia}=3$  мксек. Ориентировочно приняты:  $r_0+r_{k.e}=20$  ом;  $U_{bx}=1,3$  в;  $U_{b.e}=$

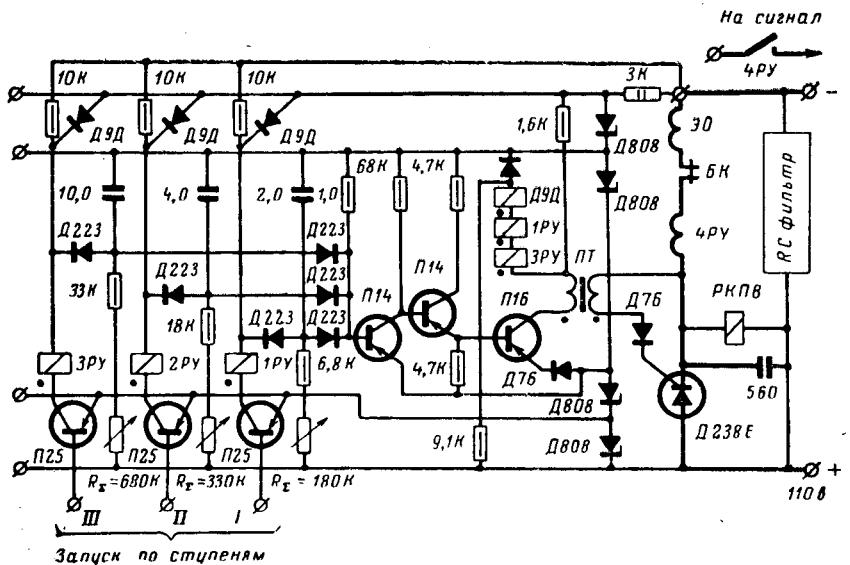


Рис. 5.

$=0,3$  в;  $I_{cp}=0,08$  м (пластины Ш7, сталь Э310 толщиной 0,35 мм); если  $w_1=1\ 000$  витков, то проницаемость  $\mu_{d\max}=0,1$  и  $\mu_{d0}=0,01$  (рис. 2).

1. Определяем величину пересчитанного в коллекторе сопротивления:

$$R=R_h \left( \frac{U_{ct}}{U_y} \right)^2 = 20 \left( \frac{10}{2} \right)^2 = 500.$$

2. Максимальный ток намагничивания пик-трансформатора (9)

$$I_{L\max} = I_{k\max} - I_R = \frac{1,3 - 0,3}{20} - \frac{10}{500} = 0,05 - 0,02 = 0,03 \text{ а.}$$

3. Сечение магнитопровода пик-трансформатора определяется из выражений (5) и (8):

$$S = \frac{I_{cp}}{\mu_0 \mu_{d0} w_1^2} \frac{R(r_0 + r_{k.e})}{(R + r_0 + r_{k.e})} \times$$

$$\times \frac{t_{n.a}}{\left[ \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right) \frac{U_{ct}}{I_{LM}(r_0 + r_{k.e})} + 1 \right] \ln \frac{U_{ct}}{U_{ct} - I_{LM}(r_0 + r_{k.e})} - \left( \frac{\mu_{d\max}}{\mu_{d0}} - 1 \right)} =$$

$$= \frac{0,08 \cdot 200 \cdot 20 \cdot 3 \cdot 10^{-6}}{1,2 \cdot 10^{-6} \cdot 0,01 \cdot 1\ 000^2 \cdot 220 \left\{ \left[ \left( \frac{0,1}{0,01} - 1 \right) \frac{10}{0,03 \cdot 20} + 1 \right] \times \ln \frac{10}{10 - 0,03 \cdot 20} - \left( \frac{0,1}{0,01} - 1 \right) \right\}} =$$

$$= \frac{0,08 \cdot 4\ 000 \cdot 3 \cdot 10^{-6}}{1,2 \cdot 10^{-2} \cdot 220 \left[ \left( \frac{9 \cdot 10}{0,6} + 1 \right) \ln 1,1 - 9 \right]} = 6,84 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2.$$

Принят магнитопровод Ш7×10 с  $S = 7 \cdot 10^{-5}$  м<sup>2</sup>. Число витков вторичной обмотки определяется из условия

$$w_2 \approx \frac{w_1 U_y}{U_{ct}} = \frac{1\ 000 \cdot 2}{10} = 200 \text{ витков.}$$

[26.4.1965]



## ПОВЫШЕНИЕ ЧАСТОТЫ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА И НАХОЖДЕНИЕ ЕЕ ОПТИМАЛЬНОГО ЗНАЧЕНИЯ ДЛЯ ДАЛЬНЕЙШЕЙ ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ СССР

(Статья В. С. Кулебакина и В. А. Веникова, «Электротехника», 1963, № 3)

Кандидат техн. наук М. И. КРАЙЦБЕРГ и инж. А. Е. ЗАГОРСКИЙ

В дискуссии о выборе частоты для промышленных энергосистем высказаны различные и даже противоположные точки зрения о целесообразности повышения частоты для основных потребителей электроэнергии — асинхронных электродвигателей.

В этой статье приводятся результаты исследования по выбору частоты для автономных промышленных систем приводов, характерных для строительных и дорожных машин, лесной, нефтяной, газовой и некоторых других отраслей промышленности.

Рассмотрим двигатели мощностью до 100 квт. В качестве основных критериев анализа принимаем вес активной стали и меди. Обозначим вес стали двигателя при частоте 50 гц через  $G_{af}$ , а при текущей частоте  $G_{af}$ . Потребуем постоянства к. п. д.  $\eta$ , коэффициента мощности  $\cos \varphi$  и перегрузочной способности двигателя  $k_m$  при любых частотах. Для двигателей одинаковой мощности и числа полюсов получается следующее выражение для весов стали:

$$\frac{G_{af}}{G_{a50}} = \left[ \frac{D_{i50} + 2h_{z50}}{D_{a50}} \left( \frac{f}{50} \right)^x + \frac{2h_{z50}}{D_{a50}} \right]^{250} \frac{1}{f}, \quad (1)$$

где  $D_{i50}$  и  $D_{a50}$  — соответственно внутренний и внешний диаметры статора двигателя при частоте 50 гц;  $h_{z50}$  — высота спинки и зубца статора.

Показатель степени  $x$  зависит от отношений индукций в воздушном зазоре при различных частотах:

$$\frac{B_{sf}}{B_{s50}} = \left( \frac{50}{f} \right)^x. \quad (2)$$

Соответственно для весов меди:

$$\frac{G_{Cu} f}{G_{Cu} 50} = \frac{\left( \frac{f}{50} \right)^{x-1} + \beta_1 \left( \frac{f}{50} \right)^{-x}}{1 + \beta_1}. \quad (3)$$

Здесь

$$\beta_1 = \frac{l_{s50}}{l_{s50}},$$

где  $l_{s50}$  — средняя длина лобовой части витка обмотки статора;

$l_{s50}$  — длина пазовой части витка обмотки статора.

Величина индукции и  $x$  выбираются исходя из условия оптимальности веса стали. При сохранении постоянного к. п. д.  $x$  является корнем уравнения (4):

$$\begin{aligned} & \frac{P_{Cu50}}{1 + \beta_2} \left[ \left( \frac{f}{50} \right)^{x-1} + \beta_2 \left( \frac{f}{50} \right)^{-x} \right] + \\ & + P_{Fea50} \left[ \frac{D_{i50} + h_{a50}}{D_{a50} - h_{a50}} \left( \frac{f}{50} \right)^{0.5} + \right. \\ & \left. + \frac{2h_{z50}}{D_{a50} - h_{a50}} \left( \frac{f}{50} \right)^{0.5-x} \right] + P_{Fez50} \left( \frac{f}{50} \right)^{0.5-x} + \\ & + P_{mex50} \left( \frac{f}{50} \right)^{1.6} = \Sigma P_{50}, \end{aligned} \quad (4)$$

где  $P_{Cu50}$  — потери в меди при 50 гц;

$P_{Fea50}$  — потери в стали спинки статора;

$P_{Fez50}$  — потери в стали зубцов статора;

$P_{mex50}$  — потери на трение и вентиляцию;

$\Sigma P_{50}$  — потери в двигателе при частоте 50 гц.

$$\beta_2 = \frac{P_{i50}}{P_{n50}},$$

где  $P_{i50}$  — потери в меди лобовых частей статора и ротора при 50 гц;

$P_{n50}$  — потери в меди пазовых частей статора и ротора. Практически  $0 \leq x \leq 1$ .

