

К 100-летию «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла

Доктор техн. наук, проф. ПОЛИВАНОВ К. М.

Москва

Трактат Максвелла. В своем труде, изданном 100 лет назад [Л. 1 и 2], Максвелл (1831—1879 гг.) излагает электродинамику, основываясь на теории электромагнитного поля, существующего как физическая реальность; он впервые приводит замечательную систему уравнений, из которой вытекают закономерности всех известных в то время явлений электродинамики, а также многих неизвестных, таких как излучение. Система уравнений, связанная с ней электромагнитная теория света известны из более ранней работы Максвелла «Динамическая теория электромагнитного поля» (1864 г.) [Л. 2 и 4], однако наиболее полно и глубоко они изложены именно в Трактате. В нем дан наглядный рисунок, иллюстрирующий распространение синусоидальной волны [Л. 1, § 791], основные уравнения выражены через векторы и оператор Гамильтона (§ 618) практически в той форме, в какой их пишут сейчас. В современных обозначениях эти уравнения можно представить следующими равенствами:

выражение магнитной индукции через векторный потенциал

$$\mathbf{B} = \text{rot } \mathbf{A}; \quad (1)$$

выражение напряженности электрического поля через векторный и скалярный потенциалы

$$\mathbf{E} = -\partial \mathbf{A} / \partial t - \nabla \varphi; \quad (2)$$

Из этих двух равенств непосредственно вытекает одно из двух основных уравнений Максвелла:

$$\text{rot } \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t. \quad (3)$$

Существенно отметить, что в другом, более раннем исследовании Максвелл, напротив, сначала находит уравнение (3), а (1) и (2) выводит из него [Л. 4 и 19]. Далее в том же параграфе приводится

второе основное уравнение:

$$4\pi \mathbf{J}_\Pi = \text{rot } \mathbf{H} \quad (4)$$

при

$$\mathbf{J}_\Pi = \mathbf{J} + \partial \mathbf{D} / \partial t. \quad (5)$$

В § 783, 784 и 801 приведены уравнения, определяющие распространение электромагнитных волн как в проводящей, так и в непроводящей средах.

Теория Максвелла привела к радикально важным открытиям (излучение радиоволн), она послужила основой развития современной электротехники и радиотехники, роль которых в нашей жизни трудно переоценить. Только после работ Максвелла возникло и распространилось понимание физического поля как реальной физической сущности, т. е. появилась новая точка зрения на физические явления. Трактат Максвелла по своему значению сравним с трудами Ньютона.

В Трактате, помимо теории поля, много внимания уделено вопросам электромагнитных сил, электротехническим измерениям и расчетам электрических цепей. Нужно отметить, что две основные формы применения уравнений Кирхгофа (система уравнений для контурных токов и система уравнений для узловых потенциалов) были изложены Максвеллом в курсе лекций, читавшихся в Кембриджском университете, и вошли в качестве дополнения во второе, посмертное издание Трактата (§ 282a и b, составленные по запискам Флеминга).

Инженерное образование и теория Максвелла. Изложение теории в Трактате Максвелла было не самым простым. Опасаясь незнакомства специалистов того времени с векторным анализом и кватернионами, Максвелл чаще записывал свои уравнения в координатной форме, вводя вместо самих

векторов их составляющие. При этом (3) и (4) принимают для вакуума вид:

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{V} \frac{\partial X}{\partial t} &= \frac{\partial N}{\partial y} - \frac{\partial M}{\partial z}, & \frac{1}{V} \frac{\partial L}{\partial t} &= \frac{\partial Y}{\partial z} - \frac{\partial Z}{\partial y}; \\ \frac{1}{V} \frac{\partial Y}{\partial t} &= \frac{\partial L}{\partial z} - \frac{\partial N}{\partial x}, & \frac{1}{V} \frac{\partial M}{\partial t} &= \frac{\partial Z}{\partial x} - \frac{\partial X}{\partial z}; \\ \frac{1}{V} \frac{\partial Z}{\partial t} &= \frac{\partial M}{\partial x} - \frac{\partial L}{\partial y}, & \frac{1}{V} \frac{\partial N}{\partial t} &= \frac{\partial X}{\partial y} - \frac{\partial Y}{\partial x}. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где X, Y, Z — составляющие вектора $\mathbf{E}$ (напряженность электрического поля); L, M, N — составляющие вектора $\mathbf{H}$ (напряженность магнитного поля). Эти же уравнения в современных обозначениях записываются короче:

$$\frac{1}{V} \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t} = \text{rot } \mathbf{H}, \quad -\frac{1}{V} \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t} = \text{rot } \mathbf{E}. \quad (7)$$

Неожиданны и чрезмерно новы были возможные следствия из теории Максвелла, именно поэтому прошло так много времени (15 лет) со дня опубликования Трактата до знаменитых опытов Герца, хотя формулы, выражающие излучение антеннами электромагнитных волн, непосредственно выводятся из уравнений Максвелла.

После открытия Герца и более систематического и простого изложения им теории Максвелла она стала привлекать к себе внимание очень широкого круга ученых. А. Зоммерфельд, студенческие годы которого совпали со временем опубликования результатов опытов Герца, пишет [Л. 5]: «Доценты и студенты прилагали все усилия, чтобы усвоить результаты опытов Герца, которые становились все более и более известными, и объяснить их на основании столь же трудного для понимания оригинального изложения максвелловского «Трактата об электричестве и магнетизме». Вслед за этим в сноске Зоммерфельд рассказывает необыкновенно яркий случай: «Крупный исследователь в области электролиза Вильгельм Гитторф, много слышавший о новом учении об электричестве, попытался уже в преклонном возрасте изучать Трактат, но не смог пробиться через путаницу непривычных формул и понятий. Эта трудность привела его в состояние глубокой депрессии. Мюнстерские коллеги Гитторфа убедили его съездить отдохнуть в Гарц. Но когда они перед его отъездом проверили чемодан, то нашли в нем оба тома «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла».

И вот, несмотря на то что теория Максвелла лежала в основе всей электрической связи — проводочной, а после открытий А. С. Попова (1895 г.) и радиосвязи, несмотря на широчайшее распространение разных видов передачи и преобразования электромагнитной энергии, преподавание теории Максвелла стало входить в систему образования инженеров-электриков только по прошествии более 50 лет после опубликования Трактата.

Ограничусь ссылкой на Московское высшее техническое училище, где до 30-х годов от студентов электротехнического факультета в курсе основ электротехники не требовалось знания уравнений Максвелла. Правда, студентам были известны:

закон магнитной цепи или уравнение Ампера — Максвелла

$$\oint \mathbf{H} d\mathbf{l} = \oint \mathbf{J}_n d\mathbf{S}, \quad (8)$$

где $\mathbf{J}_n$ — плотность полного тока (поэтому само уравнение (8) стали называть «законом полного тока» даже в тех случаях, когда ни о каком токе смещения не шла речь);

закон электромагнитной индукции для неподвижного контура или уравнение Фарадея — Максвелла:

$$\mathcal{E} = \oint \mathbf{E} d\mathbf{l} = - \frac{\partial}{\partial t} \int \mathbf{B} d\mathbf{S}. \quad (9)$$

В том же МВТУ, в конце 20-х годов курс теории электромагнитного поля в векторном изложении начал читать проф. Я. Н. Шпильрейн, но курс был факультативным, и к концу года слушателей осталось немного. Только в 30-х годах в курсе теоретических основ электротехники В. Ф. Миткевич [Л. 6] и К. А. Круг [Л. 7] ввели изложение уравнений Максвелла, и то первоначально в очень сокращенной форме.

В те годы теория Максвелла иногда излагалась более подробно в специальных курсах студентам, готовившимся к деятельности инженеров-радиотехников. Однако в радиотехнической литературе тех лет неоднократно встречаются попытки обходиться без анализа самих уравнений Максвелла и оперировать более знакомыми и элементарными понятиями. Например, на языке теории цепей говорили о наведенных э. д. с. и токах, поверхностный эффект в проводниках объясняли, обходя законы проникновения поля в проводящую среду в согласии с уравнениями Максвелла и основываясь на представлении о вытеснении токов или даже предполагая отталкивание токовых нитей вследствие кулоновского взаимодействия зарядов. Такое же положение существовало и за границей [Л. 8 и 9].

Можно и непосредственно обратиться к учебникам электротехники конца прошлого века. Приведу один характерный пример. Одним из первых в Европе институтов, дававших звание инженера-электрика, был Электротехнический институт Монтефиоре, присоединенный к Льежскому университету (Бельгия). Он носил международный характер, так как среди слушателей одно- или двухгодичного курса было много иностранцев, получивших высшее, но не электротехническое образование у себя на родине. Директор этого института проф. Э. Жерар был автором двухтомного учебника по электротехнике, вышедшего в 1898 г. пятым изданием [Л. 10]. Помимо электроэнергетики и электромеханики, в нем обширные разделы были посвящены телефонии и телеграфии, описывались последние работы многих иностранных ученых и инженеров, в том числе Доливо-Добровольского, Яблочкова, Бенардоса и Линева. В книге, конечно, говорилось о Фарадее и Кирхгофе, однако имя Герца упоминалось только в связи с его конденсаторным телефоном, а имя Максвелла не упоминалось вовсе.

Значительно раньше теория Максвелла стала изучаться физиками: в Германии достаточно полное изложение теории Максвелла было дано Больцманом [Л. 11], во Франции в 1885 г. опубликован превосходный перевод Трактата с обширными комментариями Корню, Потье и Сарро [Л. 12], в России в 1895 г. был издан обстоятельный курс проф.

Петербургского университета И. И. Боргмана [Л. 13].

Сказанное помогает понять, почему многие даже чисто технические достижения тех лет в области радио и электроники принадлежат в первую очередь лицам, имевшим университетское, а не инженерное образование, страдавшее недостаточной полнотой.

Но и среди физиков теория Максвелла встречала недостаточное понимание — слишком многое в ней казалось разительным новым. Выдающийся современный физик Фримен Дж. Дайсон в статье о новаторстве в физике [Л. 14] рассказывает о том, как будущий профессор Колумбийского университета Пупин, желая в студенческие годы понять теорию Максвелла, «был похож на рыцаря, ищущего чашу святого Грааля. Сначала он пришел в Колумбийский университет, но там не нашел никого, кто мог бы ему объяснить Максвелла. Тогда он отправился в Кембридж, где работал Максвелл, но Максвелл уже умер, а наставники Пупина в Кембридже требовали от него главным образом, чтобы он получал хорошие отметки на экзаменах по математике. Наконец, он приехал в Берлин и нашел там Людвигу Больцмана. Больцман понял теорию Максвелла, и он научил Пупина тому, что знал сам. Пупин был поражен: как мало физиков, которые уловили смысл этой теории даже через 20 лет после того, как Максвелл создал ее в 1865 г.».

«Сорок лет как теория Максвелла проникла в технику и растет с ней» — под таким выразительным названием, очень верно обрисовывающим положение, появилась в 1972 г. статья американского ученого С. А. Щелкунова [Л. 9]. Она опубликована в журнале, посвященном образованию инженеров-электриков.

В Советском Союзе также в 30-х годах появилось много переводных и оригинальных работ по теории Максвелла. Среди них неоднократно переиздававшаяся книга И. Е. Тамма [Л. 15]; переведенная на немецкий язык и широко известная за границей «Электродинамика» Я. И. Френкеля [Л. 16] — оригинальный курс с полным применением современной математики; монография В. К. Аркадьева [Л. 17], в которой вводится комплексное представление уравнений Максвелла при комплексных проницаемостях (Аркадьев и позже Дебай). Последняя книга в значительной мере связана с инженерными задачами электротехники.

Новая волна интереса к теории Максвелла и последующее включение ее в учебные программы электротехнических специальностей высшей школы возникли в значительной мере в связи с появлением радиолокации.

Выдающийся английский физик Вильям Генри Брэгг, впервые применивший дифракцию рентгеновских лучей в кристаллах для установления их структуры, начинает свою интересную популярную книгу [Л. 18] словами: «В начале 1941 г. выяснилась настоятельная необходимость в значительном количестве людей, способных управлять новыми техническими средствами войны в воздухе». Цель книги — дать беглое описание принципов электромагнетизма и истории их установления.

Понятия волноводов, полых резонаторов и т. п. требовали непривычного для инженеров-электриков подхода к вопросам передачи и преобразования электромагнитной энергии; для отчетливого понимания протекавших явлений, конечно, следовало исходить из уравнений Максвелла.

После второй мировой войны в учебные программы всех электротехнических и электроэнергетических специальностей высшей школы были введены разделы, посвященные уравнениям Максвелла.

Предшественники Максвелла и значение его Трактата. Разумеется, Максвелл пришел к своей теории, имея многих замечательных предшественников. Прежде всего следует назвать Фарадея (1791—1867 гг.), исследования которого [Л. 3] он очень высоко ценил и на работы которого неоднократно ссылался, Ампера (1775—1836 гг.), которого Максвелл называл Ньютоном электричества (§ 528), и Вильяма Томсона, лорда Кельвина (1824—1907 гг.), «указаниями и помощью которого, также как и его опубликованным трудам, — пишет Максвелл, — я обязан большей частью своих знаний того, что мне известно по этому предмету».

Цитированной фразе из предисловия к Трактату предшествует указание на роль Кельвина в развитии у Максвелла понимания идей теории поля: «я знал, что было принято думать о таком различии представлений, сложившихся о явлениях у Фарадея и у математиков, что они не были удовлетворены языком друг друга. Но я убедился, что расхождение возникло не из-за ошибки одной из сторон; и убедил меня в этом сэр Вильям Томсон».

В предисловии также содержатся слова: «По мере того, как я углублялся в изучение Фарадея, я находил, что его метод понимания явлений был также математическим, хотя и не был представлен в форме обычных математических символов; и такое важное утверждение: «Когда я переводил то, что я считал идеями Фарадея, в математическую форму, я нашел, что в большинстве случаев результаты общих методов совпадали... Таким путем я нашел, что многие из открытых математиками плодотворных методов исследования могли быть значительно лучше выражены с помощью идей, вытекающих из работ Фарадея, чем в их оригинальной форме... Благодаря этому многие из математических открытий Лапласа, Пуассона, Грина и Гаусса находят в этом Трактате надлежащее место и соответствующее выражение с помощью идей, большей частью заимствованных у Фарадея».

В конце предисловия Максвелл пишет: «Если чем-либо из написанного здесь я окажу любому изучающему содействие в понимании способов мышления и выражений Фарадея, я буду считать, что одна из моих основных целей, а именно передать другим то восхищение, которое я испытал сам, читая «Исследования» Фарадея, будет выполнена».

Отмечая работы Ампера как одно из наиболее блестящих достижений науки, Максвелл указывает (§ 528), что «все в совокупности, и теория, и эксперимент, как будто появились в полной силе и полном вооружении из головы Ньютона электричества». «При этом, — пишет он дальше, — мы вынуждены подозревать, в чем, впрочем, признается сам Ампер [Л. 20], что закон открыт им при помоз-

щи некоего процесса, который он нам не показывает, и что, когда была построена законченная теория, он удалил все следы лесов, которыми пользовался при постройке».

К сожалению, очень часто в науке дело обстоит именно так. С этим же мы встречаемся, и знакомясь с построением теории Максвелла. Сказанное прежде всего относится к тому, как Максвелл ввел ток смещения. А между тем как раз наличие тока смещения в (4) приводит совместно с уравнением (3) к возможному существованию электромагнитного поля в вакууме при отсутствии зарядов и токов в ранее принятом понимании. Впервые это уравнение появилось в работе Максвелла «О физических силовых линиях» (1861—1862 гг.) [Л. 2]. Оно выглядело так (нумерация сохранена):

$$\left. \begin{aligned} p &= \frac{1}{4\pi} \left(\frac{d\gamma}{dy} - \frac{d\beta}{dz} - \frac{1}{E^2} \frac{dP}{dt} \right); \\ q &= \frac{1}{4\pi} \left(\frac{d\alpha}{dz} - \frac{d\gamma}{dx} - \frac{1}{E^2} \frac{dQ}{dt} \right); \\ r &= \frac{1}{4\pi} \left(\frac{d\beta}{dx} - \frac{d\alpha}{dy} - \frac{1}{E^2} \frac{dR}{dt} \right). \end{aligned} \right\} \quad (112)$$

В немецком переводе этой статьи Л. Больцман непосредственно перед этим уравнением дает примечание. Оно начинается словами: «Сложность представлений, которые лежат в основе этих уравнений Максвелла, требует более подробных объяснений». Вслед за тем они и приводятся на десяти страницах [Л. 2]. Уравнение (112) написано для компонент в координатах x, y, z ; представим его в принятой сейчас форме:

$$\mathbf{J} = \text{rot } \mathbf{H} - \varepsilon_0 \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t}. \quad (110)$$

Затем Максвелл приводит уравнение непрерывности тока (в подлентнике оно также дано в координатной форме):

$$\text{div } \mathbf{J} = -\partial \rho / \partial t. \quad (111)$$

Приведу следующий за уравнениями текст Максвелла, заменяя только запись формул: «Дифференцируя (112) соответственно по x, y, z и подставляя в (113), находим:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \varepsilon_0 \frac{\partial}{\partial t} \text{div } \mathbf{E}, \quad (114)$$

откуда следует, что

$$\rho = \varepsilon_0 \text{div } \mathbf{E}, \quad (115)$$

постоянную полагаем равной нулю, так как всегда $\rho = 0$ в отсутствие электрических сил».

Таким образом, как будто бы Максвелл выводит «электростатическую теорему Гаусса» из своего уравнения (10) или (4), полученного очень не ясным путем. Между тем «теорема Гаусса» уже давно была хорошо известна, тогда как уравнение (112) или (4) публиковалось впервые.

Можно предположить такой путь: было известно, что (4) и (8), пока в них не вводилось слагаемое $\partial \mathbf{D} / \partial t = \varepsilon_0 \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t}$, применимы только при постоянном

токе и постоянной напряженности поля $\mathbf{E}(t) = \text{const}$, и Максвелл искал возможности такого обобщения понятия тока (5), при котором (4) и (9) можно распространить и на область перемен-

ных величин. К тому же, естественно было сомневаться и в применимости теоремы Гаусса к переменному полю. В таком случае, придя окольным путем к (112) или (10), Максвелл и считал существенным доказательство формулы (13), служившее также и подтверждением правильности введенного им дополнения к току проводимости.

В настоящее время естественным представляется обратный ход рассуждений: ищется дополнительное слагаемое плотности тока, которое обращало бы всегда его расхождение (дивергенцию) в нуль; таким слагаемым и оказывается $\partial \mathbf{D} / \partial t = \varepsilon_0 \frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t}$, которое и называют плотностью тока смещения [Л. 15 и 16]. При этом заранее допускается справедливость (13).

Анализ того, как Максвелл пришел к введению тока смещения, содержится в интересной статье И. С. Шапиро [Л. 19].

Электромагнитная теория света и теория электромагнитного поля, которое может распространяться как световые волны, представляется всегда как наиболее важное открытие, связанное с именем Максвелла. Однако и здесь он имел Фарадея в качестве признанного им самим предшественника. Автор [Л. 18] рассказывает, что, просматривая какую-то книгу в библиотеке Королевского общества, он нашел вложенную в нее записку, подписанную Максвеллом. В ней значилось:

«Электромагнитная Теория Св. (света), предлож. им (Фарадеем) в «Мыслях о лучевых колебаниях» (Phil. Mag. 1846, May) или в «Эксп. Иссл.» (Experimental Researches, III, p. 447) это по существу то же, что я начал развивать в этой статье «Динамическая теория электрического поля» (Phil. Trans., 1865), за исключением того, что в 1846 г. не было данных для вычисления скорости распространения.

Дж. К. М.»