Для двигателя с фазным ротором  $\beta_2 \approx \beta_1$ . Анализ показал, что для сохранения  $\cos \varphi$  и  $k_m$  на заданном уровне необходимо внутренний диаметр статора и  $t$  оставлять неизменными при повышении частоты. Поэтому экономия материалов получается главным образом за счет меньшей длины машины, так как высота спинки статора  $h_a = t$  также постоянная, а изменение высоты зубца невелико.

В рассмотренном случае ( $2p = \text{пост}$ ) увеличение частоты сопровождается одновременным увеличением скорости вращения двигателя.

Если же скорость вращения постоянна, то, как показали исследования, увеличение частоты при постоянстве  $\eta$ ,  $\cos \varphi$ ,  $k_m$  двигателя нецелесообразно. Если же допустить некоторое уменьшение  $\cos \varphi$ , то и при постоянной скорости можно получить существенный экономический эффект.

В качестве примера приведем результат пересчета двигателей единой серии А на повышенные частоты. Результаты расчетов приведены в табл. 1—4. Веса стали и меди при 50 гц приняты за единицу.

Таблица 1

Мощность двигателя, квт	$n = 3000 \text{ об/мин}$			
	50 гц		100 гц	
	$\cos \varphi$	$G_a$	$G_{Cu}$	$G_{Cu}$
1	0,86	0,79	0,78	0,89
1,7	0,87	0,82	0,85	1,4
2,8	0,88	0,84	0,77	0,98
4,5	0,88	0,85	0,71	1,55
7	0,89	0,86	0,78	0,98
10	0,89	0,88	0,48	0,97
14	0,89	0,88	0,67	0,63
20	0,9	0,88	0,64	0,89
28	0,9	0,88	0,68	0,7
40	0,91	0,89	0,64	1,16
55	0,91	0,89	0,69	0,7
75	0,91	0,89	0,61	1,03
100	0,92	0,89	0,69	0,74

Примечания: 1. Выпадение некоторых точек из общего ряда в этой и последующих таблицах объясняется тем, что требование унификации серии А привело к завышенному расходу меди в некоторых двигателях.

2. Величины  $\cos \varphi$  приняты по справочнику-каталогу «Асинхронные электродвигатели единой серии А и АО мощностью от 0,6 до 100 квт», ЦНИИЭП, 1961.

Таблица 2

Мощность двигателя, квт	$n = 1500 \text{ об/мин}$			
	50 гц		100 гц	
	$\cos \varphi$	$G_a$	$G_{Cu}$	$G_{Cu}$
4,5	0,85	0,76	0,74	1,16
7	0,86	0,78	0,64	0,89
10	0,88	0,8	0,84	1,22
14	0,88	0,81	0,82	1,12
20	0,88	0,82	0,86	1,27
28	0,88	0,83	0,88	1,28
40	0,89	0,84	0,84	0,99
55	0,89	0,84	0,83	1,02

Таблица 3

Мощность двигателя, квт	$n = 1500 \text{ об/мин}$			
	50 гц		75 гц	
	$\cos \varphi$	$\cos \varphi$	$G_a$	$G_{Cu}$
0,6	0,76	0,69	1,04	1,34
1	0,79	0,72	0,79	1,28
1,7	0,82	0,75	1,01	0,82
2,8	0,84	0,78	0,95	1,28
4,5	0,85	0,8	1,02	0,88
7	0,86	0,81	0,64	0,82
10	0,88	0,82	0,89	0,97
14	0,88	0,83	0,85	1,27
20	0,88	0,84	0,9	1
28	0,88	0,85	0,85	1,19
40	0,89	0,86	0,92	0,95
55	0,89	0,87	0,81	1,1
75	0,89	0,88	0,92	0,83

Таблица 4

Мощность двигателя, квт	$n = 1000 \text{ об/мин}$			
	50 гц		66 2/3 гц	
	$\cos \varphi$	$\cos \varphi$	$G_a$	$G_{Cu}$
4,5	0,8	0,76	0,72	1,22
7	0,81	0,78	1	1,06
10	0,82	0,8	0,95	1,23
14	0,83	0,81	1,01	0,89
20	0,84	0,82	0,95	1,32
28	0,85	0,83	1,04	0,87
40	0,86	0,84	0,9	1,04
55	0,87	0,84	1,02	0,89

Как видно из таблиц, применение частоты 100 гц при 3 000 об/мин позволяет сэкономить 25—30% электротехнической стали и примерно 10% меди. Применение повышенной частоты (75 или 100 гц) при 1 000 и 1 500 об/мин хотя и позволяет сэкономить сталь, но приводит к повышенному расходу меди. Поэтому стоимость двигателя на 1 500 об/мин сни-

жается меньше, чем стоимость двигателя на 3 000 об/мин, а на 1 000 об/мин остается примерно такой же, что и при частоте 50 гц.

Для двигателей, работающих с меньшими скоростями, применение повышенной частоты, по-видимому, даст отрицательный эффект. Однако во многих случаях при малых скоростях рабочих механизмов выгодно применение редукторов совместно с быстроходными двигателями.

Для редукторных приводов, по нашему мнению, целесообразно увеличение скорости вращения двигателя за счет повышения передаточного числа редуктора при фиксированной скорости исполнительных механизмов, так как при этом уменьшается расход дорогих материалов — электротехнической стали и меди, а расход более дешевых марок сталей увеличивается.

В механизмах, работающих на упор или при большом числе пусков в час, увеличение скорости требует дополнительного рассмотрения.

Применение повышенной частоты позволяет получить большее число ступеней скорости вращения. При частоте 100 гц получаются следующие ступени скорости: 6 000, 3 000, 2 000, 1 500, 1 200, 1 000 об/мин. Это позволит, в свою очередь, получить дополнительную экономию материала благодаря более рациональному подбору двигателя и отказу в некоторых случаях от редуктора.

К недостаткам двигателей повышенной частоты следует отнести меньший  $\cos \varphi$  и снижение кратности пускового момента. Однако для серии А, как это видно из таблиц, при переходе на 100 гц  $\cos \varphi$  имеет удовлетворительные значения, так как его снижение составляет в среднем 3—4%. Кратность пускового момента  $k_p$  получается также удовлетворительной: при частоте 100 гц она уменьшается не более чем на 10% по сравнению с 50 гц.

**Выводы.** 1. На примере серии А видно, что применение повышенной частоты позволяет получать большую экономию материалов для двигателей на 3 000 об/мин и выше (25—30% от веса при 50 гц) и незначительную экономию для двигателей 1 000 и 1 500 об/мин (если не учитывать затраты на компенсацию дополнительной потребляемой реактивной мощности).

2. Результаты, полученные для автономных систем, могут быть распространены на приводы общепромышленного назначения (с питанием от сети), так как в качестве критерии были приняты показатели, являющиеся основными для всех электродвигателей.



УДК 658.26:300.565

## ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ ВЫБОРА РАЦИОНАЛЬНОЙ СХЕМЫ ЭНЕРГОСНАБЖЕНИЯ ЖИЛИЩНО-КОММУНАЛЬНЫХ ХОЗЯЙСТВ ГОРОДОВ

*(Статья В. Н. Столыникова, «Электричество», 1965, № 4)*

Доц. А. Ф. ДВОРНИКОВ

Воронеж

Вопрос, поднятый В. Н. Столыниковым, актуален для нашей энергетики, так как масштабы использования электроэнергии для теплоснабжения (отопления и горячего водоснабжения, обогрева парников, теплиц, полов в свинофермах, консервирования фруктов и овощей и т. д.) в нашей стране растут, а технико-экономические исследования электрического теплоснабжения проводятся в недостаточном объеме и почти не публикуются.