К тем же идеям приближались и другие выдающиеся исследователи того времени. В одном из последних параграфов (§ 861) своего Трактата Максвелл рассказывает о письме Гаусса к Веберу, написанном еще в 1845 г. Гаусс говорит в нем, что он опубликовал бы свои исследования по электродинамике, если бы ему удалось установить то, что он представляет себе как замок свода в электродинамике, если бы он умел вывести силу, действующую между движущимися электрическими частицами, представляя действие не как мгновенно возникающее, «но распространяющееся во времени аналогично тому, как распространяется свет». Гауссу не удалось сделать этот вывод, но ученик Гаусса и Вебера, выдающийся ученый «Бернгард Риман выводит явление индукции электрических токов (теперь мы бы просто говорили о волновом уравнении) из модифицированной формы уравнения Пуассона:

$$\frac{d^2 V}{dx^2} + \frac{d^2 V}{dy^2} + \frac{d^2 V}{dz^2} + 4\pi\rho = \frac{1}{a^2} \frac{d^2 V}{dt^2}, \quad (14)$$

где V — электростатический (разумеется, лучше бы сказать электрический) потенциал; a — скорость света».

Приведенное (§ 862) уравнение Римана содержалось «в представленной Королевскому обществу в Геттингене в 1858 г. записке, но в дальнейшем взятой обратно и опубликованной только в 1867 г. в анналах Поггендорфа после смерти автора», вероятно, вследствие критических замечаний Клаузиуса о неясности математических выкладок Римана.

Наряду со взглядами Фарадея, Максвелла, Гаусса, Римана существовали и совершенно иные теории. По одной из них «электрическая частица испускает потенциал, величина которого ee'/r зависит не только от e — испускающей частицы, но и от e' — воспринимающей частицы и от расстояния между частицами в момент испускания». Кратко рассказав об этой теории, Максвелл заключает § 863 словами о том, что он сам не в состоянии составить себе рациональное представление о ней.

Сейчас не может не удивить и существование подобной теории, и сомнение Римана в правильности выведенного им выражения, но не так легко отличить истину даже от очевидного (в будущем) заблуждения! Именно поэтому так важно было опубликование Максвеллом своего Трактата.

Большая роль в развитии и распространении теории Максвелла принадлежит Герцу (1857—1894 гг.). После его открытия электромагнитных волн (1888 г.) интерес к теории Максвелла резко возрос; ее пониманию содействовало четкое изложение Герца, исходившего из уравнений Максвелла, представленных в симметричной форме и рассматриваемых как постулаты, из которых следуют все остальные законы электродинамики. Такое изложение, формализованное в духе устанавливавшегося в те годы взгляда на «аксиомы» геометрии, не соответствует более физическим представлениям на изложение своей теории самого Максвелла; не останавливаясь здесь на этом сложном вопросе, замечу только, что и сейчас многие называют основные уравнения Максвелла его постулатами.

Современный вид классическая электродинамика приняла после многих важнейших разъяснений Г. А. Лоренца (1853—1928 гг.), в особенности относящихся к пониманию процессов поляризации.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Maxwell J. C. A Treatise on Electricity and Magnetism, 1873, т. 1, 2, 1881.
2. Максвелл Дж. К. Избранные сочинения по теории электромагнитного поля. М., Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1954.
3. Фарадей М. Экспериментальные исследования по электричеству. М., Изд. АН СССР, 1947, т. 2, 1951, т. 3, 1954.
4. Нейман Л. Р., Рахимов Г. Р., Максвелл Дж. (к 75-летию со дня смерти). — «Электричество», 1954, № 11.
5. Зоммерфельд А. Электродинамика. М., Изд-во иностр. лит., 1958.
6. Миткевич В. Ф. Физические основы электротехники, 1928.
7. Круг К. А. Основы электротехники. М., Госэнергоиздат, 1932—1933.
8. Chen-to Tai. On the Presentation of Maxwell's Theory. — «Proc. IEEE», v. 60, Aug., 1972, pp. 936—945.
9. Schelkunoff S. A. Forty Years Ago: Maxwell's Theory Invades Engineering — and Crows with It. — «IEEE Trans. on Education», v. 15, Febr., 1972, pp. 2—14.
10. Gerard E. Lecons sur l'électricité. Paris, 1898.
11. Boltzmann L. Vorlesungen über Maxwell Theorie. Berlin, 1893.
12. Maxwell J. C. Traité d'électricité et de magnétisme. Traduit de l'anglais sur la deuxième édition, par G. Séligmann — Lui, avec notes et éclaircissements par MM. Cornu, Potier et Sarrau. Paris, 1885.
13. Боргман И. И. Основания учения об электрических и магнитных явлениях. Петербург, ч. 1, 1893; ч. 2, 1895.
14. Над чем думают физики. Элементарные частицы. М., Государственное издательство физико-математической литературы, 1963, вып. 2. 90 с.
15. Тамм И. Е. Основы теории электричества. М., 1930.
16. Френкель Я. И. Электродинамика. М., ОНТИ, 1934, т. 1; 1935, т. 2.
17. Аркадьев В. К. Электромагнитные процессы в металлах. М., ОНТИ, 1934, ч. 1; 1936, ч. 2.
18. Брэгг В. Г. История электромагнетизма. М., Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1947.
19. Шапиро И. С. К истории открытия уравнений Максвелла. — «Успехи физических наук», 1972, вып. 2, т. 108, с. 319—333.
20. Ампер А.—М. Электродинамика М., «Наука», 1954.

(Продолжение см. в № 2)



УДК 621.015.532:621.317.32

Измерение напряженности поля коронного разряда в запыленном потоке

МИРЗАБЕКЯН Г. З., УДАЛОВА В. И.

Московский энергетический институт

Для зарядки и управления движением частиц при процессах электронно-ионной технологии (электрогазоочистка, электросепарация, нанесение покрытий и т. д.) используется коронный разряд. Увеличение концентрации, а значит и объемного заряда дисперсной фазы в межэлектродном промежутке приводит к изменению характеристик коронного разряда. В этом случае методы расчета поля коронного разряда в чистом воздухе оказываются неприменимыми и возникает необходимость изучения

влияния дисперсной фазы на напряженность и ток коронного разряда.

В [Л. 1—3] показано, что при больших концентрациях дисперсной фазы происходит уменьшение тока коронного разряда вплоть до практически полного запыливания последнего и перераспределение напряженности электрического поля. Расчеты проводились для двух предельных случаев, когда перемешивание частиц отсутствует и когда турбулентные пульсации потока приводят к полному пере-

мешиванию аэрозоля. В первом случае заряд частицы оказывается пропорциональным напряженности поля коронного разряда в месте нахождения этой частицы, во втором — объемный заряд частиц равномерно распределен по межэлектродному промежутку.

Оба предположения приводят к качественно одинаковому результату: в условиях развитого коронного разряда напряженность поля возрастает у осадительного и уменьшается у коронирующего электродов. В связи с тем, что напряженность поля в значительной степени влияет на эффективность процесса переноса и осаждения заряженных частиц, представляет интерес измерение ее в запыленной среде. Необходимо также выяснить, насколько неизбежные в реальных условиях отличия распределений плотности объемного заряда частиц $\rho_{\text{ч}}$ от положенных в основу расчета скажутся на величине напряженности. До настоящего времени непосредственные измерения напряженности электрического поля в запыленной среде не проводились, за исключением [Л. 4], где напряженность определялась по заряду металлического шарика, простреливаемого через зарядное устройство. При этом использовалось то обстоятельство, что предельный заряд частиц с размером, большим нескольких микрон, пропорционален напряженности электрического поля в месте нахождения этих частиц.

К сожалению, измерение проводилось только в одной точке средней части межэлектродного промежутка, что не позволяет судить о перераспределении поля при больших концентрациях дисперсной фазы.

Выбор методики и анализ погрешности измерений. Известные методы измерения напряженности поля коронного разряда в чистом воздухе — это различные модификации метода изолированного пробного тела, основанного на измерении заряда проводящего шарика, подвешенного на диэлектрической нити [Л. 6] или простреливаемого через межэлектродный промежуток [Л. 4], и компенсационные зондовые методы [Л. 7].

При применении компенсационных зондовых методов для измерения напряженности в запыленной среде появляются дополнительные погрешности, связанные с наличием в межэлектродном промежутке дисперсной фазы.

Прежде всего при высоких концентрациях дисперсной фазы резко уменьшается ток коронного разряда, а ввиду неизбежных колебаний во времени концентрации дисперсной фазы этот ток имеет нестабильный характер. В этом случае уменьшается ток на зонд, причем возможности увеличения этого тока ограничены величиной напряжения, подаваемого на зонд. Погрешность измерений существенно увеличивается (особенно в области больших затуханий токов), что не позволяет использовать зонды для получения надежных данных о распределении напряженности поля коронного разряда в запыленной среде.

Метод изолированного пробного тела не имеет перечисленных выше недостатков, поскольку его предельный заряд не зависит от плотности объемного заряда ионов. Однако при измерениях этим

методом напряженности поля в запыленном потоке возникают погрешности, обусловленные инерционным осаждением частиц заряженного аэрозоля на пробном шарике. Инерционное осаждение может иметь место даже в том случае, когда пробный шарик заряжен до предельной величины заряда, определяемого напряженностью поля коронного разряда E [Л. 5]:

$$Q_{\text{м}} = 12\pi\epsilon_0 E r_{\text{ш}}^2,$$

где $r_{\text{ш}}$ — радиус пробного шарика и ни одна силовая линия результирующего электрического поля не пересекает поверхность шарика.

Инерционное осаждение в этом случае приведет к тому, что измеренное значение напряженности поля окажется завышенным. Очевидно, влияние инерционного осаждения будет сказываться слабее по мере уменьшения размеров частиц.

С целью определения области размеров частиц, для которых использование метода изолированного пробного тела не приведет к значительным погрешностям, на ЦВМ были рассчитаны траектории движения аэрозольных частиц относительно пробного шарика, и для различных величин заряда пробного тела определены критические значения радиусов частиц $Q_{\text{кр}}$, при превышении которых возможно инерционное осаждение частиц.

При расчете движения аэрозольных частиц учитывались следующие факторы: инерционные силы; электрические силы, обусловленные действием на частицу внешнего поля и поля поляризации пробного шарика во внешнем поле; кулоновские силы отталкивания, обусловленные зарядом пробного шарика; силы зеркального отображения, сказывающиеся на малых расстояниях частицы от поверхности пробного тела (предполагалось, что частицы заряжены до предельной величины заряда в поле с напряженностью E); гидродинамические силы, действующие на частицу со стороны потока, обтекающего пробное тело; считалось, что частица коснулась пробного шарика, если расстояние между их центрами становилось равным или меньше сумм радиусов $a + r_{\text{ш}}$.

В расчетах при учете гидродинамических сил предполагался потенциальный режим обтекания [Л. 8]. При этом определялась нижняя граница значений критических радиусов частиц $a_{\text{кр}}$, поскольку по мере приближения к вязкому режиму (при малых числах Рейнольдса пробного шарика, обтекаемого потоком) скорость набегающего потока быстрее убывает с уменьшением расстояния от частицы до поверхности пробного тела и, как следствие, ухудшаются условия осаждения и растет $a_{\text{кр}}$.

Результаты расчетов для различных значений скорости набегающего потока $v_{\text{п}}$ и параметра ξ , равного отношению истинного заряда Q к величине $Q_{\text{м}}$, приведены на рис. 1. Расчеты проводились для радиуса пробного шарика $r_{\text{ш}} = 0,28$ см и плотности частиц $\gamma = 1$ г/см³. Пересчет полученных значений $a_{\text{кр}}$ для других значений γ и $r_{\text{ш}}$ может быть приближенно осуществлен с помощью соотношения $\frac{\gamma a^2}{r} = \text{const.}$

В случае отсутствия направленного потока воздуха величина критического радиуса частицы опре-

деляется из выражения

$$St_{кр} = \frac{4\epsilon_0 \gamma k_s E^2 a^3}{3\mu}, \quad (2)$$

где $St_{кр}$ — критическое число Стокса частицы; ϵ_0 — абсолютная диэлектрическая проницаемость вакуума; k_s — коэффициент, зависящий от величины относительной диэлектрической проницаемости материала частицы; μ — вязкость воздуха.

Рассчитанная на ЦВМ зависимость критического числа Стокса от степени зарядки частицы ξ при изменении ξ от 1,01 до 1,20 с погрешностью меньше 5% аппроксимируется прямой:

$$St_{кр} = 7,1\xi - 6,3. \quad (3)$$

Из кривых на рис. 1 и выражений (2) и (3) следует, что инерционное осаждение на пробном шарике можно не учитывать для частиц с размерами, меньшими (5—15) мкм.

При наличии в межэлектродном промежутке более грубодисперсных частиц погрешность измерения напряженности поля, обусловленная инерционным осаждением частиц, может быть снижена путем уменьшения времени зарядки пробного шарика, которое, с другой стороны, должно быть достаточным для зарядки этого шарика до предельной величины заряда.

В экспериментах в качестве модельного аэрозоля использовался масляный туман, получаемый в генераторе ГАК-200.

Закон распределения капелек масляного тумана по радиусам близок к логнормальному. Средний радиус частиц $\bar{a} = 0,17$ мкм, а коэффициент вариации $\sigma_a/\bar{a} = 0,5$ (σ_a — среднеквадратичный разброс радиусов).

Для таких частиц инерционное осаждение отсутствует, что и определило выбор метода изолированного пробного тела для измерения напряженности поля. Поскольку измерения производились в турбулентном потоке, приводящем к сильной раскатке пробного шарика, последний жестко закреплялся на двух диэлектрических растяжках. Отсутствие коронирования пробного шарика было установлено при измерениях в чистом воздухе.

Описание экспериментальной установки и методики измерений. Экспериментальная установка представляла собой вертикальный трубчатый электрофильтр с радиусом коронирующего и осадительного электродов соответственно 1 и 128 мм. Электрофильтр состоял из трех изолированных друг от друга секций. Средняя измерительная секция высотой 618 мм имела монтажную дверцу 2 (рис. 2), обеспечивающую свободный доступ к шару при измерениях. В качестве пробного тела использовался металлический полированный шарик 4 с радиусом 2,79 мм. Капроновая нить, скрученная из трех волокон (диаметр волокна 12 мкм), продевалась в отверстие в шарике и закреплялась с двух сторон клеем БФ-6. Сопротивление нити на единицу длины составляло 10^{13} — 10^{14} ом/см. Местоположение шарика менялось путем перемещения последнего по горизонтальным капроновым нитям.

Щуп для снятия заряда представлял собой металлический стержень с заземленным экраном 5

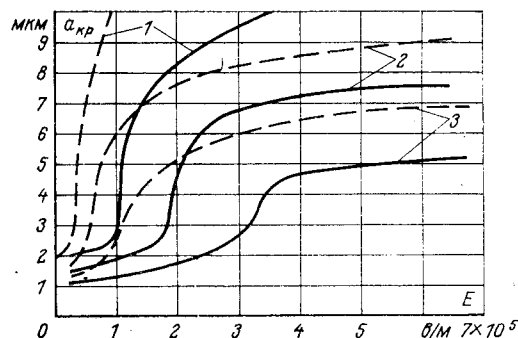


Рис. 1. Зависимость критического радиуса частиц от напряженности измеряемого поля.

— $\xi=1,01$; — $\xi=1,2$.
1 — $v_g=0,5$ м/сек; 2 — $v_g=1$ м/сек; 3 — $v_g=2$ м/сек.

диаметром 15 мм, предназначенным для уменьшения влияния заряда нити. Щуп соединялся с электростатическим вольтметром. При известной емкости измерительной схемы по измеренному напряжению определялся заряд шара, а значит и напряженность поля коронного разряда.

Емкость измерительной схемы составляла 115 пкф. Измерения емкости, проведенные при разных положениях щупа в установке, свидетельствуют о возможности пренебрежения паразитными емкостями. Скорость газового потока в установке регулировалась в пределах от 0 до 1,5 м/сек.

Измерения напряженности поля производились попеременно в чистом и запыленном воздухе. Время зарядки пробного шарика составляло 6—7 сек. Коэффициент вариации показаний статического вольтметра при измерениях в чистом и запыленном воздухе в большинстве опытов составлял соответственно 1,5 и 4%.

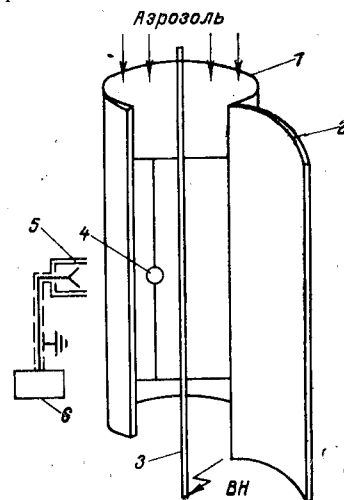
В результате опыта определялось относительное изменение напряженности поля при введении в промежуток дисперсной фазы.

Проведение измерений в чистом воздухе и сопоставление с рассчитанными по известной формуле Майера [Л. 9] величинами напряженности позволили установить следующие источники погрешностей.

1. Погрешность может быть вызвана влиянием заряда нити и утечек заряда по нити. Для снижения влияния заряда нити щуп для снятия заряда был экранирован. Величина утечек заряда по нити периодически контролировалась в процессе проведения экспериментов. При увеличении утечек выше допустимого уровня нить заменялась.

Рис. 2. Установка для измерения напряженности поля в запыленном потоке.

1 — измерительная секция трубчатого электрофильтра; 2 — монтажная дверца; 3 — коронирующий электрод; 4 — шарик на капроновых подвесках; 5 — щуп с экраном; 6 — вольтметр С-50.



2. Несмотря на двухстороннее закрепление пробного шарика имело место раскачивание последнего под действием потока воздуха и электрического поля. Амплитуда качаний была равна нескольким миллиметрам. Раскачивание шарика приводило к заметной погрешности в области около коронирующего провода, где резко менялась напряженность электрического поля. Частично эта погрешность учитывалась тем, что в качестве координаты центра шарика бралась точка, соответствующая максимальному значению напряженности, куда шарик попадал в процессе раскачивания.

3. По мере приближения шарика к осадительному электроду начинало сказываться поле сил зеркального отображения, которое приводило к увеличению заряда пробного шарика и, следовательно, к завышению измеряемого значения напряженности поля. Эта погрешность исключалась при относительных измерениях, когда напряженность поля с дисперсной фазой относилась к напряженности поля в чистом воздухе.

4. При измерениях распределения напряженности поля отрицательного коронного разряда заметно сказывалась неравномерность чехла коронного разряда, проявляющаяся в том, что на поверхности провода возникают стримеры, перемещающиеся по проводу. Когда стример оказывается против шарика, локальная плотность тока увеличивается по сравнению со средней величиной тока, закладываемой в расчетные выражения. Это приводит к тому, что измеренное значение напряженности оказывается на (4—5) % больше расчетного.

Для сравнения на рис. 3 приведены результаты измерения напряженности поля при положительной короне. В этом случае, поскольку чехол короны является однородным, указанный источник погрешности отсутствует и экспериментальные результаты гораздо ближе к расчетным. В целом различие расчетных и экспериментальных данных при измерении напряженности поля в чистом воздухе составляет в средней части межэлектродного промежутка (7—8) % для отрицательной и 3% для положительной полярности.

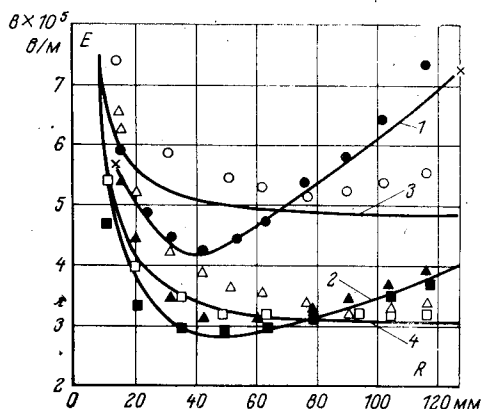


Рис. 3. Расчетные и экспериментальные значения напряженности поля короны в чистом и запыленном воздухе.
и 2—запыленный поток, расчет; 1— $\bar{U}=2,62$, $D=2,46$, $I_g/I_0=0,14$;
2— $\bar{U}=1,9$, $D=1,87$, $I_g/I_0=0,14$; 3 и 4—чистый воздух, расчет.
□, ■ — экспериментальные данные соответственно для чистого и запыленного потока при положительной полярности и $\bar{U}=1,9$; △, ▲ — то же при отрицательной полярности.