Работа В. Н. Столыникова является серьезным вкладом в изучение этого нового и перспективного направления использования электроэнергии в народном хозяйстве.

Результаты наших исследований в сфере сельского хозяйства (приведенные на рис. 1 и 2) так же, как и результаты исследования В. Н. Столыникова по жилищно-коммуналь-

ному хозяйству городов, указывают на экономическую целесообразность использования в ряде случаев «пропальной» электроэнергии (ПЭ) тепловых электростанций (ТЭС) для целей теплоснабжения. Основные параметры указанных графиков определены по данным практики проектирования и эксплуатации систем аккумуляционного электрического отопления (АЭО) и отопления от огневых печей на твердом топливе, при этом приняты: нормативный срок окупаемости капиталовложений во все звенья теплоснабжающих систем — 8 лет; годовые издержки эксплуатации (без учета расхода энергии) наружных электросетей — 0,08, внутридомовых электросетей и огневых отопительных печей — 0,1, аккумулирующих электропечей — 0,14 и жилой площади сельских домов — 0,075 от первоначальных капиталовложений в указанные

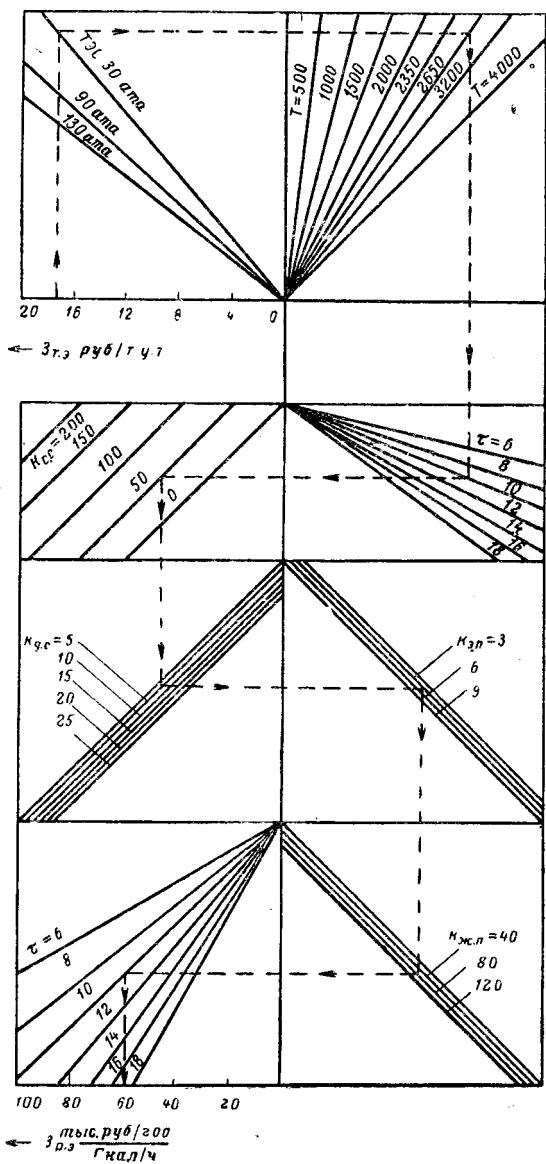


Рис. 1. Расчетные затраты средств  $Z_{p.e}$  по системе отопления с аккумулирующими электропечами в зависимости от типа ТЭС, вырабатывающей электроэнергию; величины расчетных затрат на топливо  $Z_{t.e}$ , руб/т у.т.; годовое число часов использования расчетного максимума нагрузки отопления  $T$ , ч в год; длительности подключения в течение суток электропечей к электросетям  $\tau$ , ч в сутки; капиталовложений в сельские наружные электросети  $K_{c.c}$ , внутридомовые электросети  $K_{d.c}$ , руб/квт; стоимости жилой площади, занимаемой электропечами  $K_{ж.п.}$ , руб/м<sup>2</sup>.

звенья; на обслуживание одной огневой отопительной печи затрачивается 1,5 чел-ч в сутки общественно необходимого труда стоимостью 0,4 руб. за 1 чел-ч; потери энергии на тракте клеммы генератора ТЭС — аккумулирующая электропечь—23%. На производство ПЭ согласно [Л. 2] отнесена только топливная составляющая, которая в общем случае несколько ниже величины относительного прироста расхода топлива по ТЭС, равного, например, для ТЭС 90 ата около 80% от удельного расхода топлива при номинальной нагрузке [Л. 3 и др.]. Последнее обусловлено тем, что при уплотнении графика нагрузки ТЭС путем заполнения ночных провалов его нагрузкой теплоснабжения сокращаются потери энергии на регулирование параметров и нагрузок оборудования, повышается к. п. д. оборудования вследствие перехода его в режим работы с бо-

лее высокой загрузкой, повышается cos φ генераторов ТЭС, уменьшается расход энергии на собственные нужды, остановки и пуски оборудования и поддержание его в горячем резерве.

Из графиков, показанных на рис. 1 и 2, следует, что в настоящее время АЭО в ряде случаев может экономически конкурировать с печным отоплением на твердом топливе. Эффективность АЭО возрастает с увеличением  $\tau$ , уменьшением  $K_{c.c}$ ,  $K_{d.c}$ ,  $T$  и  $Z_{t.e}$  и переходом на производство электроэнергии с ТЭС 30 ата на ТЭС 90 и 130 ата. Так, в условиях Московской области ( $T=2\,650$  ч) при сжигании на ТЭС 30 ата бурого угля открытой добычи  $Z_{t.e}=17,4$  при  $\tau=10$ ,  $K_{c.c}=50$ ,  $K_{d.c}=5$  (дополнительные к капиталовложениям, необходимым при сооружении осветительно-силовых электросетей),  $K_{ж.п.}=6$ ,  $K_{ж.п.}=80$  и сжигание в печах буроугольных брикетов  $Z_{t.e}=24,5$  при  $\eta_{п.}=0,4$ ,  $K_{п.}=30$ ,  $n=206$ ,  $Q=2\,500$  оказывается, что  $Z_{p.e}=0,7\,3_{p.п.}$  Величина  $Z_{p.e}$  при тех же условиях может быть уменьшена за счет увеличения  $\tau$  с 10 до 14 — на 13%, перевода ТЭС 30 ата на сжигание ставропольского газа — на 30%, перехода на производство электроэнергии для целей отопления с ТЭС 30 ата на ТЭС 90 ата — на 10%, использования для транспорта электроэнергии только ночного резерва пропускной способности сельских электросетей ( $K_{c.c}=0$ ) — на 28% и перехода к климатическим условиям Одесской области ( $T=1\,550$ ) — на 20%. При  $K_{c.c}=150$  и  $K_{d.c}=25$  (т. е. при сооружении для электроотопления специальных электросетей)  $Z_{p.e}\approx 1,24\,Z_{p.п.}$  Иными словами, АЭО в рассматриваемых условиях оказывается нерентабельным. При включении электрических печей только наочные часы суток  $\tau$  в наших энергосистемах может составлять 8—10 ч, а при включении еще и в часы дневных провалов графика до 12—14 ч в сутки. В свя-

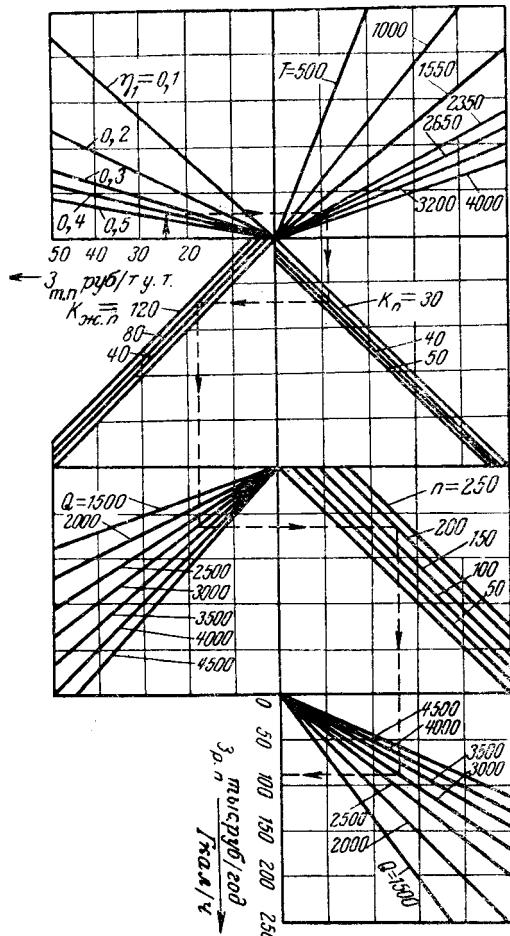


Рис. 2. Расчетные затраты средств  $Z_{p.p}$  по системе отопления с огневыми печами.