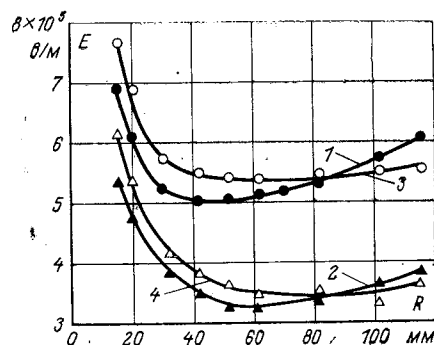


Рис. 4. Экспериментальные напряженности поля короны по межэлектродному промежутку (отрицательная полярность, запыленный поток).

1— $\bar{U}=2,62$, $D=1,47$, $I_g/I_0=0,45$; 2— $\bar{U}=1,9$, $D=1,17$, $I_g/I_0=0,45$; 3 и 4—чистый воздух.

Рассмотренная выше погрешность существенно уменьшается при относительных измерениях.

При измерениях в запыленном потоке появляются следующие дополнительные источники погрешности:

погрешность, обусловленная нестабильностью пылегазового потока, которая при многократных измерениях была уменьшена до 1—2%;

погрешность, обусловленная инерционным осаждением частиц на шарике.

Поскольку аэрозоль масляного тумана является полидисперсным, то в принципе возможно осаждение самой крупной его фракции. Для оценки величины этого осаждения был проделан следующий опыт. Измерялась напряженность поля при такой малой концентрации дисперсной фазы, когда с влиянием объемного заряда дисперсной фазы можно было не считаться. Время зарядки составляло 1 ч. При этом измеренное значение напряженности не отличалось от величины напряженности в чистом воздухе, т. е. инерционное осаждение частиц на шарик не имело места.

Для сопоставления полученного в эксперименте перераспределения поля в запыленной среде с расчетом необходимо знать величину безразмерного параметра D , определяющего влияние дисперсной фазы на характеристики коронного разряда [Л. 3]:

$$D = \xi k_s SR = \frac{\rho_c R^2}{\epsilon_0 U}, \quad (4)$$

где S — суммарная поверхность частиц в единице объема; ρ_c — плотность объемного заряда частиц; U — приложенное напряжение.

Значение параметра D находилось следующим образом. Предварительно на модели трубчатого электрофильтра, отличающейся от описанной выше тем, что рабочая часть была разделена на 10 секций (каждая высотой 60 мм), была снята зависимость затухания тока (отношение тока I_g в запыленной среде к току I_0 в чистом воздухе) от параметра D . Значение D определялось по (4). Плотность объемного заряда частиц ρ_c измерялась с помощью прибора массового заряда, в котором заряженные частицы поступали на внутренний электрод цилиндра Фарадея, соединенный со статическим вольтметром, и оседали на фильтре.

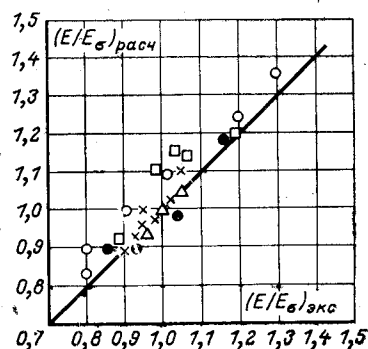


Рис. 5. Сравнение экспериментальных значений напряженности поля в запыленном потоке с расчетом ($\rho_{\text{ч}} = \text{const}$).

Δ — $\bar{U} = 1,9$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,75$; $\times$ — $\bar{U} = 2,62$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,75$; $\times$ — $\bar{U} = 1,9$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,45$; $\square$ — $\bar{U} = 2,62$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,45$; $\circ$ — $\bar{U} = 2,62$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,14$; $\bullet$ — $\bar{U} = 1,9$, $I_{\sigma}/I_0 = 0,14$.

Сопоставление с кривыми затухания тока, рассчитанными в предположении о пропорциональности заряда частицы напряженности поля в месте нахождения этой частицы ($\rho_{\text{ч}} \equiv E$) и постоянства по сечению электрофильтра плотности зарядов частиц ($\rho_{\text{ч}} = \text{const}$) [Л. 3], показало, что экспериментальные данные лежат между этими кривыми. Ввиду близости кривых любая из них может, таким образом, быть использована для определения параметра D по измеренной величине затухания тока. Погрешность определения D при этом не превышает 10%. Такая неточность в задании параметра соответствует изменению напряженности всего на 1—2%.

Перед измерениями напряженности поля коронного разряда в тех же режимах измерялось затухание тока, и параметр D находился по величине затухания тока в месте нахождения пробного шарика.

Измерения перераспределения напряженности поля в запыленной среде производились при напряжениях, равных 37,5; 55 и 75 кВ (начальное напряжение U_0 равнялось 28,6 кВ), скорости потока 1,5 м/сек и затуханиях токов в месте нахождения шарика 0,14; 0,45 и 0,75.

Типичные кривые распределения напряженности в чистом воздухе E и в запыленной среде E_{σ} приведены на рис. 3 и 4. Из них видно, что в соответствии с теорией напряженность поля при больших концентрациях дисперсной фазы возрастает у осадительного и уменьшается возле коронирующего электродов.

При значениях параметра $D \leq 0,5 \div 1$ и соответственно затуханиях тока $I_{\sigma}/I_0 \geq 0,6 \div 0,7$ это увеличение не превышает 5%. Однако при концентрациях дисперсной фазы, близких к запирающим значениям, увеличение напряженности у осадительного электрода достигает заметной величины и составляет несколько десятков процентов.

Сопоставление с расчетом показало, что несколько лучшее совпадение получается в предположении $\rho_{\text{ч}} = \text{const}$.

Результаты сопоставления, приведенные на рис. 5, свидетельствуют о хорошем согласии теории и эксперимента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Pauthenier M., et M-me Moreau — Hanot. Etouffement de la discharge couronne en milieu trouble. — «Journal de Physique», 6, 1935.
2. Цатурян А. И. О плотности объемного заряда в поле короны при наличии дисперсной фазы. — «Электронная обработка материалов», 1969, № 3.
3. Мирзабекян Г. З., Григорьев И. Н. Влияние заряженной дисперсной фазы на характеристики коронного разряда. — «Электричество», 1972, № 8.
4. Lagarias J. Field-strength measurements in parallelplate precipitators. AIEE Trans., v. 78, 1959, pp. 427—433.
5. Pauthenier M., et M-me Moreau — Hanot. La charge des particules spheriques dans un champ ionise. — «Physique et le Radium», t. VII, 12, 1932.
6. Верещагин И. П., Бабашкин В. А. Измерения напряженности поля коронного разряда методом пробного тела. — В кн.: Сильные электрические поля в технологических процессах. Вып. 2. М., «Энергия», 1971.
7. Методика зондовых исследований поля короны постоянного тока с применением осциллографа. — Изв. АН СССР, ОТН, 1962, № 2. Авт.: В. И. Левитов, А. Г. Ляпин, В. И. Попков, Цин Цзян Ян.
8. Фукс Н. А. Механика аэрозолей. М., Изд. АН СССР, 1955.
9. Капцов Н. А. Коронный разряд, ОГИЗ, 1947.

[17.6.1973]



УДК 621.3.015.51

Возникновение эффективных электронов при пробое в воздухе

АВРУЦКИЙ В. А., КОЩИЕНКО В. Н.

Московский энергетический институт

Статистическое время запаздывания пробоя в воздухе определяется временем ожидания эффективного электрона и зависит от множества факторов: напряженности электрического поля [Л. 1—6], состояния поверхности и материала катода [Л. 1—4], расстояния между электродами [Л. 3—5], частоты повторения разрядов [Л. 1], скорости подъема напряжения [Л. 6] и т. д. Считается, что воз-

можны следующие механизмы поступления эффективных электронов в промежуток: распад отрицательных ионов, автоэлектронная эмиссия и вторичная ионно-электронная эмиссия на катоде. Однако в настоящее время неясно, какой из возможных механизмов является основным при тех или иных условиях опыта, а какими можно пренебречь при рассмотрении вопроса об источниках эффективных

электронов. В статье проводятся исследования эмиссионных свойств катодов, подвергнутых различным видам обработки.

Аппаратура и методика измерений. Измерения статистического времени запаздывания пробоя воздушного промежутка с расстоянием $d=0,2-0,5$ см между плоскими медными электродами диаметром 30 мм производились при импульсах напряжения с амплитудой 25—70 кВ и фронтом 4 нсек с постоянной времени спада приблизительно 1 мсек. Регистрация моментов прихода импульса на промежуток осуществлялась с помощью емкостного делителя напряжения, высоковольтная и низковольтная емкости которого образованы пластиной, встроенной между катодом и заземленным экраном генератора. Сигнал с делителя подавался на осциллограф ОК-19. Временная разрешающая способность измерительной системы составляла примерно 2 нсек.

По результатам 100—150 измерений времени запаздывания определялась интенсивность появления эффективных электронов в промежутке. При этом использовалось выражение Лауэ [Л. 3], из которого следует, что интенсивность появления эффективных электронов в любой момент времени после приложения напряжения к промежутку может быть выражена следующим образом:

$$i = - \frac{d}{dt} \ln \frac{n_t}{n_0}; \quad (1)$$

$$i \approx \frac{\Delta n}{\Delta t n_t}, \quad (2)$$

где n_0 — общее количество испытаний; n_t — количество пробоев со временем больше t ; Δn — число пробоев со временем запаздывания между t и $t + \Delta t$.

Следовательно, интенсивность i можно определить по тангенсу угла наклона касательной к любой точке экспериментальной зависимости $\ln \frac{n_t}{n_0}$

или из отношения числа пробоев Δn , лежащих в интервале запаздываний от t до $t + \Delta t$, к произведению $\Delta t n_t$.

Подобный метод измерения эмиссионных токов с катода достаточно хорошо известен, но используется, как правило, в предположении, что ток эмиссии не изменяется во времени.

Тогда согласно теории Лауэ ток эмиссии обратно пропорционален среднестатистическому времени запаздывания, т. е. времени, при котором $-\ln \frac{n_t}{n_0} =$

$= 1$. В отличие от этого изложенная выше методика позволяет получать дополнительную информацию об эмиссионных свойствах катода, так как дает возможность определять изменение интенсивности эмиссии электронов во времени. Такая методика измерений уже использовалась в [Л. 6].

По изложенному выше методу измерялись зависимости $i(t)$ в диапазоне напряженности электрического поля $E_0 = 50-250$ кВ. см⁻¹ при различных способах обработки катода. При этом основная сложность заключалась в том, чтобы получить условия воспроизводимости и сопоставимости экспериментальных результатов, т. е. условий, при ко-

торых статистические характеристики не изменялись бы или изменялись незначительно в процессе измерений и при которых состояние газа и поверхности электродов не меняются при различных условиях опытов (при разных E).

В [Л. 5] отмечается, что такие условия наиболее легко достигаются для алюминиевых электродов. В [Л. 1 и 2] для получения стабильных характеристик никелевых и вольфрамовых электродов использовалась обработка тлеющим разрядом. В [Л. 4] для получения одинаковых условий на поверхности электродов во всех опытах через каждые 50 разрядов электроды проходили механическую полировку, однако если такая обработка не производилась, то через 250 импульсов время запаздывания изменялось на порядок и более. Это свидетельствует о том, что импульсные характеристики промежутков в опытах [Л. 4] при измерениях изменялись.

Причинами нестабильности импульсных характеристик является изменение состояния поверхности электродов (рост окисных пленок после механической обработки), микрогеометрии поверхности под действием разрядных токов, а также изменение условий в межэлектродном пространстве — остаточная ионизация, которая при различных напряженностях поля (различных разрядных токах) может быть неодинаковой.

В данной работе достаточно удовлетворительная воспроизводимость результатов имела место при следующих трех видах обработки медных электродов.

1. После механической полировки вся поверхность электродов обрабатывалась пучком положительных ионов с энергией 2 кВ (ток в пучке составлял $7,1 \cdot 10^{-4}$ а. см⁻²). После этого электрод был оставлен в атмосфере воздуха примерно на трое суток для того, чтобы завершились процессы окисления поверхности.

2. Полированный и тренированный слаботочными разрядами электрод был прогрет в атмосфере воздуха при температуре 250 °С в течение 2,5 ч, в результате чего была увеличена толщина окисной пленки.

3. Ионным пучком обрабатывалась только часть поверхности (примерно 1/3 площади). При этом производилось измерение коэффициента ионно-электронной эмиссии (см. ниже) и пучок пропускался через отверстие, закрытое латунной сеткой. На необработанной пучком поверхности образовался слой продуктов распыления материала обрабатываемого электрода и сетки, а также их окислов.

Перед измерениями интенсивности появления электронов в промежутке для каждого электрода, прошедшего соответствующую обработку, требовалась тренировка 100—150 разрядами при максимальных рабочих напряженностях поля. В процессе тренировки время запаздывания заметно увеличивалось и после этого оставалось неизменным на протяжении достаточно большого количества измерений (500—1000 разрядов).

Для контроля условий воспроизводимости зависимости тока эмиссии снимались дважды, при этом результаты измерений отличались не более чем на 25—30%. Измерения токов эмиссии для каждо-

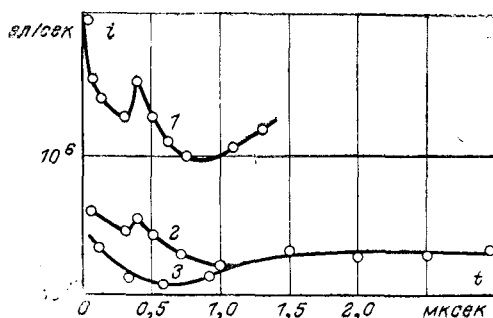


Рис. 1. Зависимости $i(t)$ при различных паузах между разрядами.

1 — 0,9 сек; 2 — 2,0 сек; 3 — 3,0 сек (электрод 2).

го вида обработки при всех значениях напряженности поля осуществлялись в течение 3—4 ч без длительных перерывов. После длительных перерывов (сутки или более) результаты измерений при одних и тех же условиях могли изменяться на 200 и более процентов, что, по-видимому, обусловлено неконтролируемым влиянием внешней среды. Кроме того, длительное воздействие разрядных токов на электроды может также привести к изменению характеристик пробоя. Так, например, при пропускании через электрод более 3000 разрядов привело к тому, что время запаздывания уменьшилось почти на порядок, а на поверхности образовались темные участки с неровностями высотой 5—10 мкм.

На характеристики пробоя также может влиять остаточная ионизация от предыдущих разрядов [Л. 1]. Как уже отмечалось, это может явиться причиной несопоставимости экспериментальных результатов, полученных при различных значениях напряженности поля (т. е. при различных разрядных токах) из-за неодинаковой степени остаточной ионизации. Поэтому частота повторения импульсов напряжения выбиралась таким образом, чтобы остаточная ионизация отсутствовала.

На рис. 1 дана зависимость $i(t)$, полученная при различных паузах между разрядами (0,9, 2,0, 3,0 сек) для электрода, обработанного по второму способу 2. Видно, что в этом диапазоне частот повторения импульсов остаточная ионизация оказывает значительное влияние на ток эмиссии. Постоянная времени спада послеразрядной эмиссии, т. е. разница между паузами, при которых интенсивность эмиссии отличается в e раз, составляет десятки доли секунды (0,2—0,3 сек). Однако при увеличении паузы между разрядами до величины более 3 сек ток эмиссии перестает зависеть от частоты повторения импульсов. Поэтому все измерения производились при паузе более 3 сек.

Для получения дополнительной информации об эмиссионных свойствах катода был измерен коэффициент ионно-электронной эмиссии. Измерение коэффициента ионно-электронной эмиссии осуществлялось известным способом [Л. 7] с помощью цилиндра Фарадея, в котором помещался испытуемый образец. Выражение для тока в цепи цилиндра Фарадея может быть записано в виде:

$$I_{\phi} = I_{\text{и}}(1 + \gamma),$$

где $I_{\text{и}}$ — ток пучка ионов; γ — коэффициент ионно-электронной эмиссии. Снимались вольт-амперные характеристики в цепи цилиндра Фарадея и по приведенной формуле подсчитывались коэффициенты γ при различных энергиях ионов в пучке.

Результаты измерений. На рис. 2 даны распределения вероятности пробоя по времени запаздывания $\ln \frac{n_t}{n_0}$ и зависимости $i(t)$ для электрода, обработанного по первому способу (электрод 1) при напряженностях поля 80, 100, 120 кВ·см⁻¹. Межэлектродное расстояние составляло при этом $d = 0,5$ см. На рис. 3 даны зависимости $i(t)$ для электродов, обработанных по второму и третьему способам (электроды 2 и 3) при межэлектродных расстояниях 0,2 и 0,5 см соответственно. Напряжен-

ности поля 80, 100, 120 кВ·см⁻¹. Межэлектродное расстояние составляло при этом $d = 0,5$ см. На рис. 3 даны зависимости $i(t)$ для электродов, обработанных по второму и третьему способам (электроды 2 и 3) при межэлектродных расстояниях 0,2 и 0,5 см соответственно. Напряжен-

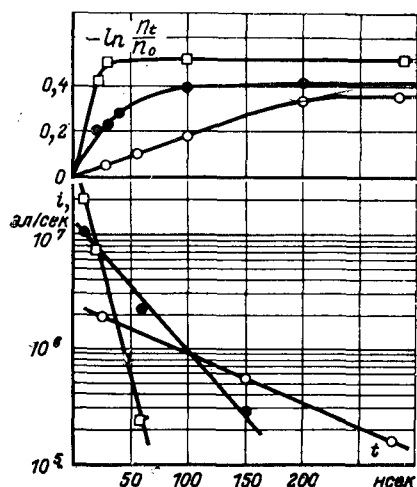


Рис. 2 Зависимости i и $\ln \frac{n_t}{n_0}$ от t при

различных напряженностях поля
○ — 80 кВ·см⁻¹; ● — 100 кВ·см⁻¹;
□ — 120 кВ·см⁻¹ (электрод 1).

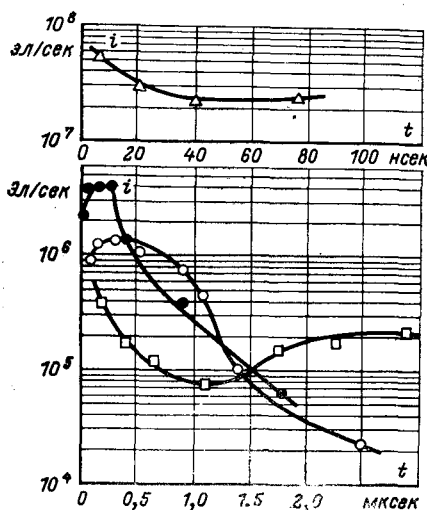


Рис. 3. Зависимости $i(t)$ при различных напряженностях поля и способах обработки поверхности катода.
○, ●, △ — соответственно 50, 60 и 80 кВ·см⁻¹ (электрод 3); □ — 200 кВ·см⁻¹ (электрод 2).

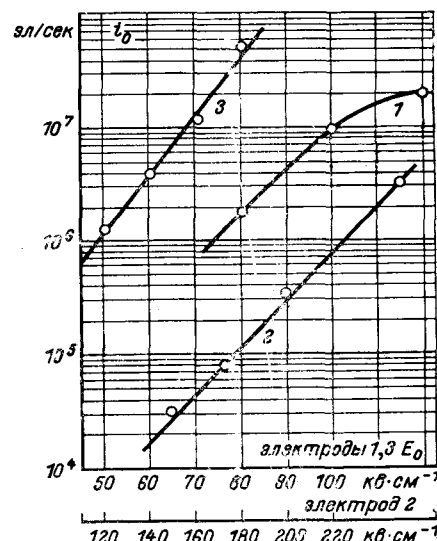


Рис. 4. Зависимости начального тока i_0 от E_0 при различных способах обработки катода.