$\eta_{п.}$  — к. п. д. печи;  $K_{п.}$  — капиталовложения в огневую печь, тыс. руб/Гкал/ч;  $Q$  — теплопроизводительность печи, ккал/ч;  $n$  — продолжительность отопительного сезона, сутки в год. Остальные обозначения те же, что и на рис. 1.

зи с продолжающимся разуплотнением графиков электрической нагрузки потребителей в ряде наших энергосистем ТЭС 90 и 130 атм переходят в режим регулирования графика нагрузки и, следовательно, могут вырабатывать электроэнергию для целей отопления, что приводит к расширению сферы рентабельного применения АЭО. Эти данные указывают на имеющиеся возможности повышения экономичности схем электрического теплоснабжения сельского хозяйства. Аккумулирующие электропечи удобны в эксплуатации и позволяют улучшить санитарные условия жизни сельских жителей.

Ряд наших энергосистем располагает значительной величиной ПЭ и заинтересован в сбыте ее [Л. 4]. По нашим расчетам на основе [Л. 5] в период прохождения годового максимума нагрузок 1961 г. в ОЭС Северо-Запада на каждый 1 млн. квт установленной мощности можно было выработать на ее ТЭС (без изменения режима работы гидростанций) около 1,9 млн. квт·ч в сутки, что достаточно для отопления жилого сектора с населением примерно 50 тыс. чел. Располагаемая ТЭС величина выработки ПЭ в наших энергосистемах растет интенсивнее, чем установленная мощность, поскольку одновременно с ростом последней происходит разуплотнение графика электрических нагрузок. Причиной этого является рост доли коммунально-бытовых и сельскохозяйственных нагрузок, сокращение продолжительности рабочего дня и другие факторы. Возможная в наших энергосистемах выработка ПЭ оценивается нами в размерах около 40 млрд. квт·ч в 1970 г. и около 150 млрд. квт·ч в 1980 г. Ввиду сезонного характера отопительной нагрузки и использования ПЭ для аккумуляционного водонагрева, питания промышленных потребителей-регуляторов и на другие нужды народного хозяйства только часть указанной выработки ПЭ может быть использована на цели отопления.

Использование этих резервов ТЭС в сфере сельского хозяйства для теплоснабжения и других нужд обещает дать

большую экономию средств в народном хозяйстве (от выравнивания суточных графиков нагрузок энергосистем, сокращения средств в сфере теплоснабжения сельского хозяйства, уменьшения сжигания в нем дорогого сортового угля, увеличения производительности труда и выпуска сельскохозяйственной продукции) и позволяет в известной мере найти перспективное решение одной из актуальных и сложных проблем.

Изложенное выше показывает, что в сельских районах, присоединенных к государственным энергосистемам, не обеспеченным природным газом и испытывающим затруднения в топливоснабжении, уже в настоящее время можно рекомендовать к применению аккумуляционное электроотопление, масштабы которого определяются резервом пропускной способности сельской сети в часы провалов графика электрических нагрузок. Необходимо форсировать исследовательские работы, подготавливающие эффективное применение АЭО, и учесть внедрение АЭО в плане электрификации сельского хозяйства.

### Литература

- Соколов Е. Я., Эффективность и целесообразные области использования теплофикации, централизованного теплоснабжения и электрических методов отопления, «Энергетика» (МВССО), 1964, № 5.
- ГНТК Совета Министров СССР, Основные методические положения технико-экономических расчетов в энергетике, Металлургиздат, 1959.
- Тишенин А. М., Распределение нагрузки по проростам себестоимости, «Электрические станции», 1963, № 10.
- Дробышев А. И., Об эффективности капиталовложений и применения новой техники в энергетике, «Электрические станции», 1965, № 4.
- Методы покрытия пиков электрической нагрузки, Сб. под ред. Н. А. Карапулова, изд. АН СССР, 1963.



### ОТ РЕДАКЦИИ

В номере 3 нашего журнала за 1966 г. была помещена статья проф. Бельского, посвященная вопросам программы курса «Общая Электротехника». Этот курс изучают студенты неэлектротехнических факультетов ВУЗов, следовательно, очень широкий круг будущих инженеров.

Ряд положений проф. Бельского, предлагающего свести к минимуму теоретическую часть курса электротехники, редакция считает спорными, справедливыми лишь в специфических местных условиях (отказ от изучения методов расчета сложных электрических цепей, символического метода и т. д.).

Но, учитывая большое практическое значение вопросов, затронутых в статье проф. Бельского, редакция приглашает читателей журнала высказаться по ним на страницах журнала.

# Хроника

УДК 621.3(043)

## ДИССЕРТАЦИИ<sup>1</sup>

### НА СОИСКАНИЕ УЧЕНОЙ СТЕПЕНИ КАНДИДАТА ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ВСЕСОЮЗНЫЙ ЭЛЕКТРОТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
им. ЛЕНИНА

Ю. Д. Хромой защитил 27 февраля 1964 г. диссертацию на тему «Разработка и исследование малогабаритных металлических вентиляй». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. И. Л. Каганов и к. т. н. Н. Г. Кашников.

В первом разделе диссертации рассматриваются конструктивные особенности игнитронов. Автором, разработавшим конструкцию малогабаритных металлических игнитронов для электросварки и электропривода, обосновывается выбор конструктивных элементов игнитронов, исходя из особенностей их работы, и приводится разработка специальной технологии изготовления новых материалов, применяемых в конструкциях игнитронов. Далее им изложены результаты испытания образцов игнитронов и исследования их характеристик. В итоге работы была создана серия металлических игнитронов для контактной электросварки на токи 25, 70, 140 и 350 а и для электропривода на ток 50 а.

Второй раздел диссертации посвящен разработке конструкции малогабаритных металлических экзитронов с фиксированным катодным пятном, технологии их изготовления, исследованиям явления фиксации и испытаниям образцов вентиляй. Автор провел испытания экзитронов в лабораторных и опытно-промышленных условиях. Испытания экзитронов в трехфазных схемах выпрямления в режиме короткого замыкания на индуктивную нагрузку показали высокую надежность работы вентиляй в предельных режимах.

М. М. Карапетян защитил 16 июня 1964 г. диссертацию на тему «Волновые процессы в передвижных электрифицированных агрегатах при атмосферных перенапряжениях и схема их грозозащиты». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Д. В. Развигиков, к. т. н. Н. Н. Беляков.

Автором диссертации разработана методика расчета атмосферных перенапряжений в данных агрегатах с учетом волновых параметров и специфических условий работы отдельных их узлов и методика расчета собственного и взаимного, а также эквивалентных волновых сопротивлений многожильного кабеля при всех практически возможных соединениях его жил. Экспериментально установлены волновые параметры двух типов шланговых кабелей при различных соединениях и семи двигателей напряжением 0,5—1,0 кв, мощностью 1—25 квт.

В отличие от стационарных установок наряду с другими требованиями выбор схемы грозозащиты передвижных агрегатов тесно связан с допустимой амплитудой волны напряжения на шинах заземления подстанции, величина которой ограничивается величиной импульсной прочности изоляции кабеля относительно земли. Рассмотрена схема грозозащиты агрегатов, обеспечивающая их бесперебойную работу. Такая схема грозозащиты в настоящее время применяется в передвижных трансформаторных подстанциях 10/0,5 кв.

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

В. В. Кантан защитил 3 июня 1963 г. диссертацию на тему «Наивыгоднейшее распределение активных и реактивных нагрузок в энергосистемах». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. М. Д. Каменский и к. т. н., доц. Ф. А. Зыкин.

В диссертации рассмотрены вопросы наивыгоднейшего распределения активных и реактивных нагрузок, выявлены зависимости перерасхода топлива в системе от погрешностей решения отдельных уравнений, определяющих такое распределение нагрузок, и установлены допустимые погрешности, что позволяет более обоснованно подходить к выбору счетно-решающих устройств и средств автоматики для осуществления наивыгоднейшего распределения нагрузок в энергосистемах.

<sup>1</sup> С диссертациями можно ознакомиться в Государственной библиотеке им. Ленина и в библиотеках соответствующих институтов.

макс. Автор уточняет методы определения частичных удельных потерь в части учета фактических уровней напряжений в сети и производных от напряжений в узлах нагрузок. Им разработано счетно-решающее устройство для определения наивыгоднейшего распределения активных нагрузок.

БЕЛОРУССКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

В. М. Ильин защитил 28 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование феррорезонансного генератора затухающих колебаний». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. В. Ясинский и к. т. н. В. И. Новаш.

Автор разработал простую и надежную схему феррорезонансного генератора, вырабатывающую повторяющиеся циклы плавно затухающих колебаний повышенной частоты по сравнению с частотой входного напряжения. Решение дифференциального уравнения этого генератора сведено к решению системы двух нелинейных алгебраических уравнений, записанных в общем виде, и выполнено графоаналитически и на счетно-решающей машине.

Автором получены также формулы для расчета основных гармоник токов генератора. Установлено, что вольт-амперная характеристика генератора представляет падающую прямую, и получено ее аналитическое выражение. Разработана методика расчета генератора, позволяющая определить его параметры для получения заданной амплитуды выходного напряжения и тока и их частоты.

Автор привел численный пример расчета элементов генератора. На основе данных о феррорезонанском генераторе затухающих колебаний им разработан метод безгистерезисного намагничивания ферромагнетиков.

И. А. Ремих защитил 28 июня 1963 г. диссертацию на тему «Исследование электропривода кривошипных прессов». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Л. Б. Гейлер и к. т. н., доц. А. И. Соболев.

В диссертации рассмотрены некоторые факторы, влияющие на энергетический баланс прессов, и прикладные методы расчета системы «двигатель—маховик», предложенные различными авторами. В ней также сформулированы основные задачи экспериментального исследования данной системы, изложены методика проведения экспериментов и приведены результаты анализа экспериментальных данных.

Далее в диссертации рассмотрены:

- вопросы типизации энергетической нагрузки прессов;
- влияние упругой деформации системы «пресс—штамп» при различном характере технологической нагрузки на энергетический баланс пресса;

- потери в трущихся звеньях пресса;
- процесс включения муфты и потери энергии, связанные с работой прессов на одиночных ходах;

- влияние упругости клиновременной передачи на работу системы «двигатель—маховик»;

- вопросы расчета маховикового электропривода для двух- и многочасткового графика нагрузки;

- способ построения энергетического графика пресса (полезная работа пресса — используемое число ходов).

Автор привел пример комплексного расчета электропривода пресса с экспериментальной проверкой результатов и сформулировал основные выводы по работе.

КИЕВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

В. П. Коваленко защитил 26 июня 1964 г. диссертацию на тему «Регулирование ионных преобразователей энергоемких установок для повышения устойчивости энергетических систем». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. В. Г. Холмский и к. т. н., доц. О. Б. Толпиго.

Диссертация имеет три раздела:

- электромеханический переходный процесс в энергосистеме при наличии в ней регулируемой нагрузки. В качестве примера

в этом разделе рассмотрен режим электропередачи Волжская ГЭС им. Ленина — Москва при наличии в составе нагрузки как передающей станции, так и в приемной системе регулируемых потребителей постоянного тока;

выбор схемы регулятора и определение передаточной функции системы регулирования преобразовательной установкой. В разделе приведены результаты сравнительных испытаний различных типов регуляторов ионного преобразователя, выполненных на электродинамической модели;

экспериментальные исследования системы регулирования ионных преобразователей потребителя. Экспериментальные исследования дали возможность проверить результаты теоретического анализа, определить влияние системы регулирования ионным преобразователем на статические характеристики энергосистемы и режим работы потребителя, выяснить влияние системы регулирования на электромеханический переходный процесс и упростить расчеты переходных процессов в сложных энергосистемах.

#### НОВОЧЕРКАССКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**В. В. Магидсон** защитил 29 ноября 1963 г. диссертацию на тему «Исследование и расчет электромагнитных параметров коммутации крупных машин постоянного тока». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. М. Синельников, к. т. н. Н. В. Волошин и к. т. н. А. Г. Назикян.

Автором получено основное уравнение, достаточно полно описывающее электромагнитный процесс коммутации в крупных машинах постоянного тока, сформулированы условия определения входящих в него магнитных параметров и дана методика его решения на вычислительных машинах непрерывного действия.

В диссертации разработаны способы измерения указанных магнитных параметров на реальных машинах, предложен метод расчета коэффициентов индукции секций якоря при помощи модели из электропроводной бумаги, освещены методы комплексного экспериментального исследования коммутации крупных машин с помощью датчиков Холла. На основе этих методов для крупных машин исследовано распределение магнитных полей в воздушном пространстве и пазах якоря, а также коммутационная реакция якоря, проведено осциллографическое исследование коммутации, изложена инженерная методика расчета и анализа коммутации при помощи вычислительных машин непрерывного действия, позволяющая выбирать оптимальный вариант обмотки якоря и геометрии добавочного полюса.

**В. Г. Емельяненко** защитил 13 июня 1964 г. диссертацию на тему «Исследование режимов работы измерительного органа частоты, основанного на использовании свойств нелинейных электрических цепей, содержащих трансформаторы с глубоконасыщенными ферромагнитными сердечниками». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. А. Д. Дроздов и к. т. н., проф. А. Ф. Гикис.

В диссертации рассмотрены следующие вопросы:

общие возможные принципы устройства измерительных органов частоты, основанные на использовании свойств насыщающихся трансформаторов; режим холостого хода измерительного органа частоты;

режим нагрузки, измерительного органа частоты;

погрешность измерительного органа частоты, вызванная колебанием приложенного напряжения, и повышение точности работы измерительного органа;

погрешность измерительного аргона частоты, вызванная колебанием температуры окружающей среды, и температурная автокомпенсация;

экспериментальные исследования измерительного органа частоты;

моделирование измерительного органа частоты на электронной вычислительной машине непрерывного действия;

практическое использование свойств разработанных измерительных органов частоты в устройствах электроавтоматики и техники измерения.

**А. С. Засыпкин** защитил 25 июня 1964 г. диссертацию на тему «Разработка и исследование защиты силовой цепи электровозов переменного тока от коротких замыканий». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. Е. М. Синельников, к. т. н. А. Л. Курочкин и к. т. н. П. И. Гордиенко.

Автор исследовал новые типы высокочувствительных защите от коротких замыканий в силовой цепи переменного тока электровоза, основанных на применении электрических цепей со сталью.

Диссертация содержит следующие главы:

обзор существующих схем защиты от коротких замыканий выпрямительных электровозов;

анализ рабочих и аварийных режимов электровоза со статическими выпрямителями и оценка возможных принципов защиты от коротких замыканий;

высокочувствительные защиты от коротких замыканий силового трансформатора электровоза переменного тока;

защита, реагирующая на изменение величины первичного тока;

исследование переходных электромагнитных процессов в защите, реагирующей на изменение переменного тока, на электронной аналоговой вычислительной машине;

лабораторные и промышленные испытания защите от коротких замыканий электровозов ВЛ60 и ВЛ80 типа ЗТ.

#### ГРУЗИНСКИЙ ПОЛИХИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ

**Г. Ш. Алиев** защитил 20 июня 1964 г. диссертацию на тему «Вопросы рекуперативного торможения трамвайных вагонов с тяговыми электродвигателями последовательного возбуждения». Официальные оппоненты: д. т. н., чл.-корр. АН ГССР Л. Г. Абелишивили и к. т. н., доц. Л. Т. Трапайдзе.