1—3 — соответственно электроды 1—3.

ность поля для электрода 2 составляла 200 кв. см⁻¹, для электрода 3—50, 60 и 80 кв. см⁻¹.

Видно, что при всех видах обработки электродов в начальной части зависимости $i(t)$ (при t , близких к нулю) ток эмиссии имеет максимум и затем уменьшается со временем. Чем выше напряженность поля, тем больше ток эмиссии и круче его спад. Кроме того, на характер зависимости $i(t)$ существенное влияние оказывает способ обработки электродов, т. е. состояние поверхности. В дальнейшем основное внимание будет уделяться именно начальному участку характеристики $i(t)$, поскольку он определяется минимальными значениями времени запаздывания пробоя.

На рис. 4 дана зависимость i_0 (начального тока эмиссии) от напряженности поля в промежутке для электродов 1—3.

Обсуждение экспериментальных результатов. Ниже приведен анализ полученных результатов с точки зрения наиболее реальных механизмов, приводящих к появлению свободных электронов в промежутке.

Распад отрицательных ионов. Сильное влияние состояния поверхности на ток эмиссии (рис. 4), а также влияние материала катода на статическое время запаздывания [Л. 4] свидетельствуют о том, что образование свободных электронов в основном определяется процессами на поверхности катода, а не в газе между электродами. Поэтому можно считать, что процессы распада отрицательных ионов не являются основным источником свободных электронов в промежутке для рассматриваемого диапазона напряженности поля.

Автоэлектронная эмиссия. Для объяснения экспериментальных результатов с точки зрения автоэлектронного механизма эмиссии следует предположить, что на поверхности электродов имеются неровности, создающие усиление среднего поля в M раз, так как напряженность поля в промежутке $E_0 \leq 250$ кв. см⁻¹ недостаточна для того, чтобы вызвать заметный ток эмиссии [Л. 8]. Расчеты токов эмиссии по известному выражению Фаулера—Нордгейма при различных значениях ME показали, что экспериментальные зависимости (рис. 4) не подчиняются этому выражению. Согласно Фаулеру и Нордгейму ток эмиссии имеет значительно более сильную зависимость от напряженности поля, чем экспериментальная. Попытки подобрать такие значения коэффициента усиления поля M , работы выхода материала катода ϕ и эквивалентной площади эмиссии электронов S (площади микровыступов), при которых экспериментальные зависимости начального тока i_0 от E_0 совпадали бы с выражением Фаулера—Нордгейма, приводят к результатам, противоречащим физическому смыслу. Для примера ниже представлены значения M , ϕ и S , при которых экспериментальные зависимости i_0 от E_0 для электрода 2 находятся в количественном согласии с теорией Фаулера—Нордгейма:

M	$\phi, \text{ эВ}$	$S, \text{ см}^2$
1	0,05	10^{-16}
10	0,25	10^{-19}
100	1,0	10^{-21}
1 000	5,0	10^{-22}

Кроме того, автоэлектронный механизм эмиссии не в состоянии объяснить уменьшение эмиссионного тока во времени после приложения напряжения к промежутку (рис. 2 и 3).

Таким образом, полученные экспериментальные зависимости не могут быть удовлетворительно объяснены с точки зрения автоэлектронного механизма эмиссии.

Ионно-электронная эмиссия. По мнению авторов [Л. 1 и 3] ионно-электронная эмиссия является наиболее реальным процессом доставки свободных электронов в необлучаемый промежуток до начала развития разряда. Такой же вывод сделан в [Л. 6], в которой рассматривается влияние на статистическое время запаздывания таких факторов, как межэлектродное расстояние, давление и длительность фронта импульса напряжения.

С этой точки зрения становится качественно объяснимо наблюдаемое снижение интенсивности эмиссии в первые моменты времени после приложения напряжения к промежутку (рис. 2 и 3). Если начальная эмиссия, обуславливающая минимальные значения времени запаздывания, определяется ионами, адсорбированными на поверхности катода, то уменьшение интенсивности эмиссии во времени связано с уменьшением концентрации положительных ионов на поверхности в результате их нейтрализации.

Согласно [Л. 4] образование окисной пленки на поверхности медного электрода ведет к увеличению работы выхода. Это, по-видимому, является причиной снижения эмиссионных токов при обработке катода по второму способу (рис. 4, кривая 2). Однако обработка катода по третьему способу, когда на поверхности образовалась пленка более сложного состава, привела к значительному (более чем на порядок) увеличению интенсивности эмиссии (кривая 3). Измерения коэффициента ионно-электронной эмиссии показали, что при малых энергиях ионов, когда имеет место потенциальная эмиссия, $\gamma \approx 0,2$ эл/ион, что почти на порядок превышает справочные данные [Л. 9]. Как известно из области эмиссионной электроники, такой эффект улучшения эмиссионных свойств катодов при наличии на их поверхности окисных пленок (эффект Мальтера) может иметь место, если на поверхности окисных пленок появляются положительные ионы, создающие сильное электрическое поле у поверхности металла.

Все это является дополнительным подтверждением предположений о том, что определяющая роль в доставке свободных электронов в необлучаемый промежуток принадлежит положительным ионам, находящимся в объеме газа и на окисных пленках поверхности катода.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Beynon J., Llewelyn — Jones F. J. Cold electron emission from nickel electrodes in nitrogen under the influence of an electric field. Internat. J. Electron., v. 24, № 4, (381—388), 1968.
2. Llewelyn — Jones F. J., Dela Perrele E. T. Field emission of electrons in discharges. Proc. Royal. Soc., v. 26, № 1125, (267—279), 1953.
3. Мик Дж., Крэгс Дж. Электрический пробой в газах. М., Изд-во иностр. лит., 1960, 605 с.

4. Strigel R. Zur Frage der Materialabhängigkeit des Entladungsverzugs im homogenen elektrischen Felde in Luft von Atmosphärendruck. Arch. für Elektrotechnik, Bd 27, № 2 (137—143), 1933.

5. Бычкова Л. Г., Бычков Ю. И., Месяц Г. А. Эффект сильного роста времени запаздывания пробоя газовых промежутков при высоких электрических полях. — «Изв. вузов. Физика», 1969, № 2, с. 36—39.

6. Авруцкий В. А. Запаздывание пробоя воздушных промежутков при сильном перенапряжении. Труды МЭИ. ТВН. 1972, вып. 114, с. 89—92.

7. Габович М. Д. Плазменные источники ионов. Киев, «Наукова думка», 1964. 223 с.

8. Добрецов Л. Н., Гомоюнова М. В. Эмиссионная электроника. М., «Наука», 1966. 564 с.

9. Левицкий С. М. Сборник задач и расчетов по физической электронике. Изд. Киевского университета, 1964. 211 с. [3.8.1973]



УДК 621.316.995.001.24

Об учете «продольного» сопротивления горизонтальных элементов крупных заземляющих устройств

Доктор тех. наук, проф. ЯКОБС А. И., инж. ПЕТРОВ П. И.

Всесоюзный научно-исследовательский институт электрификации сельского хозяйства

Введение. Применение для передачи электроэнергии сверхвысокого напряжения (500 кВ и выше) привело к существенному изменению некоторых параметров трансформаторных подстанций (размера территории, тока замыкания на землю и т. п.), оказывающих сильное влияние на конструкцию заземляющих устройств. Широкое применение получили конструкции из железобетона, используемые в качестве естественных заземлителей.

Во многих странах изменились взгляды на критерий, по которому оценивается уровень электробезопасности персонала, обеспечиваемый заземляющими устройствами. Если в прошлом в качестве такого критерия рассматривалось сопротивление растеканию заземлителя, то теперь принимается напряжение прикосновения.

Наряду с достаточно жесткими требованиями к электрическим и конструктивным параметрам заземляющих устройств, обусловленными желаемым уровнем электробезопасности, все большее значение придается их экономичности.

Современная теория заземляющих устройств основана на допущении о том, что заземлитель является идеальным сосредоточенным, т. е. можно пренебречь частью его распределенных параметров (продольным активным сопротивлением и индуктивностью) и учитывать только поперечную проводимость растекания. Введение указанного допущения естественно приводит к погрешности при аналитическом определении электрических характеристик заземлителя (в частности, потенциала в любой точке на поверхности земли в зоне растекания тока, напряжений прикосновения и шага, а также собственного сопротивления). Эти погрешности при прочих равных условиях тем выше, чем больше линейные размеры заземлителя и чем меньше удельное сопротивление земли, в которой он размещен.

Найдем хотя бы порядок погрешности, к которой приводит введение основного допущения, и проанализируем, в какой мере назрела необходимость в дальнейшем развитии теории и методов расчета крупных заземляющих устройств.

Вертикальные элементы имеют обычно длину, не превышающую 20 м, и, как показали расчеты

[Л.1], пренебрежение их продольным сопротивлением и индуктивностью приводит при определении их электрических характеристик к погрешности, не превышающей долей процента. Горизонтальные элементы, напротив, часто достигают длины 200 м и более, при которой пренебрежение их продольным активным сопротивлением и индуктивностью может приводить к заметной погрешности. Оценим эту погрешность и установим границы применимости указанного выше основного допущения.

Примем, что горизонтальный прямолинейный стальной проводник с круглым поперечным сечением (горизонтальный протяженный заземлитель) расположен на границе однородного проводящего полупространства с удельным сопротивлением ρ . Пренебрегая влиянием концов проводника («концевым эффектом»), будем рассматривать распределенные параметры как однородные (выполненные с помощью ЦВМ уточненные расчеты удельной поперечной проводимости горизонтальных элементов показали, что отклонения ее величины от среднего значения не превосходят 5% в пределах примерно 85% от длины элементов и лишь на концевых участках, составляющих в сумме менее 10% длины элементов, удельная поперечная проводимость на 30—70% превосходит среднее значение). Напряжение и ток заземлителя изменяются во времени по синусоидальному закону.

Для анализа установившихся напряжения и тока горизонтального протяженного заземлителя применяем аппарат теории цепей с распределенными параметрами.

Находим ϵ_n — изменение модуля напряжения в конце заземлителя по отношению к значению в начале (место ввода тока):

$$\epsilon_n = \left| \frac{\dot{U}_0 - \dot{U}_l}{\dot{U}_0} \right| = 1 - \left| \frac{1}{\operatorname{ch} \gamma_p l} \right|, \quad (1)$$

где U_0 , U_l — напряжение соответственно в начале и конце заземлителя; γ_p — коэффициент распространения петли «горизонтальный протяженный заземлитель (не идеальный и не сосредоточенный) — земля».

Определяем ε_R — относительную погрешность при расчете сопротивления заземлителя, вызванную введением основного допущения (горизонтальный протяженный заземлитель идеальный и сосредоточенный):

$$\varepsilon_R = \frac{R - |z_{вх}|}{|z_{вх}|} = \left| \frac{\text{th } \gamma_p l}{\gamma_p l} \right| - 1. \quad (2)$$

Здесь R — сопротивление растеканию горизонтального протяженного заземлителя, принимаемого идеальным и сосредоточенным; $z_{вх}$ — входное сопротивление петли «горизонтальный протяженный заземлитель — земля»:

$$z_{вх} = \frac{z_{волн}}{\text{th } \gamma_p l}. \quad (3)$$

Значение R рассчитывается при $l \gg d$ в соответствии с методом среднего потенциала по выражению:

$$R = \frac{\rho}{\pi l} \left(\text{arsh } \frac{2l}{d} - 1 \right), \quad (4)$$

где l , d — соответственно длина и эквивалентный диаметр горизонтального протяженного заземлителя (для полосы эквивалентный диаметр равняется половине ширины ее прямоугольного поперечного сечения).

Волновое сопротивление петли «заземлитель — земля» $z_{волн}$ и γ_p рассчитываются по известным выражениям:

$$z_{волн} = \sqrt{\frac{z}{g_r}};$$

$$\gamma_p = \sqrt{z g_r}.$$

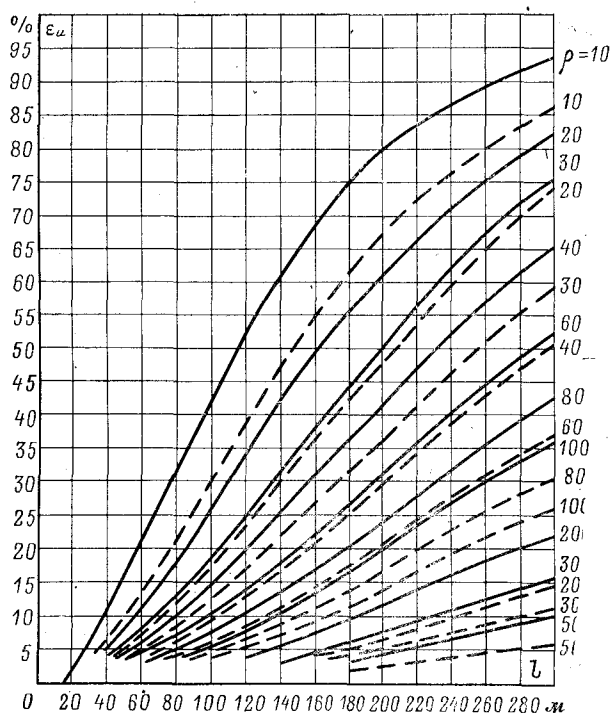


Рис. 1. Зависимость погрешности ε_i от длины заземлителя l и от удельного сопротивления земли ρ при различных значениях плотности тока b .

— $b=0,1$ а/мм²; — — — $b=1,0$ а/мм².

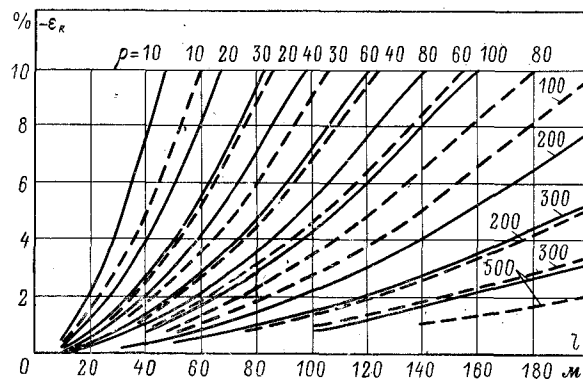


Рис. 2. Зависимость погрешности ε_R от l и ρ при различных значениях b .

— $b=0,1$ а/мм²; — — — $b=1,0$ а/мм².

В (5) и (6) g_r и z — удельные (на единицу длины горизонтального протяженного заземлителя) «поперечная» проводимость растекания и полное продольное сопротивление:

$$g_r = \frac{1}{Rl}; \quad (5)$$

$$z = z_{уд.внутр} + j\omega L_{уд.внешн.}, \quad (6)$$

где $z_{уд.внутр}$ и $L_{уд.внешн.}$ — соответственно удельные внутреннее полное сопротивление и внешняя индуктивность.

Значение $z_{уд.внутр}$ определяется [Л. 2] по выражению:

$$z_{уд.внутр} = (1 + j0,6) \frac{1}{\Pi} \sqrt{\frac{\mu\omega}{\gamma_{ст}}}. \quad (7)$$

В этом выражении Π — периметр поперечного сечения горизонтального протяженного заземлителя; μ — магнитная проницаемость стали заземлителя, определяемая по основной кривой намагничивания при данном действующем значении напряженности магнитного поля на поверхности заземлителя; $\omega = 2\pi f$ — угловая частота; $\gamma_{ст}$ — удельная проводимость стали.

Внешняя индуктивность горизонтального протяженного заземлителя рассчитывается по известной формуле Полячека:

$$L_{уд.внешн.} = \left(1 + 2 \ln \frac{2,24 \sqrt{\rho}}{\sqrt{4\pi\omega 10^{-7}} d'} - j \frac{\pi}{2} \right) 10^{-7}, \frac{\Gamma}{м}. \quad (8)$$

Здесь d' — диаметр круга, равновеликого поперечному сечению заземлителя.

Численные расчеты погрешностей ε_i и ε_R были выполнены по выражениям (1) и (2) для стальной полосы наиболее употребительного поперечного сечения 40×4 мм² при плотностях тока в 0,1 и 1 а/мм². При указанных плотностях тока удельное активное сопротивление стальной полосы соответственно равно $3,6 \cdot 10^{-3}$ и $2,25 \cdot 10^{-3}$ ом·м [Л. 3].

На рис. 1 и 2 показаны зависимости ε_i и ε_R от длины горизонтального заземлителя при различных значениях удельного сопротивления земли и плотности тока заземлителя. Анализ зависимости ε_i и ε_R показывает, что применимость основного допущения метода наведенных потенциалов для одиноч-

ного горизонтального протяженного заземлителя сильно зависит от длины заземлителя и удельного сопротивления земли. Так, при 10%-ной погрешности расчета сопротивления растеканию длина заземлителя не должна превышать 65 м при $\rho = 20 \text{ ом} \cdot \text{м}$ и 160 м при $\rho = 100 \text{ ом} \cdot \text{м}$. Аналогично сказывается изменение ρ на величине l при заданном падении напряжения по длине заземлителя.

Результаты испытаний¹ в 1972 г. сложного заземляющего устройства крупной трансформаторной подстанции напряжением 330/220/110 кВ полностью подтвердили наличие значительного падения напряжения по длине заземлителя. Исследованный сложный заземлитель состоял в основном из горизонтальных элементов и имел размеры в плане $400 \times 350 \text{ м}^2$. Поверхностные слои земли, в которой расположен заземлитель, в момент испытания обладали удельным сопротивлением около $90 \text{ ом} \cdot \text{м}$. При опыте однополюсного короткого замыкания фазы 110 кВ на заземлитель падение напряжения вдоль заземлителя на расстоянии 225 м от места ввода тока составило около 45% при токе короткого замыкания, равном 2,25 кВ.

Таким образом, теоретическое рассмотрение рабочего процесса горизонтальных протяженных заземлителей и экспериментальное исследование крупных сложных заземлителей показали, что для подобных заземлителей существенную роль играют продольные распределенные параметры горизонтальных элементов. Расчет электрических характеристик таких заземлителей на основе метода наведенных потенциалов может приводить к значительным погрешностям. Поэтому появилась необходимость разработать принципиально новый метод расчета электрических характеристик крупных заземляющих устройств с учетом распределенных продольных параметров их горизонтальных протяженных элементов.

Метод расчета сложных заземляющих устройств с учетом распределенных «продольных» электрических параметров горизонтальных элементов. Сложные заземлители (рис. 3) состоят из совокупности горизонтальных и вертикальных элементов. Под горизонтальными элементами понимается часть заземлителя, заключенная между двумя узловыми точками. Узловой точкой считается точка, в которой сходится два или большее число элементов. Подчеркнем, что в соответствии с последним определением в качестве узловой может рассматриваться любая точка, расположенная на горизонтальной части заземлителя.

Принимаем следующие допущения, определяющие исходную модель сложного заземлителя и модель электрической структуры земли:

в пределах данного сложного заземлителя все горизонтальные элементы расположены на одной и той же глубине t от поверхности земли, а все вертикальные элементы имеют одну и ту же длину; вертикальные элементы рассматриваются как идеальные сосредоточенные;

горизонтальные элементы обладают однородными (в пределах элемента) распределенными параметрами (удельными, т. е. на единицу длины, «про-

дольными» активным сопротивлением, индуктивностью и «поперечной» проводимостью растекания); значения «поперечной» проводимости растекания элементов не зависят от «продольных» параметров горизонтальных элементов и могут быть определены аналитически по методу наведенных потенциалов [Л. 4];

Можно пренебречь взаимным индуктивным влиянием горизонтальных элементов;

в пределах заземлителя может быть несколько «задающих» узловых точек, т. е. точек, непосредственно электрически связанных с внешней электрической цепью (в качестве «задающих» рассматриваются узловые точки заземлителя, непосредственно связанные с нейтралями трансформаторов или автотрансформаторов и точка, на которую в расчетном аварийном режиме замкнута накоротко фаза линии электропередачи);

через задающие узловые точки во время расчетного однополюсного замыкания протекают задающие токи (установившиеся значения тока однополюсного замыкания на землю и токов, «возвращающихся» в систему через нейтраль трансформаторов и автотрансформаторов);

можно пренебречь влиянием на электрические характеристики заземлителя электромагнитного поля токов однополюсного замыкания, протекающих по воздушным линиям;

земля «двухслойная» — двухслойное проводящее полупространство с плоскостью (границей) раздела между слоями параллельной поверхности земли и с удельными сопротивлениями, однородными в пределах слоя.