Автор дает критическую оценку существующих систем рекуперативного торможения и исследует способы подключения возбудителя к обмоткам возбуждения тяговых машин. Им осуществлен также анализ способов стабилизации схем рекуперативного торможения.

В диссертации содержится анализ способов перехода двигателей в режим рекуперативного торможения, регулирования тормозного усилия и выбора схемы соединения тяговых машин в процессе рекуперативного торможения применительно к трамвайным вагонам, а также приведены результаты исследования способов привода возбудителя и методов расчета рекуперативных характеристик.

Экспериментальное исследование рекуперативного торможения трамваев осуществлено на установке, работающей по принципу возвратной работы и состоящей из испытуемого тягового электродвигателя ДК-254А, возбудителя (машины типа ПН) и некоторых других вспомогательных машин.

#### АЗЕРБАЙДЖАНСКИЙ ИНСТИТУТ НЕФТИ И ХИМИИ

**З. Я. Кулиев** защитил 19 июня 1964 г. диссертацию на тему «Применение теории импульсных систем и дискретного преобразования Лапласа к расчету переходных процессов в электрических цепях с распределенными параметрами». Официальные оппоненты: д. т. н., проф. З. И. Кязимзаде и к. т. н. Б. А. Листенгарден.

На основе теории импульсных систем и дискретного преобразования Лапласа получены решения телеграфных и волновых уравнений (при определенных начальных и граничных условиях) для электрических цепей с распределенными параметрами. В зависимости от физического характера переходных процессов в электрических цепях с распределенными параметрами последние сводятся к разомкнутым или замкнутым импульсным системам. В первом случае получается точное решение, во втором — приближенное. При определении переходных процессов численным методом все операции сводятся к арифметическим: умножению и сложению. Это позволяет вести расчеты не только обычным способом, но и на цифровых вычислительных машинах.

Численный метод является универсальным (по разработанной методике решения переходных процессов в электрических цепях с распределенными параметрами как без потерь, так и с учетом потерь в любой момент времени и в любой точке цепи для широкого класса задач приводятся к одному и тому же виду алгоритма) и допускает простую реализацию на электронных цифровых вычислительных машинах.

Полученные решения телеграфных и волновых уравнений при определенных начальных и граничных условиях могут быть применены при исследовании перенапряжений в линиях электропередачи переменного и постоянного тока, при расчете и анализе устанавливающихся процессов в линиях связи т. п.

Доцент А. С. Сергеев



# Библиография

УДК 621.314.228.5:621.332(049.3)

## И. В. Павлов. ОТСАСЫВАЮЩИЕ ТРАНСФОРМАТОРЫ В ТЯГОВЫХ СЕТЯХ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

204 стр., ц. 74 коп. Изд-во «Транспорт», 1965

В связи с широким развитием электрификации железных дорог переменным током важное значение приобретают вопросы защиты протяженных коммуникаций (линий связи, трубопроводов и т. д.) от влияния тяговой сети указанных железных дорог. Рецензируемая книга посвящена рассмотрению активного способа защиты коммуникаций путем установки в тяговой сети отсасывающих трансформаторов.

Отсасывающие трансформаторы позволяют осуществлять комплексную защиту одновременно большинства или всех коммуникаций. В ряде случаев это экономически более целесообразно, чем выполнение индивидуальной защиты каждой коммуникации в отдельности, или их реконструкция, или же относ от полотна железной дороги.

Несмотря на то что отсасывающие трансформаторы широко применяют уже в течение нескольких десятилетий за рубежом, а в последнее время они нашли распространение и в СССР, отечественная литература, посвященная теоретическим разработкам этой системы, почти полностью отсутствовала, что не позволяло оценивать ее эффективность в различных условиях. Выход в свет рецензируемой монографии в значительной мере восполняет этот пробел.

Книга состоит из восьми глав. В гл. I автор кратко излагает физические основы электромагнитного влияния тяговой сети как несимметричной высоковольтной линии электропередачи и знакомит читателя с методами его расчета.

Глава II посвящена определению магнитного влияния тяговой сети без отсасывающих трансформаторов. В начале дается уточнение количественного определения экранирующего действия рельсов. Далее автор дает аналитическое определение эквивалентного влияющего тока в различных условиях. Полученные при этом формулы позволяют более просто вычислять индуктированные опасные напряжения при любом режиме работы системы энергоснабжения.

В гл. III рассмотрена комплексная защита коммуникаций отсасывающими трансформаторами. Подробно показано распределение тока и потенциала в элементах тяговой сети при включении отсасывающих трансформаторов по обеим известным схемам — с обратным проводом и без него. Здесь же показана степень ограничения токов в земле и потенциала рельсов при установке отсасывающих трансформаторов.

Несомненно заслугой автора является рассмотрение электромагнитных процессов в достаточно общем виде: при произвольном расположении элементов тяговой сети и коммуникаций,

подтвержденной влиянию, а также при условии, что коэффициент трансформации отсасывающих трансформаторов в общем случае является комплексным. Это позволило автору создать более общую теорию защитного действия отсасывающих трансформаторов, которая представлена в гл. IV.

На основе теоретического анализа автором рекомендованы формулы для вычисления коэффициентов защитного действия отсасывающих трансформаторов. Отражены особенности определения этих коэффициентов для коммуникаций сравнительно небольшой длины, а также для двухпутных (многопутных) участков.

Автором подробно показано, что коэффициент защитного действия отсасывающих трансформаторов зависит не только от расстояния между ними, а является сложной функцией взаимного расположения элементов тяговой сети и защищаемых протяженных металлических сооружений (линий связи, трубопроводов и т. п.), он зависит также от коэффициента трансформации отсасывающих трансформаторов, количества электровозов на участке, длины защищаемых объектов, расположения их относительно тяговой подстанции и ряда других факторов. Из материалов этой главы убедительно видно, что такие факторы, как проводимость земли, тип рельсов и ток намагничивания отсасывающих трансформаторов (в рабочем режиме), оказывают слабое влияние на коэффициенты. На основе общей теории автор дает объяснение, в частности, ряда парадоксальных на первый взгляд явлений: улучшения коэффициентов в ряде случаев при коротком замыкании в контактной сети, резкого различия для путей двухпутного участка, U-образной зависимости коэффициентов от расстояния между отсасывающими трансформаторами при установке их без обратного провода для коммуникаций при малой ширине сближения.

В гл. V автор предлагает способы, позволяющие путем рационального конструктивного выполнения системы отсасывающих трансформаторов значительно повысить ее защитное действие, одновременно существенно улучшив энергетические показатели тяговой сети и уменьшив мощность отсасывающих трансформаторов. Реализация этих новых способов приведет к значительному снижению затрат при осуществлении защиты коммуникаций на ряде участков железных дорог СССР.

С целью улучшения коэффициента защитного действия рекомендовано уменьшение расстояния между обратным проводом и контактной сетью, выбор рационального расположения обрат-

ных проводов и их транспозиции. Перспективно предложение автора по выполнению так называемой чередующейся системы отсасывающих трансформаторов. Применение ее позволяет практически в 2 раза уменьшить количество отсасывающих трансформаторов, не уменьшая степени защиты протяженных коммуникаций. При этом, кроме того, заметно снижается сопротивление тяговой сети.

Подробное рассмотрение другого способа, предусматривающего выбор шунтирующего сопротивления при одновременном изменении коэффициента трансформации, выявило условия, в которых может быть реализовано снижение коэффициента защитного действия при обеих схемах включения отсасывающих трансформаторов.

Путем выбора оптимального коэффициента трансформации по методике, данной в книге, представляется возможным улучшить защитное действие, а следовательно, и снизить капитальные и эксплуатационные затраты. Не вызывает сомнений также предложение автора, рекомендующее для повышения эффективности системы осуществлять параллельное соединение контактной сети путей двухпутного участка железных дорог.