Основная идея нового метода расчета сложных заземлителей заключается в определении «поперечных» проводимостей (растекания) элементов заземлителя при допущении о его эквипотенциальности (при этом учитывается, конечно с некоторой погрешностью, влияние на «поперечную» проводимость элементов электрического поля тока, стекающего с заземлителя в землю), последующем замещении каждого горизонтального элемента с распределенными параметрами эквивалентным четырехполюсником с сосредоточенными параметрами и каждого вертикального элемента сосредоточенной проводимостью растекания и, наконец, расчета токораспределения и падения напряжения по элементам сложного заземлителя (его полной схемы замещения). Затем с использованием принципа наложения уже легко определяется распределение потенциала на поверхности земли в зоне растекания тока, а следовательно, и напряжение до прикосновения (или напряжение прикосновения)².

Алгоритм для расчета электрических характеристик сложных заземлителей. Считаются заданными: конструктивные параметры заземлителя (геометрические размеры всех элементов заземлителя и их взаимное расположение); удельная электрическая проводимость стали, из которой выполнен заземли-

¹ Испытания проводились комплексной бригадой под общим руководством А. С. Беляева («Энергосетьпроект»).

² Напряжение до прикосновения — напряжение между заземленной частью электроустановки и поверхностью земли, которых одновременно может коснуться человек; напряжение прикосновения — напряжение, приложенное к телу человека при одновременном прикосновении к заземленной части электроустановки и к поверхности земли.

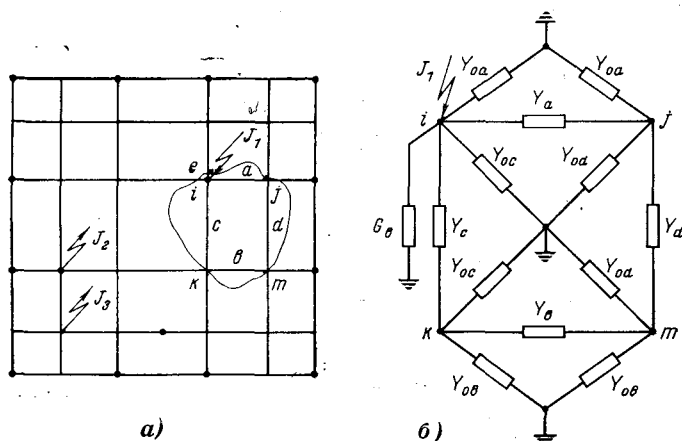


Рис. 3. Пример сложного заземлителя.

а — вид в плане (кружками обозначены вертикальные элементы);
б — эквивалентная схема замещения элементов с номерами а, б, в, г, д;
индекс «0» обозначает поперечную проводимость ветвей П-образных
схем замещения.

тель, и зависимость ее магнитной проницаемости по основной кривой намагничивания от действующего значения напряженности магнитного поля на поверхности элемента; задающие токи; входные полные проводимости протяженных естественных заземлителей (система «трос — опора», кабели); параметры электрической структуры земли; координаты точек на поверхности земли, в которых требуется определить потенциал, наведенный током, стекающим с заземлителя в землю.

Для определения «поперечных» проводимостей элементов сложного заземлителя рассчитываются по известному алгоритму [Л. 5] токи I_{0k} , стекающие в землю со всех n элементов сложного заземлителя ($k=1 \div n$). Затем рассчитываются $G_{\text{в}}$ проводимости растекания вертикальных элементов и $g_{\text{г}}$ — удельные (на единицу длины) проводимости растекания горизонтальных элементов:

$$G_{\text{в}k} = \frac{I_{0k}}{\varphi_0}, \quad k = 1 \div m; \quad (11)$$

$$g_{\text{г}k} = \frac{I_{0k}}{\varphi_0 l_k}, \quad k = (m+1) \div n, \quad (12)$$

где φ_0 — значения потенциала заземлителя, при котором рассчитывались токи I_{0k} ; l_k — длина k -го горизонтального элемента.

Удельное полное продольное сопротивление горизонтальных элементов определяется по равенствам (8)–(10) и зависит сравнительно сильно от магнитной проницаемости стали, которая, в свою очередь, является нелинейной функцией токов, протекающих по элементам. С учетом указанной нелинейности от тока продольные параметры элементов определяются путем последовательных приближений. Вначале их значения рассчитываются при фиксированной величине относительной магнитной проницаемости ($\mu_r = 200$), соответствующей достаточно сильному магнитному полю. Затем, после расчета токораспределения значения продольных параметров элементов уточняются с последующим пересчетом токораспределения (первая итерация) и т. д.

Каждый горизонтальный элемент замещается П-образной эквивалентной схемой четырехполюсника (см. рис. 3) с параметрами:

$$Y_k = \frac{1}{z_{\text{волн}k} \operatorname{sh}(\gamma_{\text{п}k} l_k)}; \quad (13)$$

$$Y_{0k} = \frac{\operatorname{ch}(\gamma_{\text{п}k} l_k) - 1}{z_{\text{волн}k} \operatorname{sh}(\gamma_{\text{п}k} l_k)}, \quad (14)$$

где $k = (m+1) \div n$; $z_{\text{волн}}$ и $\gamma_{\text{п}}$ рассчитываются соответственно по (5) и (6).

Каждый вертикальный элемент замещается проводимостью растекания $G_{\text{в}}$, рассчитанной по (11).

Токораспределение и падение напряжения по элементам сложного заземлителя находятся решением матричного уравнения узловых потенциалов (порядок уравнения равен q — числу узлов в схеме замещения) и последующим расчетом токов во всех ветвях:

$$\dot{Y} \Phi = \dot{J}. \quad (15)$$

Здесь $\dot{Y}$ — квадратная, симметричная, неособенная матрица коэффициентов узловых проводимостей:

$$\dot{Y} = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & \dots & Y_{1q} \\ Y_{21} & Y_{22} & \dots & Y_{2q} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ Y_{q1} & Y_{q2} & \dots & Y_{qq} \end{bmatrix}; \quad (16)$$

Φ — матрица-столбец искомых узловых потенциалов; $\dot{J}$ — матрица-столбец задающих токов (токи, протекающие через нейтраль трансформаторов, расположенных на территории рассчитываемого заземляющего устройства, считаются отрицательными).

На главной диагонали матрицы $\dot{Y}$ расположены коэффициенты (проводимости) с одинаковыми индексами, равные суммарной полной (в комплексной форме) проводимости ветвей схемы замещения, соединенных с соответствующим узлом (например, Y_{kk} — с k -м узлом). На пересечении i -й строки и k -го столбца располагается коэффициент y_{ik} , равный взятой с обратным знаком полной (в комплексной форме) проводимости ветви, соединяющей узлы с номерами i и k . В качестве базисного (опорного) принимается узел «удаленной земли», потенциал которого считается равным нулю.

Модуль «входного сопротивления» (сопротивления растеканию) заземляющего устройства находится по выражению:

$$z_{\text{вх}} = \left| \frac{(\varphi_i)_{\text{max}}}{j_i} \right|, \quad (17)$$

где $(\varphi_i)_{\text{max}}$ — наибольшее значение потенциала в i -й задающей узловой точке; j_i — задающий ток, при котором потенциал в i -м узле оказывается максимальным в пределах данного заземлителя.

Для расчета распределения потенциала на поверхности земли в зоне растекания тока с заземлителя дополнительно вводятся следующие допущения: линейная плотность тока в пределах горизонтального элемента однородна, а в пределах вертикальных элементов пропорциональна удельной электрической проводимости слоев; можно пренебречь потенциалом, наводимым протяженными естественными заземлителями.

Потенциал в точке M на поверхности земли рассчитывается по алгоритму, приведенному в [Л. 5]. Затем определяется модуль потенциала Φ_M , который в дальнейшем и используется при расчете напряжения прикосновения.

Программа расчета сложных заземляющих устройств с учетом продольных параметров горизонтальных элементов составлена на языке АЛГОЛ-60 применительно к ЦВМ БЭСМ-6.

Расчет сопротивления сложного заземлителя крупной трансформаторной подстанции, а также потенциала в 40 точках на поверхности двухслойной земли в среднем (в зависимости от степени неоднородности электрической структуры земли) занимает от 2 до 3 мин машинного времени. При использовании ЦВМ с большим, чем у БЭСМ-6, временем элементарных операций, требующееся «машинное время», естественно, возрастает. Так, например, указанный выше расчет на ЦВМ типа ЕС-30 занял бы 40—60 мин.

Сопоставление расчетных и экспериментальных данных. Для экспериментальной оценки точности разработанного нового метода расчета электрических характеристик сложных заземляющих устройств был сооружен специальный сложный заземлитель (рис. 4), состоящий только из горизонтальных элементов. Элементы заземлителя были выполнены из стальной проволоки («катанка») с диаметром 6 мм и заложены на глубине 0,5 м от поверхности земли. Каждый элемент имел по два изолированных вывода на поверхность земли и при необходимости мог соединяться (рассоединяться) с соседними элементами. Эти же выводы использовались и при выполнении измерений токораспределения и падения напряжения на элементах заземлителя.

Параметры электрической структуры земли и ее эквивалентное удельное сопротивление были определены соответственно вертикальным электрическим зондированием (ВЭЗ) и по методу пробного горизонтального электрода. В качестве пробных использовались электроды различной длины (от 20 до 200 м) экспериментального заземлителя. Интерпретация кривых ВЭЗ показала, что земля имеет трехслойную электрическую структуру с параметрами: $\rho_1 = 150 \text{ ом} \cdot \text{м}$; $\rho_2 = 65 \text{ ом} \cdot \text{м}$; $\rho_3 = 162 \text{ ом} \cdot \text{м}$; $h_1 = 0,5 \text{ м}$; $h_2 = 1,45 \text{ м}$. Методом пробных горизонтальных электродов было определено среднее значение эквивалентного удельного сопротивления земли, которое составило $104 \text{ ом} \cdot \text{м}$.

Ввод тока от независимого источника (разделяющего трансформатора напряжением 380/380 в) осуществлялся в 14-ю узловую точку. В качестве второго «полюса» (измерительного токового электрода) использовался специально сооруженный заземлитель, выполненный из семи вертикальных электродов длиной 2,5 м, расположенных друг от друга на расстоянии 2 м. Расположение измерительных электродов (токового и потенциального) показано на рис. 4.

Измерение входного сопротивления заземляющего устройства и падения напряжения в элементах заземлителя производилось соответственно по методу амперметра—вольтметра и вольтметром с высоким внутренним сопротивлением.

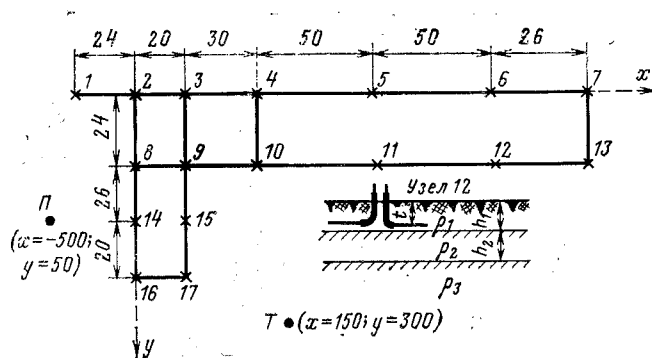


Рис. 4. Схема опытного заземлителя.
1—17 — номера узлов, в которых выполнены изолированные выводы элементов заземлителя на поверхность земли.

В связи с тем, что измерительные электроды (токовый «т» и потенциальный «п») не удалось отнести достаточно далеко от экспериментального заземлителя, при экспериментальном определении $z_{вх}$ была введена поправка [Л. 6]:

$$(z_{вх})_{\text{экспер}} = z_{\text{изм}} - (a_{т.п} - a_{п.з} - a_{т.з}), \quad (18)$$

где $a_{т.п}$, $a_{п.з}$, $a_{т.з}$ — взаимные сопротивления соответственно токового и потенциального электродов, потенциального электрода и заземлителя, токового электрода и заземлителя. Значения $a_{т.п}$, $a_{п.з}$, $a_{т.з}$ рассчитывались по алгоритму [Л. 5] при указанных выше параметрах электрической структуры земли.

Было найдено: $z_{\text{изм}} = 0,83$; $a_{т.п} = 0,036$; $a_{п.з} = 0,029$; $a_{т.з} = 0,047 \text{ ом}$. По (18) получено $(z_{вх})_{\text{экспер}} = 0,87 \text{ ом}$. Расчет по алгоритму [Л. 5] $R = 0,614 \text{ ом}$, а по изложенному выше алгоритму при токе замыкания $I = 26 \text{ а}$ (ввод тока осуществляется в 14-м узле) — $(z_{вх})_{\text{расч}} = 0,815 \text{ ом}$. Расхождение между расчетным и экспериментальным значениями $z_{вх}$ составляет 6,5%. (Расхождение между $R_{\text{расч}} = 0,616 \text{ ом}$ и $z_{вх}$ составляет 29,5%.)

Значительный интерес представляет сопоставление расчетных и экспериментальных значений относительного изменения потенциала в узлах заземлителя (см. таблицу). Анализ данных, содержащихся в этой таблице, показывает, что падение напряжения по элементам заземлителя по мере удаления от места ввода тока, рассчитанное по новому алгоритму и найденное прямым экспериментом, имеет аналогичный характер. Наибольшее от-

Номер узла по рис. 4	Относительное изменение потенциала Φ в узлах, %		$\Delta\Phi$, %	Номер узла по рис. 4	Относительное изменение потенциала Φ в узлах, %		$\Delta\Phi$, %
	$\Phi_{\text{экспер}}$	$\Phi_{\text{расч}}$			$\Phi_{\text{экспер}}$	$\Phi_{\text{расч}}$	
14	100	100		16	90	93	3,3
8	86	88	2,3	17	85	90	5,9
2	77	83	7,8	15	82,4	86	4,4
3	71	81	14,0	9	74,5	83,5	12,1
4	64	75	17,2	10	65,0	76,5	17,7
5	56	68	21,2	11	57,3	69,0	20,4
6	53	64	20,5	12	53,5	64,0	19,6
7	52	62	19,3	13	52,2	62,5	19,7

$$* \Delta\Phi = \left(\frac{\Phi_{\text{расч}} - \Phi_{\text{экспер}}}{\Phi_{\text{экспер}}} \right) 100\%.$$

носительное расхождение расчетных и экспериментальных значений наблюдается в точках, наиболее удаленных от места ввода тока. Следует подчеркнуть, что расхождения между расчетными и экспериментальными значениями положительны во всех узлах. Наиболее вероятной причиной этого могут являться несовпадения расчетных и действительных характеристик стали, и в первую очередь ее удельной электрической проводимости, а также пренебрежение взаимным индуктивным влиянием горизонтальных элементов.

Как было уже показано выше, критерием электрозащитных свойств заземляющего устройства является напряжение прикосновения. Поэтому по известному [Л. 5] и новому алгоритмам был проведен расчет (с последующим сопоставлением) коэффициентов прикосновения $k_{пр}$, т. е. отношения напряжения до прикосновения к напряжению в месте ввода тока. Как и следовало ожидать наибольшие расхождения между значениями $k_{пр}$, найденными по указанным двум алгоритмам, наблюдались в непосредственной близости от места ввода тока. Величина $k_{пр}$, найденная по [Л. 5], оказалась заниженной почти в 2 раза по сравнению со значением, рассчитанным по новому алгоритму и практически совпавшим с измеренным. Столь значительное увеличение $k_{пр}$ (по сравнению с тем, которое должно было бы быть при эквипотенциальности заземлителя) объясняется резко увеличенным градиентом потенциала в области земли, непосредственно примыкающей к элементам заземлителя, в которые вводился ток замыкания. Следовательно, конструкция элементов заземлителя, расположенных вблизи от мест вероятного ввода тока замыкания (например, вблизи от ручных приводов разъединителей и заземляющих проводников от нейтралей трансформаторов), должна предусматривать необходимость усиленного выравнивания потенциалов. Это, в частности, легко может быть достигнуто уменьшением шага между горизонтальными элементами.

Область применения предложенного метода расчета. Помимо проведения дальнейших исследований, связанных с разработкой рациональной конструкции крупных заземляющих устройств, содержащих протяженные элементы, новый метод расчета в первую очередь должен применяться при проектировании заземляющих устройств трансформаторных подстанций сверхвысокого напряжения, а также трансформаторных подстанций глубокого ввода промпредприятий и животноводческих комплексов по производству сельскохозяйственной продукции на промышленной основе. В ближайшее время с помощью нового метода расчета должны быть получены ответы на следующие вопросы: каков наибольший допустимый шаг продольных и поперечных элементов заземляющей сетки; допустимо ли в ка-

честве горизонтальных элементов заземлителя применять стальные проводники с круглым поперечным сечением (в настоящее время обычно применяют стальные проводники с прямоугольным поперечным сечением); какова должна быть конструкция заземлителя в непосредственной близости от мест возможного ввода тока замыкания на землю.

Выводы. 1. Основное допущение метода наведенного потенциала (об эквипотенциальности заземлителя) приводит при расчете сопротивления заземлителя и распределения потенциала по поверхности земли в зоне растекания тока к относительной погрешности тем большей, чем значительнее габаритные размеры заземлителя и чем меньше удельное сопротивление земли. При расчете по алгоритму [Л. 5] электрических характеристик крупных заземляющих устройств погрешность может превышать 50%.

2. Рассмотрение горизонтальных элементов заземлителя как обладающих однородными (в пределах элемента) распределенными продольными параметрами (активным сопротивлением и индуктивностью) позволяет по сравнению с методом наведенного потенциала значительно точнее моделировать электромагнитный процесс стекания тока с заземлителя в землю.

3. Для расчета электрических характеристик сложных заземлителей, содержащих горизонтальные элементы значительной длины, достаточно эффективным является новый алгоритм расчета токораспределения по элементам заземлителя и напряжения в заданной точке на поверхности земли в зоне растекания, который основан на определении поперечных удельных проводимостей растекания горизонтальных элементов по методу наведенного потенциала и последующем замещении каждого горизонтального элемента с распределенными параметрами эквивалентным четырехполюсником с сосредоточенными параметрами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Максименко Н. Н., Асеев Г. Г. Расчет скважинных заземлителей.— «Электричество», 1970, № 9, с. 44—47.
2. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М., Госэнергоиздат, 1949.
3. Найфельд М. Р. Заземление, защитные меры электробезопасности. М., «Энергия», 1971, 308 с.
4. Яковс А. И. Теоретическое обоснование метода наведенного потенциала и его частных случаев.— «Известия АН СССР. Энергетика и транспорт», 1967, № 4, с. 46—51.
5. Яковс А. И., Коструба С. И., Живаго В. Т. Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ.— «Электричество», 1967, № 8, с. 21—28.
6. Яковс А. И., Сутин А. Г. О необходимости пересмотра действующих рекомендаций по измерению сопротивления заземлителей.— «Электрические станции», 1965, с. 67—71.

[10.10.1973]



Особенности расчета параметров фильтров высших гармонических для распределительных сетей переменного тока

КУЧУМОВ Л. А., СПИРИДОНОВА Л. В.

Ленинград

За последние годы вследствие роста числа и мощности электропотребителей с несинусоидальными токами в распределительных электрических сетях существенно возросли уровни высших гармонических в напряжениях и токах.

Одной из основных мер по уменьшению содержания высших гармоник в распределительных сетях и улучшению тем самым качества напряжения, уменьшению добавочных потерь и повышению надежности работы оборудования признана установка резонансных LC-фильтров, настроенных на основной ряд гармоник, присутствующих в токах и напряжениях. Несмотря на довольно значительное количество публикаций по рассматриваемой проблеме ([Л. 1—3] и др.), многие аспекты методики расчета резонансных фильтров, подключенных к распределительным шинам промышленного предприятия (рис. 1) и предназначенных также для компенсации реактивной мощности основной частоты нагрузки, еще недостаточно разработаны. В частности, требуют дополнительных исследований вопросы определения возможных перегрузок конденсаторов фильтров под влиянием явлений резонансного характера, обусловленных неточной настройкой или расстройкой фильтров и изменениями частотных характеристик системы, а также способы уменьшения этих перегрузок. Недостаточно ясны способы определения рациональных величин реактивных мощностей, выдаваемых от параллельно работающим звеньев фильтров высших гармоник и от отдельно подсоединенной конденсаторной батареи КБ.

Для нормального функционирования фильтров необходимо выбрать номинальные параметры фильтровой конденсаторной батареи и реактора таким образом, чтобы выполнялись известные нормы допустимой нагрузки указанных элементов в условиях протекания через них, помимо токов основной частоты, также и токов высших гармоник.

Из большого числа параметров фильтра ν -й гармоники, которые необходимо определить (напряжения, токи, мощности и сопротивления фильтровой батареи и реактора), в силу того, что между ними имеются вполне определенные соотношения, независимо можно выбрать только три параметра. Поскольку параметры батареи фильтра в значительной степени определяют экономические показатели фильтровой установки в целом и подлежат оптимизации, приведенные ниже выражения разрешались в основном относительно установленной мощности конденсаторной батареи фильтра $S_{к.н.}$, мощности основной частоты $Q_{1\nu}$, генерируемой фильтром на шинах сети, а также относительно эквивалентной добротности фильтра на частоте его настройки q_{ν} , равной отношению сопротивления реактора (батареи) фильтра к активному сопротивлению всей цепи фильтра $R_{\phi\nu}$:

$$q_{\nu} = \frac{X_{p\nu}}{R_{\phi\nu}} = \frac{X_{K\nu}}{R_{\phi\nu}}. \quad (1)$$

Мощность $Q_{1\nu}$ при заданном наибольшем фазном рабочем напряжении первой гармонической на зажимах фильтра U_1 нетрудно связать с номинальными (на основной частоте) сопротивлениями батареи и реактора:

$$Q_{1\nu} = \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1} \frac{U_1^2}{X_{к.н}} = \frac{1}{\nu^2 - 1} \frac{U_1^2}{X_{p.н}}. \quad (2)$$

Нормы ГОСТ 1282-66 допускают работу конденсаторов при действующем значении напряжения на нем U_k , не превосходящем его номинальное напряжение $U_{к.н}$ (в аварийных режимах ГОСТ разрешает 10%-ную перегрузку, однако заводы-изготовители в настоящее время не гарантируют ее допустимость в сетях с высшими гармоническими) и при действующем значении тока I_k , превосходящем номинальный ток $I_{к.н}$ не более, чем на 30%. Кроме того, заводы-изготовители требуют, чтобы сумма мощностей всех частот тока, протекающего через конденсатор, не превосходила его номинальную мощность $S_{к.н.}$. Принимая достаточно корректное в данном случае допущение о том, что при установке фильтров на основной ряд гармоник, содержащихся в токе нагрузки, через фильтр ν -й гармоники протекает лишь первая и ν -я гармоники, указанные нормы можно выразить следующими неравенствами:

$$U_{к.н} \geq U_k / \beta_U = \frac{1}{\beta_U} \sqrt{(\xi U_1)^2 + (J_{\nu \text{ расч}} X_{к.н} / \nu)^2}, \quad (3a)$$

$$I_{к.н} \geq I_k / \beta_I = \frac{1}{\beta_I} \sqrt{(\xi U_1 / X_{к.н})^2 + J_{\nu \text{ расч}}^2}; \quad (3б)$$

$$S_{к.н} \geq (Q_{1\nu} + Q_{\nu}) / \beta_Q = [(\xi U_1)^2 / X_{к.н} + J_{\nu \text{ расч}}^2 X_{к.н} / \nu], \quad (3в)$$

где $\xi = \frac{\nu^2}{\nu^2 - 1}$;

$J_{\nu \text{ расч}}$ — расчетное действующее значение тока ν -й гармоники через фильтр данной гармоники; $\beta_U = 1,0$; $\beta_I = 1,3$; $\beta_Q = 1,0$ — коэффициенты допустимых перегрузок соответственно по напряжению, току и мощности.

При действующих в настоящее время коэффициентах перегрузок β_U , β_I , β_Q норма допустимых перегрузок по напряжению не является определяющей.

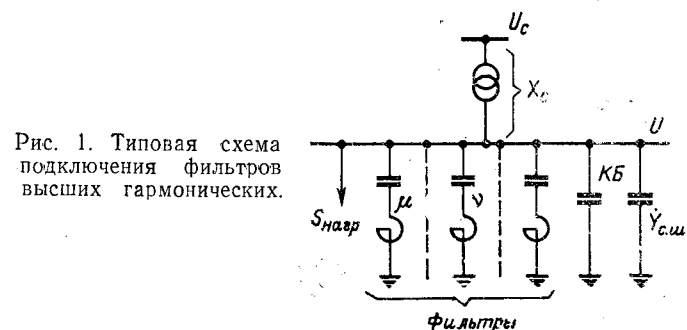


Рис. 1. Типовая схема подключения фильтров высших гармонических.

щей. Поэтому в расчетах принимать во внимание следует только нормы (3б) и (3в), которые накладывают следующее ограничение на соотношение параметров $S_{к.н.в}$ и Q_{1v} :

$$S_{к.н.в} \geq \frac{\xi}{\beta} [Q_{1v} + \delta (U_1 J_{врасч})^2 / Q_{1v}], \quad (4)$$

где

$$\left. \begin{aligned} \beta &= \beta_I^2 = 1,69; \\ \delta &= 1; \end{aligned} \right\} \text{ при } \frac{Q_{1v}}{U_1 J_{врасч}} \leq \sqrt{\frac{\nu \beta_Q - \beta_I^2}{\nu (\beta_I^2 - \beta_Q)}};$$

$$\left. \begin{aligned} \beta &= \beta_Q = 1,0; \\ \delta &= 1/\nu; \end{aligned} \right\} \text{ при } \frac{Q_{1v}}{U_1 J_{врасч}} \geq \sqrt{\frac{\nu \beta_Q - \beta_I^2}{\nu (\beta_I^2 - \beta_Q)}}.$$

Другое условие, ограничивающее выбор параметров фильтров, вызвано требованием о снижении эффективного напряжения высших гармоник ниже уровня, допускаемого ГОСТ 13109-67 на качество электроэнергии (5% напряжения основной частоты).

Ограничение, накладываемое этой нормой на параметры Q_{1v} и q_{sv} , может быть выражено неравенством, позволяющим выбирать фильтр отдельно от других, если предварительно задаться допустимой величиной напряжения каждой фильтруемой гармоники отдельно $U_{вдоп}$ с таким расчетом, чтобы обеспечить суммарную норму ГОСТ:

$$U_{v\phi} = \sqrt{\sum_{v=v_{\phi}} U_{вдоп}^2 + \sum_{v \neq v_{\phi}} U_v^2} \leq U_{v\phi\text{ГОСТ}} = 0,05,$$

где через индекс суммирования v_{ϕ} обозначены номера фильтруемых гармоник. Обычно число фильтруемых гармоник, оказывающих наибольшее влияние на эффективное значение напряжения высших гармоник в сети, не превышает четырех; при этом величина эффективного значения напряжения нефильтруемых гармоник составляет (2÷4) %.

Поэтому $U_{вдоп}$ оказывается порядка 1,5–2,0%.

Условие $U_v \leq U_{вдоп}$ может быть развернуто записано в виде:

$$U_v = J_{врасч} \sqrt{R_{fv}^2 + \Delta X_v^2} \leq U_{вдоп}, \quad (5)$$

где ΔX_v — реактивное сопротивление фильтра v -й гармоники на частоте этой гармоники, обусловленное его возможной расстройкой.

Расстройка фильтров вызывается многими причинами: отклонениями емкости фильтровой батареи и индуктивности реакторов, допускаемыми при монтаже, зависимостью параметров конденсаторов от темпера-

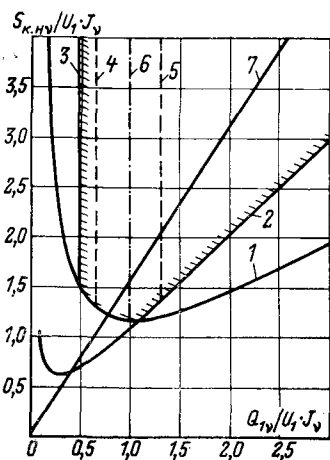


Рис. 2. Определение параметров фильтра высшей гармонической, допустимых по техническим требованиям.

туры, отклонением частоты в системе и т. д. Согласно [Л. 2] относительная расстройка фильтра

$$\alpha = \frac{\Delta X_v}{\nu X_{p.н}} = \frac{\Delta X_v}{X_{к.н.в}/\nu} \quad (6)$$

может достигать значений $(-30\%) \div (10\%)$. Однако за счет улучшения качества оборудования фильтров и их эксплуатации, величины возможных расстроек автоматически неподстраиваемого фильтра могут быть снижены до $\alpha = \pm (2 \div 5) \%$.

Учитывая выражения (1), (2) и (6) из (5), получаем дополнительное к (4) требование к соотношению параметров фильтра:

$$Q_{1v} \geq U_1 J_{врасч} \frac{\nu \sqrt{\alpha^2 + (1/q_{sv})^2}}{(\nu^2 - 1) (U_{вдоп}/U_1)} \quad (7a)$$

или иначе

$$q_{sv} \geq q_{sv\text{ min}} = \nu \sqrt{\left[\frac{Q_{1v}}{U_1 J_{врасч}} \frac{U_{вдоп}}{U_1} (\nu^2 - 1) \right]^2 - (\alpha \nu)^2}. \quad (7b)$$

Рассмотрим особенности расчета параметров фильтров v -й гармоники по полученным техническим требованиям в предположении, что заданными являются расчетные значения напряжения первой гармонической в точке подключения фильтра и протекающего через него тока высшей гармоники $J_{врасч}$. Дополнительно полагаем заданными параметры α , $U_{вдоп}$ и q_{sv} .

Если область допустимых значений мощности конденсаторов фильтра v -й гармоники $S_{к.н.в}$ представить графически в функции от генерируемой мощности основной частоты Q_{1v} , опираясь на формулы (3), (4) и (7a) и (7б), то при определенном Q_{1v} имеем явно выраженный минимум $S_{к.н.в}$. Например, на рис. 2

в координатах $\left[\frac{Q_{1v}}{U_1 J_v}; \frac{S_{к.н.в}}{U_1 J_v} \right]$ представлена область допустимых параметров фильтра 11-й гармоники (заштрихована) при $\alpha = 5^{\circ}/_{\circ}$, $U_{вдоп} = 1^{\circ}/_{\circ}$ и $q_{sv} = 200$.

Согласно предельно допустимым нагрузкам конденсаторов по току область ограничена нисходящей кривой 1 и согласно норме по мощности — восходящей кривой 2. Вертикальная прямая 3 выражает ограничение по допустимому уровню высших гармонических в напряжении согласно (7а).

Пунктиром показаны также границы по последнему условию при иных значениях $U_{вдоп}$ и q_{sv} (кривая 4 — при $U_{вдоп} = 1,0\%$, $q_{sv} = 20$; кривая 5 — при $U_{вдоп} = 0,5\%$, $q_{sv} = 20$); положение кривых 1 и 2 от этих двух параметров не зависит. Штрих-пунктиром нанесена граничная прямая 6 при $\alpha = 2^{\circ}/_{\circ}$, $U_{вдоп} = 0,5\%$, $q_{sv} = 20$.

Анализ структуры приведенных затрат на фильтровую цепь v -й гармоники показывает, что с точки зрения их минимизации целесообразно выбирать минимально возможное по техническим требованиям значение установленной мощности конденсаторной батареи $S_{к.н.в}$.

При определении $S_{к.нв \min}$ необходимо учитывать следующее. В практике расчета фильтровой батареи могут встретиться случаи, когда она может быть выбрана на любое номинальное напряжение $U_{к.н}$, например, собрана путем последовательного соединения конденсаторов меньшего номинального напряжения, и случаи, когда номинальное напряжение конденсаторов, подлежащих установке в фильтры, известно. Тогда при неучете ограничения (7) минимально возможная установленная мощность фильтровых конденсаторов в первом случае отвечает, практически, точке пересечения кривых $S_{к.нв} = f(Q_{1v})$, выражающих нормы по току и мощности. Анализ (4) показывает, что при этом

$$Q_{1v} \approx U_1 J_{\text{врасч}}; \quad (8)$$

$$S_{к.нв \min} \approx 1,2 U_1 J_{\text{врасч}}.$$

Для варианта заданного значения напряжения $U_{к.н}$ величины $S_{к.нв}$ и Q_{1v} связаны соотношением

$$S_{к.нв} = (U_{к.н}/U_1)^2 \xi Q_{1v}, \quad (9)$$

которому на рис. 2 соответствует прямая 7, исходящая из начала координат (принято $U_{к.н}/U_1 = 1,56$). Здесь минимально допустимая установленная мощность батареи фильтра обычно будет иметь место в точке, определяемой пересечением прямой (7) и кривой нормы по току, т. е. при

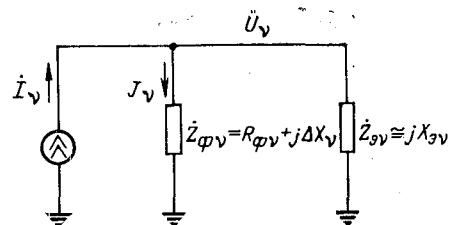
$$Q_{1v} = U_1 J_{\text{врасч}} / \sqrt{(U_{к.н}/U_1)^2 \frac{1,69}{\xi} - 1}. \quad (10)$$

Заметим, что при достаточно малых параметрах $U_{\text{вдоп}}$ и q_{sv} (например, для $v=5$ при $U_{\text{вдоп}} < 10 U_0$, $q_{sv} \leq 10$) минимум установленной мощности $S_{к.нв}$ определяется нормой на допустимый уровень гармоник в напряжении и нормой нагрузки по мощности; в этом случае параметр Q_{1v} следует выбирать в соответствии с предельным равенством (7а).

Рассмотрим вопрос об определении расчетного действующего значения тока высшей гармоники через фильтр v -й гармоники $J_{\text{врасч}}$. Этот ток можно определить с использованием расчетной схемы сети на частоте $v\omega_s$, представленной на рис. 3. Здесь источники высших гармонических в соответствии с общепринятыми правилами эквивалентирования [Л. 1 — 3] замещаются эквивалентным генератором тока, задающее значение тока которого равно I_v . Фильтр v -й гармоники замещается с учетом его активного сопротивления R_{fv} и индуктивного (или емкостного) сопротивления ΔX_v , обусловленного его расстройкой. Входное сопротивление системы относительно зажимов v -го фильтра, включая остальные фильтры, эквивалентруется сопротивлением Z_{sv} , причем при вполне допустимом упрощении можно пренебречь активной составляющей этого сопротивления.

Необходимо отметить, что предположение об установившемся характере режима потребителей несинусоидальных токов ($I_v = \text{const}$) часто является

Рис. 3. Расчетная схема для определения величины тока высшей гармонической через фильтр при наличии его расстройки.



известным упрощением. Но представляется, что в данном случае это допущение вполне приемлемо, ибо все рассмотренные выше требования отражают суммарный эффект воздействия токов и напряжений за некоторый период времени и потому относятся к их действующим значениям. Вопрос в том, за какой именно период следует определять действующие значения I_v . В зависимости от трактовки норм в качестве I_v может быть принят либо максимально возможный уровень действующего значения за период промышленной частоты, либо его среднеквадратический уровень за цикл изменения нагрузки, либо какой-то промежуточный уровень. Рассматриваемый ход расчета фильтров не зависит от того, что выбрано в качестве I_v .

Согласно схеме рис. 3

$$K_{iv} = \frac{I_v}{I_v} = \frac{1}{|1 + Z_{fv}/Z_{sv}|} = \frac{1}{\sqrt{(1 + \kappa_v \alpha)^2 + (\kappa_v/q_{sv})^2}}, \quad (11)$$

где $\kappa_v = vX_{p.н}/X_{sv} = X_{к.н}/(vX_{sv})^*$.

Из (11) следует, что при каждой величине добротности фильтра q_{sv} существуют вполне определенные сочетания κ_v и α , определяемые формулой (12а) при которых в контуре рис. 3 возникает резонанс токов v -й гармоники и K_{iv} достигает своего наибольшего возможного при данной добротности значения $K_{iv \text{рез}}$ (12б):

$$\kappa_{v \text{рез}} = -\alpha_{\text{рез}} q_{sv}^2 / [1 + (\alpha_{\text{рез}} q_{sv})^2]; \quad (12а)$$

$$K_{iv \text{рез}} = \sqrt{1 + (\alpha_{\text{рез}} q_{sv})^2}. \quad (12б)$$

Возможность возникновения резонансов или близких к ним режимов, т. е. близость реальных κ_v к значению $\kappa_{v \text{рез}}$, зависит от качества эксплуатации фильтров, которое определяет величину возможных расстроек фильтра α , а также от параметров системы и фильтров, определяющих реально возможные значения κ_v : а) от состава включенных фильтров, который может меняться при эксплуатации (ремонт отдельных фильтров, аварийные отключения); б) от наличия или отсутствия отдельно работающей конденсаторной батареи КБ; в) от распределения суммарной величины генерируемой мощности основной частоты между отдельными фильтрами и КБ; г) от мощности примыкающей системы $S_{к.з}$ в точке подключения фильтров и от

* $\alpha > 0$ соответствует расстройке фильтра индуктивного характера (ΔX_v — индуктивное сопротивление); $\kappa_v > 0$ соответствует индуктивному характеру эквивалентного сопротивления X_{sv} .

частотных характеристик системы. В этом нетрудно убедиться, обратившись к формуле (13), определяющей возможные значения κ_ν для типовой упрощенной схемы электроснабжения рис. 1:

$$\kappa_\nu = \frac{1}{\xi} \left[\sum_{\mu \neq \nu} \left(\frac{\mu^2 - 1}{\mu^2 - \nu^2} \frac{Q_{1\mu}}{Q_{1\nu}} - \frac{Q_{1KB}}{Q_{1\nu}} + \frac{S_{к.з}}{Q_{1\nu}} \left(\frac{1}{\nu^2} - \frac{1}{\lambda_{рез}^2} \right) \right] \right] \quad (13)$$

где $Q_{1\mu}$, Q_{1KB} — значения мощности основной частоты, генерируемой фильтром μ -й гармоники и отдельно подключенной батареей; $\lambda_{рез} = \sqrt{X_{с.ш}/X_c}$ — номер гармоники, на которой возникает резонанс в системе при отсутствии фильтров, т. е. резонанс, обусловленный наличием эквивалентной емкостной проводимости $Y_{с.ш} = 1/X_{с.ш}$ на шинах U .

Анализ общих зависимостей κ_ν и соответственно K_{iv} , действительно возможных в данной системе электроснабжения, от того или иного параметра затруднен как вследствие многообразия факторов, на них влияющих, так и вследствие их зависимости от величин, которые как раз и требуется выбрать. Действительно, $Q_{1\nu}$, Q_{1KB} и другие входящие в (13) параметры зависят от расчетного значения $J_{vрасч} = K_{iv} I_\nu$.