Глава V заканчивается изложением экспериментальных исследований, проведенных на ряде электрифицированных участков в эксплуатационных условиях, которые полностью подтверждают как основные положения общей теории защитного действия отсасывающих трансформаторов, так и предложенные способы повышения эффективности системы.

В гл. VI рассмотрены особенности работы отсасывающего трансформатора в эксплуатационном и аварийном режимах, показана зависимость их мощности от различных факторов и даны рекомендации по выбору их конструкции в различных условиях. Автор приводит общие формулы, позволяющие определить потери напряжения и электроэнергии в тяговой сети с отсасывающими трансформаторами не только при коэффициенте трансформации, равном единице, но и при всех конструктивных изменениях, предусмотренных способами повышения эффективности системы. В этой главе отражены также особенности расчета тока в тяговой сети и ее сопротивления при коротком замыкании, когда это сопротивление становится нелинейным.

Глава VII посвящена рекомендуемым автором способам улучшения энергетических показателей тяговой сети и уменьшения мощности отсасывающих трансформаторов.

На основании расчетного и экспериментального материала автор показывает возможность улучшения показателей системы путем расщепления обратного провода, уменьшения расстояния между ним и контактной сетью, путем включения в обратный провод батарей конденсаторов, а также посредством применения трансформаторов с пониженным коэффициентом трансформации.

В гл. VIII автор кратко знакомит читателя с конструктивным выполнением и особенностями эксплуатации системы отсасывающих трансформаторов.

В частности, даны рекомендации по схемам подключения трансформаторов к контактной и рельсовой сети с учетом работы цепей автоблокировки и обслуживания обратных проводов, по защите отсасывающих трансформаторов от атмосферных перенапряжений, а также

по плавке гололеда на контактной сети током короткого замыкания.

Положительно оценивая содержание книги, следует сделать ряд замечаний.

1. Материалы гл. IV целесообразно, в случае переиздания, дополнить расчетными и экспериментальными данными, характеризующими защитное действие отсасывающих трансформаторов для местных линий связи.

2. Целесообразно было бы уделить большие места рассмотрению особенностей предложенной автором чередующейся системы (§ 3, гл. V). В книге указано, что «при неизменном коэффициенте защитного действия в целях снижения затрат следует выполнять систему с необходимой степенью чередования на обоих путях». В ряде случаев это позволит в 1,5—2 раза уменьшить количество отсасывающих трансформаторов и заметно улучшить параметры

тяговой сети». Однако аналитически не показано, при каких условиях это выполняется, а также отсутствует оценка потенциала рельсовой сети при этом.

3. Для более точного выбора оптимального коэффициента трансформации следует учитывать изменение не только транзитной, но и местной составляющей коэффициента защитного действия, которая, как показано автором, также зависит от этого коэффициента (§ 5 и 6, гл. V).

4. Нельзя считать удачным (для понимания и инженерных расчетов) представление коэффициента защитного действия отсасывающих трансформаторов в виде суммы комплексных величин.

В целом монографию И. В. Павлова следует оценить как работу, имеющую большое теоретическое и практическое значение.

Доктор техн. наук, проф. М. И. Михайлов  
и канд. техн. наук Л. Д. Разумов



#### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

**Г. И. Атабеков, В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, Н. П. Богородицкий,  
В. А. Веников, Б. Б. Воронецкий, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин,  
А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц  
(зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович,  
Д. В. Разевич (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.**

**Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон: К 4-24-80.**

**Почтовый адрес: Москва, Главный почтamt, почтовый ящик № 648.**

**Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО**

Сдано в пр-во 15/III 1966 г.

Формат бумаги 60×90<sup>1/2</sup>

Т-04097

Подписано к печати 23/IV 1966 г.

Уч.-изд. л. 14

Заказ 2289

Московская типография № 10 Главполиграфпрома Комитета по печати при Совете Министров СССР.  
Шлюзовая наб., 10.

## СОДЕРЖАНИЕ

Б. А. Константинов и Г. З. Зайцев — Определение народнохозяйственного ущерба в промышленности при отклонениях напряжения . . . . .	50
Н. А. Сеулин — Экономическая эффективность местного резервирования удаленных потребителей второй категории . . . . .	55
Л. И. Двоскин — Метод выбора схемы электрических соединений мощных конденсационных электростанций . . . . .	58
Г. Е. Пухов — Некоторые вопросы анализа и синтеза электрических цепей с групповыми источниками и сопротивлениями . . . . .	58
Л. В. Акимов, В. Д. Пышкало и В. П. Шамрай — Оптимальные по быстродействию процессы разгона, реверса и торможения в системах Г—Д . . . . .	61
В. Г. Холмский, Ю. В. Щербина, В. В. Зорин и Л. В. Ничипорович — К вопросу о целесообразности применения замкнутых городских электрических сетей . . . . .	67
Ж. А. Ставракев — Об измерении удельных сопротивлений диэлектриков мостовыми методами . . . . .	70
В. Б. Никитин — Расчет выходных фильтров транзисторных инверторов . . . . .	75
В. И. Стульников и П. И. Лапченко — Исследование системы автоматической стабилизации тока полупроводникового агрегата ВАК . . . . .	77
Е. И. Боровков — Теория и расчет паразитных емкостей трансформаторов . . . . .	81
Ю. С. Черкашин — Определение условий эквивалентности электрических режимов мощных силовых и импульсных трансформаторов . . . . .	87
◆ ◆ ◆	

## CONTENTS

Determining the Damage Incurred to Industry in the Country by Deviations in the Voltage— <b>B. A. Konstantinov, G. Z. Zaitsev</b> . . . . .	47
The Economic Effect Obtained from Providing Local Stand-by for Far-distant Second Category Consumers— <b>N. A. Seulin</b> . . . . .	50
A Method for Evolving the Primary Connections for Large Condensing Steam Power Stations— <b>L. I. Dvoskin</b> . . . . .	55
Some Topics in the Analysis and Synthesis of Electric Circuits Having Group Sources and Impedances— <b>G. E. Pukhov</b> . . . . .	58
Processes Involving Fastest Acceleration, Reversing and Braking in Motor-Generator Systems— <b>L. V. Akimov, V. D. Pishkalo, V. P. Shamrai</b> . . . . .	61
On the Advisability of Using Interlaced Urban Networks— <b>V. G. Holmski, U. V. Sherbina, V. V. Zorin, L. V. Nichiporovich</b> . . . . .	67
On Simultaneous Measurement of Dielectric Resistivities Using Bridges— <b>G. A. Stavrakov</b> . . . . .	70
Calculation of Output Filters in Transistorized Inverters— <b>V. B. Nikitin</b> . . . . .	75
A Study of Automatic Current Stabilization in a Semi-conductor Unit— <b>V. I. Stulnikov, P. I. Lapchenko</b> . . . . .	77
The Theory and Calculation of Parasitic Capacitances in Transformers— <b>E. I. Borovkov</b> . . . . .	81

The Conditions for Equivalent Performance of Large Power and Peak Transformers— <b>U. S. Cherkashin</b> . . . . .	47
1 On Induction Motor Stability— <b>K. G. Konoplev</b> . . . . .	50
Switching and Regulating Devices Using Symmetrical Thyristors— <b>N. H. Sitnik, V. S. Bogry</b> . . . . .	55
5 Type ВКДУС Symmetrical Silicon Diffusion Power Valves (Symmetrical Thyristors)— <b>A. N. Dumanovich, U. A. Evseev, V. M. Tuchkevich, V. E. Chelnokov, N. I. Yakivchik</b> . . . . .	58
11 How Short Circuits on a Transmission Line Influence the Attenuation of the Carrier Channels Using This Line— <b>G. V. Mikutski</b> . . . . .	61
18 The Time for Braking and Reversing the Drive in the System УРВ—Д— <b>V. G. Sozonov</b> . . . . .	67
22 The Best Transformer and Motor Voltages for a Reversing Electronic Drive— <b>M. Y. Peestrack</b> . . . . .	70
27 Calculation of Tractive Forces and Inductances of Solenoids with Straight Steel Cores— <b>O. G. Katzenelson</b> . . . . .	75
31 How Underground Metal Pipes Distort the Electric Field of Stray Currents— <b>V. N. Tkachenko</b> . . . . .	77
37 FROM OPERATING EXPERIENCE . . . . .	81
41 DISCUSSION . . . . .	87
45 CHRONICLE . . . . .	91
47 BIBLIOGRAPHY . . . . .	93