Поэтому выбор параметров фильтров при определенной принятой величине добротности фильтра (например, при ее «естественной» величине, когда в цепи фильтра нет специально установленных активных сопротивлений) с расчетом на наибольший ток J_ν , возможный в реальных условиях конкретной системы, может быть осуществлен только путем последовательных приближений. Для этого необходимо задаться начальными приближениями величин K_{iv} и при заданных таким образом токах $J_{vрасч}$ выбрать значения $Q_{1\nu}$ в соответствии с приведенными выше соображениями. Затем нужно найти диапазон возможных изменений параметров κ_ν при вариациях $S_{к.з}$, $\lambda_{рез}$, состава включенных фильтров, при включенной и отключенной КБ, определить наиболее неблагоприятные сочетания κ_ν и α_ν , при которых K_{iv} по (11) будут наибольшими, и принять эти K_{iv} в качестве следующего приближения.

Лишь в том случае, когда принимается упрощающее допущение о том, что в данной системе всегда возможны резонансы, которые и должны быть приняты в качестве расчетных режимов, выбор параметров фильтров весьма прост. Здесь сразу следует определять $K_{ivрасч}$ по формуле (126) для наибольшей по абсолютной величине расстройки $\alpha_{наиб}$.

Возможен другой подход к выбору фильтров с учетом возможных возрастаний тока высшей гармоники, позволяющий избежать итерационных расчетов.

Предлагается не определять наибольший реально возможный при принятой добротности ток J_ν , а, задавшись расчетными значениями относительных уровней токов $K_{vрасч}$ и выбрав при таких токах мощ-

ности элементов фильтров, обеспечить выполнение условия $K_{iv} \leq K_{ivрасч}$ при реальных значениях κ_ν правильным выбором добротности $q_{эв}$. Из (11) следует, что для выполнения условия $K_{iv} \leq K_{ivрасч}$ необходимо, чтобы при всех возможных сочетаниях κ_ν и α_ν добротность не превосходила значение $q_{эвпред}$:

$$q_{эв} \leq q_{эвпред} = \kappa_\nu / \sqrt{1/K_{ivрасч}^2 - (1 + \kappa_\nu \alpha_\nu)^2} \quad (14)$$

Отсюда, в частности, видно, что при $\kappa_\nu \alpha_\nu \geq -(1 - 1/K_{ivрасч})$ и при $\kappa_\nu \alpha_\nu \leq -(1 + 1/K_{ivрасч})$ условие $K_{iv} \leq K_{ivрасч}$ выполняется при любой добротности. В этом случае следует принимать наибольшую добротность (естественную), так как потери энергии при этом будут наименьшими. Наиболее жесткое требование к значению добротности при ограничении до заданного уровня $K_{ivрасч}$ резонансных токов в контуре рис. 3 имеет место при сочетаниях κ_ν и α_ν , выражаемых формулой

$$\kappa_\nu = -(1 - 1/K_{ivрасч}^2)/\alpha_\nu; \quad (15a)$$

в этом случае

$$q_{эвпред} = \sqrt{K_{ivрасч}^2 - 1/|\alpha_\nu|}. \quad (156)$$

Последовательность расчета фильтров в соответствии со вторым подходом приведена в приложении. Вначале выбираются без учета ограничения по напряжению высших гармонических (7а) значения генерируемой фильтрами мощности основной частоты $Q_{1\nu}$ и установленной мощности фильтровых конденсаторных батарей $S_{к.нв}$.

Затем так же, как и при первом подходе, необходимо рассмотреть все возможные в процессе нормальной эксплуатации системы значения параметров κ_ν и определить наиболее неблагоприятное сочетание κ_ν и α_ν , приводящее согласно (14) к наименьшему значению добротности фильтра $q_{эвпред}$.

Выбрав добротность с учетом этого ограничения, следует проверить выполнение соотношения (7а) или (7б) и при необходимости увеличить мощности $Q_{1\nu}$ и $S_{к.нв}$. Последнее в практических расчетах встречается редко; в примере, рассмотренном в приложении, это оказалось необходимым при выборе параметров фильтров 11 и 13-й гармоник в варианте с $K_{ivрасч} = 1,2$ (табл. 1).

Если принять допущение о том, что в качестве расчетных должны быть рассмотрены резонансные режимы, то расчет упрощается (см. табл. 2). В этом случае добротность фильтра сразу определяется по формуле (156) при наибольшей по абсолютной величине расстройке $\alpha_{наиб}$ и затем выбираются величины $Q_{1\nu}$ прямо с учетом условия $U_\nu \leq U_{вдоп}$ согласно (7а).

Однако выбор фильтров на резонансные режимы приводит к увеличению суммарных затрат. При первом подходе это обусловлено расчетом на наибольшее теоретически возможное при данной расстройке и добротности значение тока J_ν (резонанс-

Таблица 1

Определяемая величина	Формулы	$K_{\text{ураст}} = 1,2$					$K_{\text{ураст}} = 1,4$					$K_{\text{ураст}} = 2,0$					
		$\gamma = 11$	$\gamma = 13$	$\gamma = 23$	$\gamma = 25$	Σ	$\gamma = 11$	$\gamma = 13$	$\gamma = 23$	$\gamma = 25$	Σ	$\gamma = 11$	$\gamma = 13$	$\gamma = 23$	$\gamma = 25$	Σ	
$J_{\text{ураст}}, a$	$K_{iv} I_{\gamma}$	144	96	66	48	—	—	168	112	77	56	—	240	160	110	80	—
$q_{\text{звест}}$	(II-1)	116	128	162	168	—	—	116	128	162	168	—	116	128	162	168	—
$Q_1, \text{ кадр}$	(10) или (7a); (22)	2 000	1 270	710	520	12 000	7 500	1 820	1 210	830	610	12 000	2 600	1 750	1 190	860	12 000
$S_k, \text{ кадр}$	(9); (22)	4 930	3 140	1 750	1 280	18 600	7 500	4 500	3 000	2 050	1 500	18 580	6 410	4 300	2 940	2 150	21 400
$q_{\text{эв min}}$	(7б)	16	13,5	8,0	7,5	—	—	26,5	18,5	8,0	7,5	—	26,5	18,5	8,0	7,5	—
$\kappa_{\text{удейст}}$	(13)	$-(4,2 \div 1,4)$ $1,0 - 3,4$	$-(12,6 \div 0,5)$ $1,0 - 3,2$	$-(12,6 \div 0,1)$ $0,4 - 4,6$	$-(24,0 \div 0,2)$ $0,4 - 0,6$	—	—	$(-3,4) \div 4,6$ $-(10,4 \div 0,8)$ $0,8 - 3,0$	$-(10,2 \div 0,2)$ $0,2 - 5,0$	$-(21,4 \div 1,0)$ $0,2 - 0,4$	$-(1,5 \div 0,4)$ $0,6 - 4,0$	$-(6,2 \div 0,3)$ $0,6 - 2,3$	$-(5,8 \div 0,3)$ $0,2 - 5,0$	$-(13,2 \div 0,4)$ $0,3 - 0,35$	—	—	—
$\kappa_{\text{ураст}}$		—4,2	—6,2	—6,2	—6,2	—	—	4,6	—10,0	—10,0	—10,0	—	4,0	—6,2	—5,8	—13,2	—
$\alpha_{\text{ураст}}$		0,05	0,05	0,05	0,05	—	—	—0,05	0,05	0,05	0,05	—	—0,05	0,05	0,05	0,05	—
$q_{\text{эвпред}}$	(14)	16	13,5	13,5	13,5	—	—	∞	20	20	20	—	∞	∞	∞	35	—
Принятое $q_{\text{эв}}$		16	13,5	13,5	13,5	—	—	116	20	20	20	—	116	128	162	35	—
$\Delta P, \text{ квт}$	(19); (20)	38,0	26,0	11,5	7,8	105,8	22,5	11,3	21,8	10,0	6,7	22,6	16,1	9,5	4,9	6,5	53,8
$K_k, \text{ тыс. руб.}$	$c_k S_{k\Sigma}$	149,0					148,5					172,0					
$\mathcal{Z}_k, \frac{\text{тыс. руб.}}{\text{год}}$	$p K_k$	22,4					22,3					25,8					
$\mathcal{Z}_{\Delta 3}, \frac{\text{тыс. руб.}}{\text{год}}$	$c_{\Delta 3} T_{\text{пот}} \Delta P_{\Sigma}$	7,4					5,1					3,8					
$\mathcal{Z}_{\Sigma}, \frac{\text{тыс. руб.}}{\text{год}}$	$\mathcal{Z}_k + \mathcal{Z}_{\Delta 3}$	29,8					27,4					29,6					

Таблица 2

Определяемая величина	Формула	-5% ≤ α ≤ +5%; K _{иврасч} = 1,4						-2% ≤ α ≤ +2%; K _{иврасч} = 1,4					
		ν=11	ν=13	ν=23	ν=25	КБ	Σ	ν=11	ν=13	ν=23	ν=25	КБ	Σ
I_v, a	$K_{iv} I_v$	168	112	77	56	—	—	168	112	77	56	—	—
Принятое $q_{эв}$	$\frac{1}{\alpha_{наиб}}$	20	20	20	20	—	—	50	50	50	50	—	—
$Q_1, квар$	(10) или (7а); (22)	2 060	1 210	830	610	7 290	12 000	1 820	1 210	830	610	7 530	12 000
$S_k, ква$	(9); (22)	5 100	3 000	2 050	1 500	7 290	18 940	4 500	3 000	2 050	1 500	7 530	18 580
$\Delta P, квт$	(20); (19)	38,0	21,8	10,0	6,7	21,9	98,4	18,2	10,9	5,4	3,0	22,5	60,1
$K_k, тыс. руб.$	$c_k S_{к\Gamma}$	151,5						148,5					
$Z_k, тыс. руб./год$	$p K_k$	22,7						22,3					
$Z_{\Delta\partial}, тыс. руб./год$	$c_{\Delta\partial} T_{пот} \Delta P$	6,9						4,2					
$Z_{\Sigma}, тыс. руб./год$	$Z_k + Z_{\Delta\partial}$	29,6						24,9					

ное), что вызывает необходимость выбирать повышенные установленные мощности фильтровых батарей; во втором случае рост затрат связан с увеличением потерь энергии в фильтрах из-за уменьшения их добротности, необходимого по условиям ограничения резонансных токов. Так например, в вариантах с $K_{иврасч} = 1,4$ табл. 1 и 2 приложения при одной и той же расстройке $\alpha = 5\%$ затраты различаются примерно на 12%.

Оба рассмотренные выше подхода позволяют выбрать фильтры, удовлетворяющие техническим требованиям отсутствия перегрузок конденсаторов фильтра и поддержания высших гармонических в напряжении в допустимых пределах, однако они не обеспечивают выбор оптимального по экономическим соображениям варианта, поскольку мы не определили зависимость приведенных затрат на фильтры от принимаемых параметров $q_{эврасч}$ либо $K_{иврасч}$.

Из изложенного следует, что зависимость затрат $Z = f(q_{эврасч})$ либо $Z = f(K_{иврасч})$ в виде общей формулы или графика получить невозможно. Поэтому при необходимости выбора фильтров с учетом экономических требований можно предложить в каждом конкретном случае строить зависимость по нескольким расчетным точкам. Причем, поскольку расчет при задании $q_{эврасч}$ более трудоемок, чем при задании $K_{иврасч}$, то следует ориентироваться на второй подход к выбору фильтров, строя зависимость $Z = f(K_{иврасч})$ для нескольких расчетных уровней $K_{иврасч}$.

Относительно значений $K_{иврасч}$, которые целесообразно рассматривать, можно сказать следующее. Техничко-экономический анализ, проведенный для частного случая, когда в качестве расчетных режимов всегда принимались резонансные, показал, что при этом экономически целесообразным всегда является уровень $K_{иврасч} \approx 1,4$, а для ограничения резонансных токов до данного уровня необходима добротность $q_{эв} \approx \frac{1}{\alpha_v}$ (см. формулу (15б)).

Кроме того, в расчетах для различных конкретных случаев с учетом реально возможных значений α , целесообразный уровень K_{iv} также получался близким к указанной величине. Поэтому рекомендуется сравнивать несколько вариантов с $K_{иврасч}$ вблизи значения 1,4, как это и сделано в приложении.

Как правило, в практических случаях задача фильтрации высших гармонических должна решаться одновременно с задачей компенсации реактивной мощности, ибо потребители с несинусоидальными токами имеют обычно и низкий коэффициент мощности. Генерирование фильтрами высших гармоник реактивной мощности основной частоты позволяет использовать их для компенсации реактивной мощности нагрузки и снижать за счет этого мощность специально установленных статических конденсаторных батарей. В таких случаях при технико-экономическом выборе фильтров следует рассматривать вариант фильтровой установки с параллельно работающей отдельной конденсаторной батареей, выдающей дополнительно реактивную мощность основной частоты, и вариант без КБ. При этом мощность, которую нужно получать от всей фильтровой установки и батареи конденсаторов Q_1 , должна быть задана из соображений оптимального распределения реактивной мощности в системе на основании специальных расчетов. В соответствии с поставленной задачей формула приведенных затрат на установку в целом должна учитывать или не учитывать те затраты, которые обусловлены отдельной КБ. Принимая, что ежегодные издержки на эксплуатацию фильтровых элементов и отдельной КБ пропорциональны капиталовложениям, и учитывая потери энергии в фильтрах и в КБ, критерии оптимальности можно записать в общем виде следующим образом:

$$Z = \sum_v [p_{\Phi}(K_{kv} + K_{pv}) + c_{\Delta\partial} \Delta\partial_v] + p_{KB} K_{KB} + c_{\Delta\partial} \Delta\partial_{KB} \rightarrow \min, \quad (16)$$

где K_{kv} , K_{pv} , K_{KB} — капиталовложения соответственно на конденсаторы и реактор фильтра v -й гармоники и на отдельно работающую KB ; $\Delta\mathcal{E}_v$, $\Delta\mathcal{E}_{KB}$ — потери энергии за год в фильтре v -й гармоники и в отдельной KB ; $c_{\Delta\mathcal{E}}$ — стоимость одного киловатт-часа потерь энергии по замыкающим оценкам; p_{Φ} , p_{KB} — коэффициенты, учитывающие нормативный коэффициент окупаемости капиталовложений и коэффициенты ежегодных отчислений, для фильтров и для отдельной KB .

Капиталовложения на конденсаторы фильтров и KB можно считать пропорциональными их установленной мощности. Затраты на реактор составляют, как показали расчеты, 10—20% от общих затрат на фильтр. Причем зависимость их от номинальной мощности реактора значительно меньше, чем у конденсаторов, так как стоимость реакторов, особенно бетонных, в большей мере определяется стоимостью строительных работ, оборудования ячеек и т. п. Поэтому для упрощения при отыскании минимума суммарных приведенных затрат затраты на реактор можно не учитывать. Потери энергии в фильтре и KB за год можно оценить по величине потерь активной мощности в них и годовому числу часов потерь $T_{\text{пот}}$ ($\Delta\mathcal{E} = \Delta P T_{\text{пот}}$).

Пользуясь критерием (16), рассмотрим вопрос об определении оптимальных значений мощности основной частоты Q_{1v} , генерируемой каждым фильтром, в условиях ограничения, накладываемого требованием получать от установки в целом заданную мощность

$$Q_{1KB} + \sum_v Q_{1v} = Q_{1\Sigma} \quad (17)$$

Принимая во внимание (17), а также то, что установленная мощность отдельной KB равна генерируемой ею мощности Q_{1KB} , затраты на установку в целом

$$Z = \sum_v [p_{\Phi} c_K S_{K.vv} + c_{\Delta\mathcal{E}} T_{\text{пот}} \Delta P_v] + p_{KB} c_K (Q_{1\Sigma} - \sum_v Q_{1v}) + c_{\Delta\mathcal{E}} T_{\text{пот}} \Delta P_{KB} \quad (18)$$

где c_K — стоимость одного киловольт-ампера установленной мощности конденсаторов; $S_{K.vv} = f(Q_{1v})$ — выражается формулой [(4), когда номинальное напряжение конденсаторов $U_{K.v}$ не задано, или формулой (9), когда $U_{K.v}$ задано;

$$\Delta P_{KB} \approx \text{tg } \delta_{\text{конд}} Q_{1KB}; \quad (19)$$

$$\Delta P_v \approx \left[Q_{1v} \frac{R_{1\Phi}}{R_{\Phi v}} + (U_1 J_{\text{врасч}})^2 / Q_{1v} \right] \frac{v}{v^2 - 1} \frac{1}{q_{3v}} \quad (20)$$

Так как от величины Q_{1v} зависят параметры лишь фильтра v -й гармоники и отдельной KB , то минимум выражения (18) по параметру Q_{1v} имеет место тогда же, когда и минимум разности между затратами на v -й фильтр и затратами на отдельную KB , генерирующую такую же мощность

$$\Delta Z_v = p_{\Phi} c_K S_{K.vv} + c_{\Delta\mathcal{E}} T_{\text{пот}} \Delta P_v - p_{KB} c_K Q_{1v} - c_{\Delta\mathcal{E}} T_{\text{пот}} \text{tg } \delta_{\text{конд}} Q_{1v} \quad (21)$$

Анализ выражения (21) для реальных соотношений параметров показал, что минимуму ΔZ , соответствует минимальная допустимая по техническим условиям установленная мощность фильтровых батарей. Таким образом, целесообразные величины мощностей Q_{1v} следует определять так, как было рекомендовано выше [согласно (8), (10) или (7a)]. Недостающую мощность, когда это потребуется, нужно получать от отдельной батареи с установленной мощностью

$$S_{KB} = Q_{1KB} = Q_{1\Sigma} - \sum_v Q_{1v} \quad (22)$$

Если окажется, что $\sum_v Q_{1v} \geq Q_{1\Sigma}$, то отдельная KB не нужна; однако идти на уменьшение выдачи мощности от фильтров по сравнению с полученными значениями Q_{1v} следует только при опасности перекompенсации, ибо это уменьшение будет сопровождаться увеличением необходимой установленной мощности фильтров и, следовательно, затрат.

Выводы. 1. Разработанная методика позволяет определить параметры резонансных фильтров, при которых приведенные затраты оказываются минимальными и в то же время отсутствуют перегрузки фильтровых конденсаторов и обеспечивается требуемая эффективность фильтрации высших гармонических в условиях неточной настройки фильтров и изменения параметров электрической системы.

2. В целях ограничения резонансных токов высших гармоник, возможных при неточной настройке фильтров, можно снижать добротность путем включения в фильтровые цепи активных сопротивлений, что, однако, приводит к увеличению потерь энергии. Определение экономически целесообразного расчетного уровня, до которого следует снижать резонансные токи, и значения добротности, при которой это достигается, может быть осуществлено в соответствии с изложенными в работе соображениями.

3. При использовании конденсаторных батарей фильтров в качестве источников реактивной мощности основной частоты мощности фильтровых батарей следует выбирать минимально допустимыми по техническим условиям, а недостающее значение реактивной мощности получать от отдельно установленной конденсаторной батареи.

Приложение. Пример расчета параметров фильтров. Требуется установить фильтры 11, 13, 23 и 25-й гармоник при следующих исходных данных: $U_1 = 11/\sqrt{3}$ кв = 6,35 кв; $I_{11} = 120$ а; $I_{13} = 80$ а; $I_{23} = 55$ а; $I_{25} = 40$ а; $Q_{1\Sigma \text{ фаз}} = 12$ Мвар; $U_{\text{доп}} = 1\%$ ($v = 11, 13, 23, 25$); $-5\% \leq \alpha \leq +5\%$. Фильтровые батареи предполагается собирать из конденсаторов с $U_{K.v} = 10$ кв, соединяемых в звезду. Схема электроснабжения соответствует схеме на рис. 1; при этом $S_{K.3} = 200$ —300 Мва; $\lambda_{\text{рез}} \approx 40$.

При определении экономических показателей принимались следующие значения исходных параметров: $c_K = 8$ руб/квар; $c_{\Delta\mathcal{E}} = 10^{-2}$ руб/квт·ч; $T_{\text{пот}} = 7000$ ч; $p_{\Phi} = p_{KB} = 0,15$.