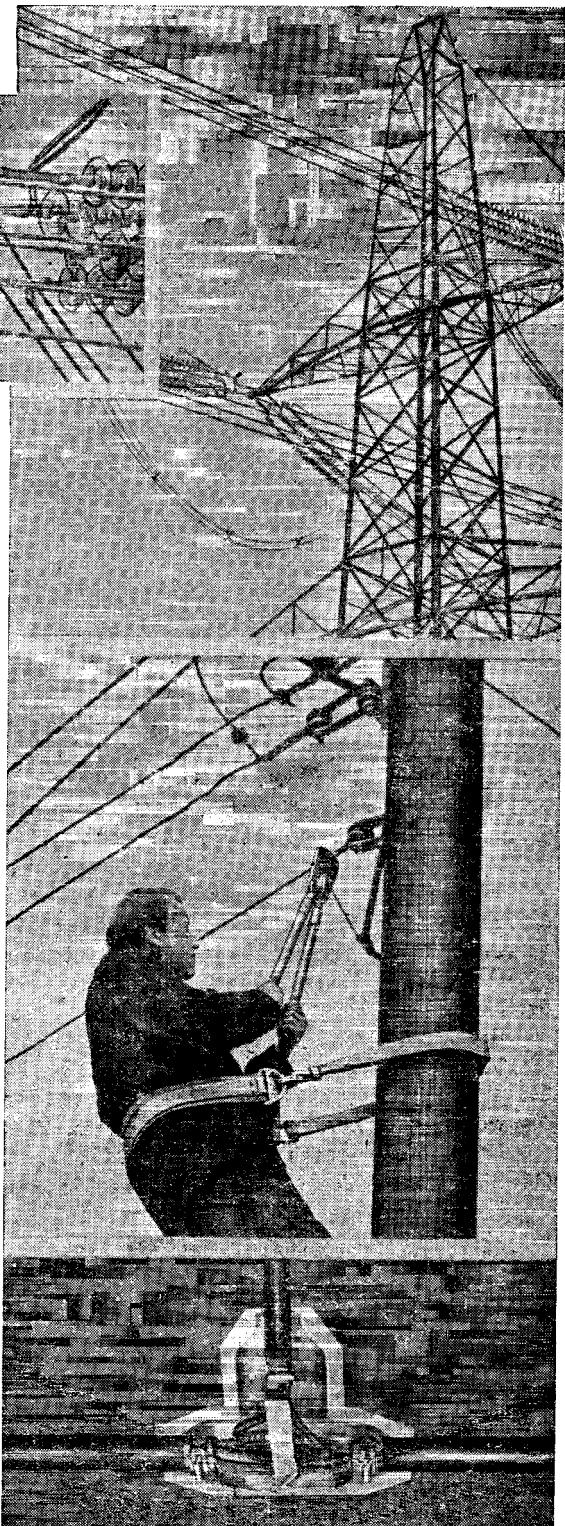
◆ ◆ ◆

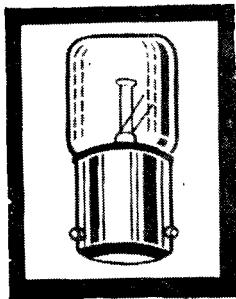
# **От высокого напряжения до низкого напряжения — полная программа производительности и технического обслуживания**

Боуторп Электрик Ко. Лтд. ул. Гатвик,  
Кроулей, Сассекс, Англия.

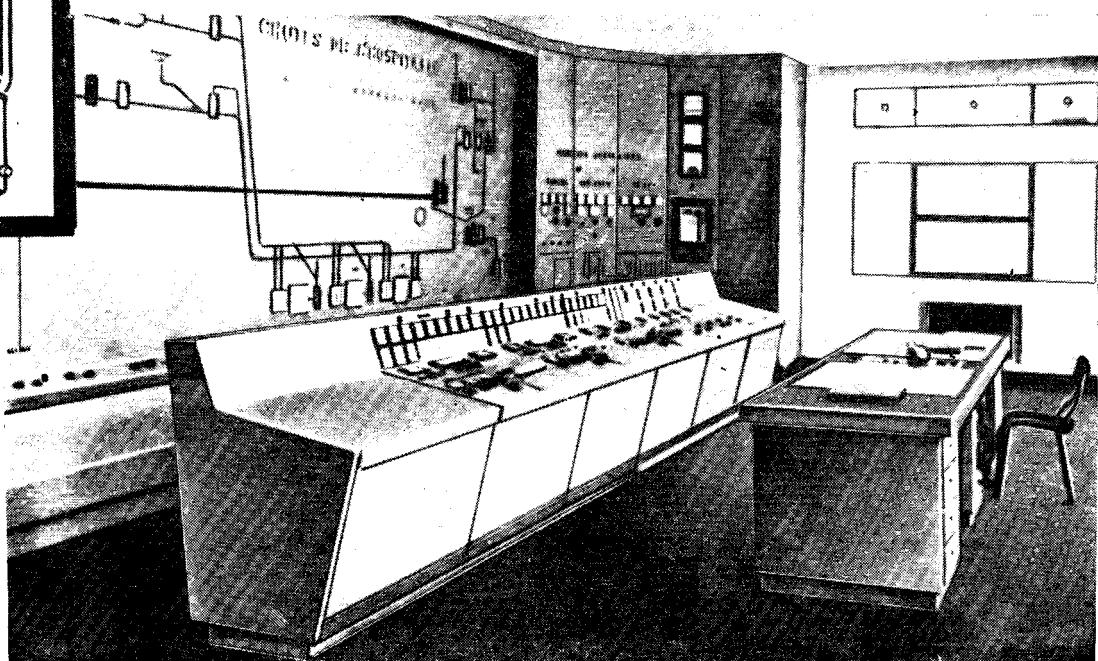


Наша Компания состоит членом Боуторп Холдинг Лтд. — группы компаний, которые включают Лайн Эквипмент Лтд. (изготовители изоляционных, выключательных и тормозящих нагрузку механизмов и предохранителей для находящихся на открытом воздухе наружных установок высокого напряжения) и ЕМП Электрик Лтд. (изготовители гро-моотводов и предохранителей, ограничивающих силу электрического тока и предохраняющих системы высокого и среднего напряжений как от перенапряже-ния, так и от короткого замыкания).





ЭТОТ АНСАМБЛЬ АВТОМАТИЧЕСКОЙ СИГНАЛИЗАЦИИ  
ВКЛЮЧАЕТ НЕСКОЛЬКО СОТ ЛАМП РАЗЛИЧНЫХ МОДЕЛЕЙ



Ж. РОШЭ  
Лампы  
Сигнализации  
№ 18 353.  
Шкала 1/1

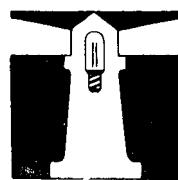


## МИЛЛИОНА ЛАМП **ЖАН РОШЭ**

Обеспечивая :

- ШИРОКИЙ ОПЫТ В ВОПРОСАХ СВЕТОВОЙ СИГНАЛИЗАЦИИ
- Совершенно разработанную технику
- Самые современные производственные методы
- Абсолютную безопасность.

*На службе АВТОМАТИЗАЦИИ,*  
Предприятия Жан РОШЭ находятся в вашем распоряжении для изучения ваших особых проблем, или для осуществления специальной лампы, отвечающей вашим нуждам.



По запросу документация  
высыпается бесплатно

**JEAN ROCHE**

5, rue Mauriceau, ASNIERES (Seine)  
Tél. GREillons 00-84 - France

Цена 80 коп.

Индекс  
71106

---

Приводные  
двигатели

---

---

Электродвигатели  
с вращающимся  
корпусом

---

---

Двигатели  
трехфазного тока  
для рольгангов

---

---

Регулировочные  
двигатели  
трехфазного тока

---



Эберхард Бауэр  
Эсслинген — Некар  
ФРГ