Значение добротности фильтров принималось не выше его естественной величины, которая в предположении независимости от частоты эквивалентного тангенса потерь в конденсаторах $\text{tg } \delta_{\text{конд}}$ [Л. 4] и активного сопротивления реактора может быть определена по формуле:

$$q_{3v, \text{ест}} = \frac{v X_{p. \pi}}{R_{\Phi v}} = \frac{v q_{p1}}{1 + v q_{p1} \text{tg } \delta_{\text{конд}}}, \quad (II-1)$$

где q_{p1} — добротность фильтрового реактора на основной частоте.

Отношение $\frac{R_{1\phi}}{R_{\phi\nu}}$, входящее в формулу (20), при допущении о независимости от частоты $\operatorname{tg} \delta_{\text{конд}}$, а также активного сопротивления реактора и специально включенного добавочного сопротивления (когда оно есть), вычислялось по формуле:

$$\frac{R_{1\phi}}{R_{\phi\nu}} = \frac{(R_{\phi\nu} - \operatorname{tg} \delta_{\text{конд}} \nu X_{p.н}) + \nu (\operatorname{tg} \delta_{\text{конд}} \nu X_{p.н})}{R_{\phi\nu}} = 1 - \operatorname{tg} \delta_{\text{конд}} q_{\text{эв}} (\nu - 1), \quad (\text{П-2})$$

где $q_{\text{эв}}$ — принятое значение эквивалентной добротности фильтра.

В расчетах принималось $q_{p1}=20$, $\operatorname{tg} \delta_{\text{конд}}=0,003$.

Расчет ведется в форме табл. 1 и 2, в которых имеются ссылки на формулы. Формулы (7а), (9), (19), (20), (22) определяют значения мощностей, относящиеся к одной фазе. Численные же значения соответствующих величин, приведенные в таблицах, относятся к трем фазам.

В табл. 1 рассчитываются параллельно три варианта с разными принятыми уровнями $K_{i\text{врасч}}$ с учетом реально возможных значений κ ; при этом предполагается, что возможна работа с любым сочетанием включенных и отключенных фильтров и отдельной КБ при колебаниях мощности $S_{к.з}$ в принятых пределах. Согласно данным последней строки табл. 1 наимень-

шие приведенные затраты соответствуют варианту с $K_{i\text{врасч}} \approx 1,4$, который и следует считать наиболее целесообразным.

В табл. 2 дан пример расчета фильтров при $K_{i\text{врасч}} = 1,4$ по упрощенной методике — на резонансные режимы. Рассмотрены два варианта при разных величинах расстрой (α_{наиб} = 5% и α_{наиб} = 2%), из сравнения которых видно, что снижение величины возможных расстрой позволяет снизить затраты на фильтры (в данном случае на 12,5%).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Крайчик Ю. С. К вопросу схемы устройств компенсации реактивной мощности в сетях с несинусоидальными токами и напряжениями. — «Изв. НИИПТ», 1966, № 12.
2. Жежеленко И. В. Силовые фильтры высших гармоник в системах электроснабжения металлургических заводов. «Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок», 1972, № 4.
3. Жежеленко И. В. Практические рекомендации по расчету уровней гармоник в системах электроснабжения металлургических заводов. «Инструктивные указания по проектированию электротехнических промышленных установок», 1971, № 8.
4. Ренне В. Т. Электрические конденсаторы. М., Госэнергоиздат, 1950.

[31.5.1973]



УДК (621.311.016.31:621.311.014.38).001.5

Экспериментальное исследование влияния комплексной нагрузки на токи короткого замыкания в энергосистеме

ЖУКОВ В. В., НЕКЛЕПАЕВ Б. Н., СОКОЛИК Э. В., ТАУБЕС И. Р.

Исследование поведения и влияния комплексной нагрузки при коротких замыканиях в энергосистемах, а также определение их эквивалентных параметров, приведенных к узлам 6—10 и 35—500 кВ распределительных подстанций, представляет в настоящее время актуальную задачу, решение которой необходимо для повышения точности расчетов токов коротких замыканий и вообще переходных процессов в энергосистемах. Совершенствование методов учета нагрузки при коротких замыканиях требуется, в частности, при расчете параметров, настройке и анализе поведения устройств релейной защиты и автоматики.

В настоящее время учет обобщенной нагрузки при расчетах токов коротких замыканий производится согласно рекомендациям [Л. 1], полученным на основании работ, выполненных до 1950 г.

Проведенное в 1970—1973 гг. обследование большого числа узлов нагрузки различных энергосистем показало, что относительный состав потребителей комплексных узлов нагрузки существенно изменился и в настоящее время отличается от указанного в [Л. 1]. Анализ структуры нагрузок показал, что для ее правильного учета целесообразно разделить узлы комплексной нагрузки по отраслям народного хозяйства, представляющим совокупность однородных по режиму работы и характеру выполняемого производственного процесса потребителей и последующего определения параметров отраслевых узлов комплексной нагрузки. Такой под-

ход к поставленной проблеме дает возможность получить и в дальнейшем обобщить по отраслям народного хозяйства статистические данные о параметрах комплексной нагрузки энергосистем. Естественно, что правильный учет параметров и режимов работы нагрузки при переходных процессах возможен только в том случае, если рекомендуемые параметры согласуются с полученными в результате полевых экспериментов в энергосистемах.

В практике известны испытания, проведенные на предприятиях с целью выяснения поведения отдельных элементов комплексной нагрузки — таких как асинхронные и синхронные электродвигатели [Л. 2—4]. Однако подробные испытания по исследованию поведения комплексной нагрузки при различных видах коротких замыканий в энергосистемах СССР практически не проводились. В статье приводятся результаты испытаний, проведенных в 1972 г. в одной из энергосистем нашей страны.

Целью испытаний являлось: установление влияния комплексной нагрузки на ток короткого замыкания, определение наибольшего значения ударного тока короткого замыкания нагрузки и системы, начальных периодических составляющих токов коротких замыканий, а также тока замыкания к моменту его отключения выключателем ($t_{\text{отк}}=0,1 \text{ сек}$). Ставилась также задача определить эквивалентные параметры комплексной нагрузки — сопротивлений прямой и обратной последовательностей, отнесенные к узлу той или иной ступени напряжения.

Таблица 1

Подстанция и место короткого замыкания	Нагрузка на напряжении, кВ	Характер нагрузки	Состав потребителей комплексной нагрузки, %							
			синхронные двигатели высоковольтные	асинхронные двигатели высоковольтные	асинхронные двигатели низковольтные	освещение	электропечи	выпрямители	прочая нагрузка	итого
№ 1, шины 35 кВ	10	сельскохозяйственная	—	—	56	44	—	—	—	100
	35	сельскохозяйственная, бытовая	—	—	91	9	—	—	—	100
№ 1, шины 10 кВ	10	сельскохозяйственная	—	—	56	44	—	—	—	100
	35	сельскохозяйственная, бытовая	—	—	82,5	17,5	—	—	—	100
№ 2, шины 110 кВ	10	угледобыча (шахтная)	4	7	67	15	—	7	—	100
	35	бытовая, сельскохозяйственная	—	—	70	30	—	—	—	100
	110	электротяга на постоянном токе	—	—	5	5	—	90	—	100
	110	электротяга на переменном токе	—	—	5	5	—	90	—	100
№ 3, шины 110 кВ	6	угледобыча (шахтная)	5	7	65	16	—	7	—	100
	35	угледобыча (открытая), сельскохозяйственная	6	—	74	20	—	—	—	100
	110	машиностроение, бытовая	25	7	40	10	—	—	18	100
№ 4, шины 110 кВ	6	машиностроение	—	19	50	7	—	—	24	100
	35	машиностроение, легкая промышленность	—	14	75	7	4	—	—	100
	110	металлургия (электроёмкая)	10	5	20	5	60	—	—	100

В соответствии с этими задачами в энергосистеме на четырех подстанциях, имеющих существенно различный состав комплексной нагрузки, относящейся к различным отраслям народного хозяйства, на различных уровнях напряжения (10, 35, 110 кВ) были проведены опыты двухфазного и трехфазного коротких замыканий.

В табл. 1 по данным энергосистемы представлен относительный состав потребителей узлов каждого нагрузочного присоединения подстанций, выведенного при испытаниях в режим с односторонним питанием.

Организация и проведение испытаний. Для предварительного выбора масштабов при осциллографировании и сопоставлении расчетных и опытных значений токов коротких замыканий был выполнен на расчетной модели переменного тока энергосистемы расчет токов коротких замыканий для начального момента времени. Расчет производился для условий трехфазного и двухфазного коротких замыканий в расчетных точках исследуемых подстанций. Расчетный ток нагрузочных присоединений был получен на основании известных рекомендаций учета нагрузки [Л. 1]: обобщенная нагрузка в начальный момент переходного процесса представляется сверхпереходной э. д. с. ($E_{нп}''=0,85$) и сверхпереходной реактивностью ($x_{нп}''=0,35$).

Измерения и запись необходимых величин в нормальном, аварийном и послеаварийном режимах проводилась отдельно для каждого, участвующего в эксперименте, нагрузочного присоединения подстанции. При осциллографировании токов и напряжений прямой и обратной последовательностей использовались специальные устройства, состоящие из фильтров обратной последовательности.

Для повышения надежности энергоснабжения потребителей во время испытаний, а также для создания необходимых условий проведения экспериментов (объем информации, качество записи, техника безопасности и т. д.) были предусмотрены и выполнены на подстанциях следующие мероприятия.

Выделенное для производства коротких замыканий на подстанции присоединение отключалось и переводилось на одну из систем шин с предварительным переключением всех присоединений подстанции на другую систему шин.

Закорачивающая шина устанавливалась за линейным выключателем. Таким образом, короткое замыкание создавалось за двумя последовательно включенными выключателями (линейный выключатель и шинносоединительный выключатель ШСВ), каждый из которых имел самостоятельный комплект защиты.

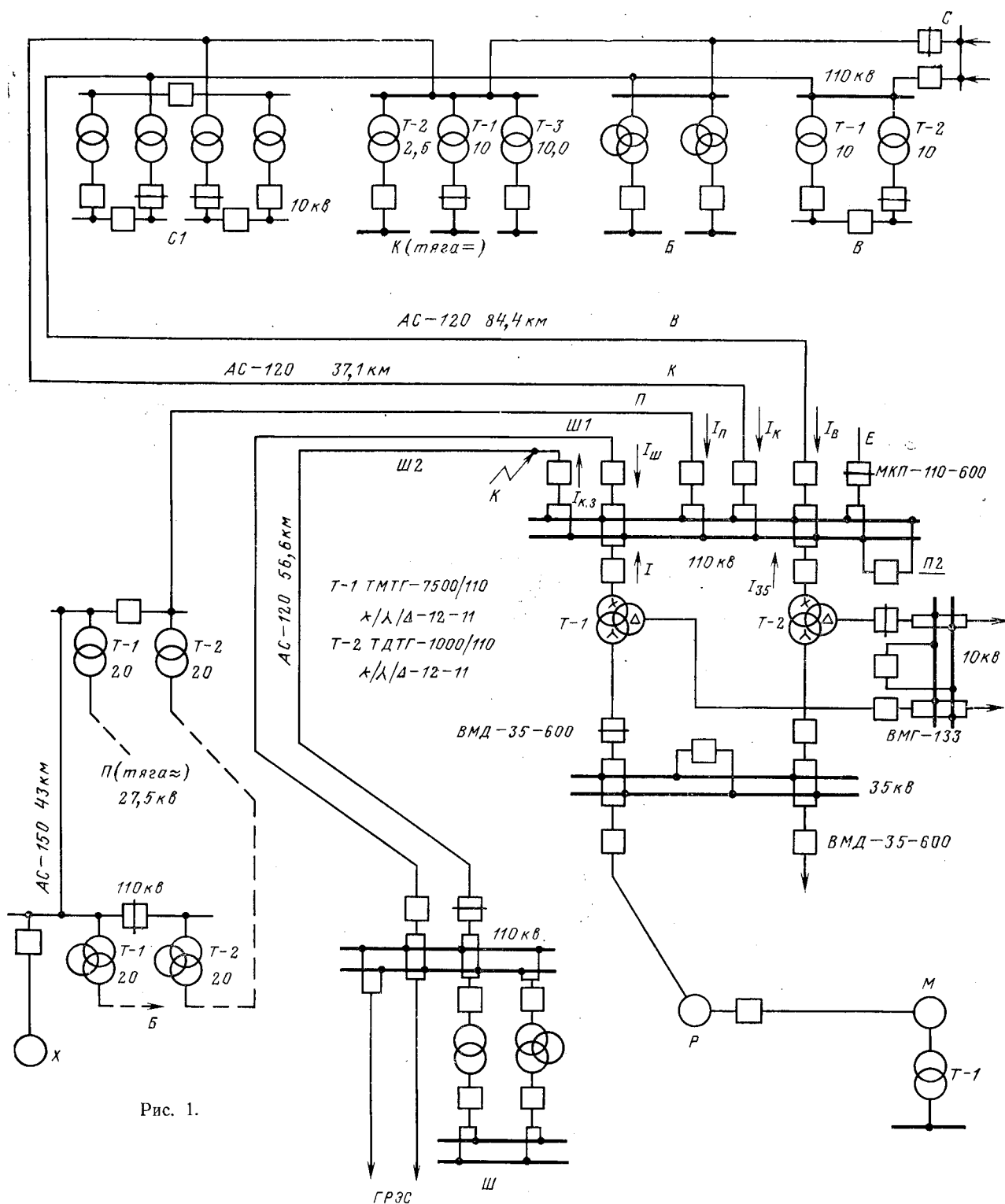


Рис. 1.

Для обеспечения необходимой продолжительности короткого замыкания при опытах на напряжении 110 кВ на быстродействующих защитах ВЛ и ШСВ устанавливались выходные реле (типа РП 251) с выдержкой времени. Это обеспечило продолжительность короткого замыкания до 0,11—1,13 сек, включая время срабатывания выключателя.

Как пример условий подготовки схемы и проведения испытаний, ниже рассмотрим описание опыта

короткого замыкания на одной из четырех подстанций — П2 (рис. 1), где X, P, III — узлы нагрузки.

На подстанции *П2* установлены два понижающих трехобмоточных трансформатора, от которых питается нагрузка на напряжении 10 и 35 кВ. На напряжении 110 кВ подстанция имеет следующие нагрузочные присоединения: *К* и *П* электроотяга на постоянном и переменном токах соответственно; *В* и *Ш1* — различные по составу узлы нагрузки, имею-

щие также транзитную связь с системой по другим линиям.

В период испытаний все присоединения, кроме ВЛ 110 кВ — Ш2, переведены на I систему шин 110 кВ; отключением выключателей со стороны 35 кВ трансформатора Т1 и со стороны 10 кВ — трансформатора Т2, трехобмоточные трансформаторы переведены в режим работы двухобмоточных. Нагрузочные присоединения на 35 кВ переведены в режим питания только от подстанции П2, и присоединение Е на 110 кВ отключено.

Для устройства коротких замыканий выделена линия Ш2, которая была предварительно разгружена и отключена масляными выключателями (МВ) 110 кВ; АПВ линии также было отключено.

На ШСВ 110 кВ были установлены следующие уставки защит:

- междуфазная отсечка $I_{ср} = 1\ 000\ \text{а}$;
- максимальная защита $I_{ср} = 500\ \text{а}$; $t = 0,5\ \text{сек}$;
- земляная I ступень $I_{ср} = 500\ \text{а}$;
- земляная II ступень $I_{ср} = 200\ \text{а}$; $t = 0,5\ \text{сек}$.

На исследуемой подстанции П2 и подстанции В отключена поперечная дифференциальная защита ВЛ С-В-П2, а также МВ 110 кВ линии К—П2. В точке К устраивались трехфазное короткое замыкание длительностью 0,11 сек и двухфазное (при закороченных фазах А и В) короткое замыкание длительностью 0,21 сек. При этом осциллографировались (на напряжении 110 кВ) фазные токи нагрузки 10 кВ (I_{10}), нагрузки 35 кВ (I_{35}), токи нагрузочных присоединений Ш1, П, К, В и в месте короткого замыкания, фазные напряжения (U_A , U_B), а также токи прямой и обратной последовательностей нагрузочных присоединений Н, К и нагрузки на 10 и 35 кВ, ток обратной последовательности присоединения В и напряжение обратной последовательности U_2 .

Аналогичная подготовка к испытаниям (с учетом конфигурации схем) была проведена и на трех других подстанциях.

Результаты опытов трехфазных коротких замыканий. Анализ поведения и влияния комплексной нагрузки на токи коротких замыканий проведен отдельно для двух групп нагрузочных присоединений согласно принципиальной схеме замещения рис. 2. К первой группе отнесены узлы нагрузки, которые при коротком замыкании имели связь с энергосистемой (Н1, рис. 2), ко второй группе — нагрузки, отделяемые коротким замыканием от источника питания (Н2).

Из анализа экспериментальных данных по нагрузочным присоединениям первой группы (Н1) установлено, что при коротких замыканиях на исследуемых подстанциях основным источником токов коротких замыканий этих присоединений является система. Узлы комплексной нагрузки (Н1) выступают как дополнительные источники, причем характер их участия в подпитке места повреждения определяется, главным образом, электрической удаленностью от точки короткого замыкания, а также относительным составом потребителей. Так, в результате значительной электрической удаленности узлов нагрузки присоединений В и Ш1 подстанции П2 (рис. 1) остаточное напряжение на их шинах изменилось незначительно по сравнению с нормаль-

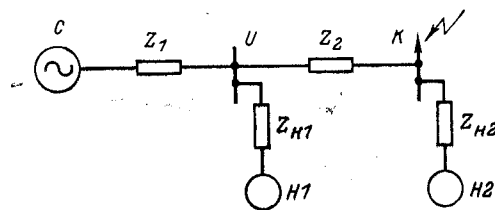


Рис. 2.

ным режимом. При таком режиме в период короткого замыкания нагрузка продолжает потреблять ток из сети, уменьшая ток короткого замыкания от системы.

Величина и характер затухания тока короткого замыкания комплексных узлов нагрузки типа Н2 зависят от вида и относительного состава потребителей, а также их мощности и электрической удаленности от точки короткого замыкания.

Если узел нагрузки состоит в основном из асинхронных двигателей, эффект подпитки точки короткого замыкания проявляется только в первые несколько периодов переходного процесса. Это явление объясняется тем, что постоянные времени затухания периодической и аperiodической слагающих посылаемого асинхронным двигателем тока одного порядка, т. е. затухание периодической слагающей происходит столь же быстро, как и аperiodической слагающей. В подтверждение сказанному на рис. 3,а представлены кривые тока короткого замыкания узла нагрузки на 10 кВ подстанции П1 при коротком замыкании на шинах 10 кВ (табл. 1).

Однако в случае, когда в состав узла входят синхронные двигатели, величина и характер изменения (затухания) тока подпитки определяется последними. На рис. 3,б представлена осциллограмма токов и напряжений нагрузки присоединения ВЛ 110 кВ (имеет в составе 25% синхронных двигателей) при коротком замыкании на подстанции П3. Как видно, ток, подпитывающий точку короткого замыкания, затухает только к концу периода короткого замыкания ($t_{к.з} = 0,2\ \text{сек}$).

Определенный интерес представляет поведение электротяговой нагрузки при коротком замыкании на питающей подстанции. На рис. 3,в представлена осциллограмма короткого замыкания электротяговой нагрузки на постоянном токе при трехфазном коротком замыкании на питающей подстанции П2 (присоединение К, 110 кВ, рис. 1). В состав нагрузки исследуемого присоединения входит незначительная доля маломощных асинхронных двигателей.

Нормальный режим исследуемой нагрузки характеризуется искажением синусоидальности и несимметрией фазных токов. В начальный момент короткого замыкания на форму тока электротяговой нагрузки оказывает влияние присутствие асинхронных двигателей, а также разряд емкостей фильтров высших гармоник. Далее, в течение времени короткого замыкания, электротяговая нагрузка на постоянном токе проявляет себя как пассивный элемент, так как ток в короткозамкнутой цепи отсутствует.

Нормальный режим электротяговой нагрузки на переменном токе (присоединение П подстанции

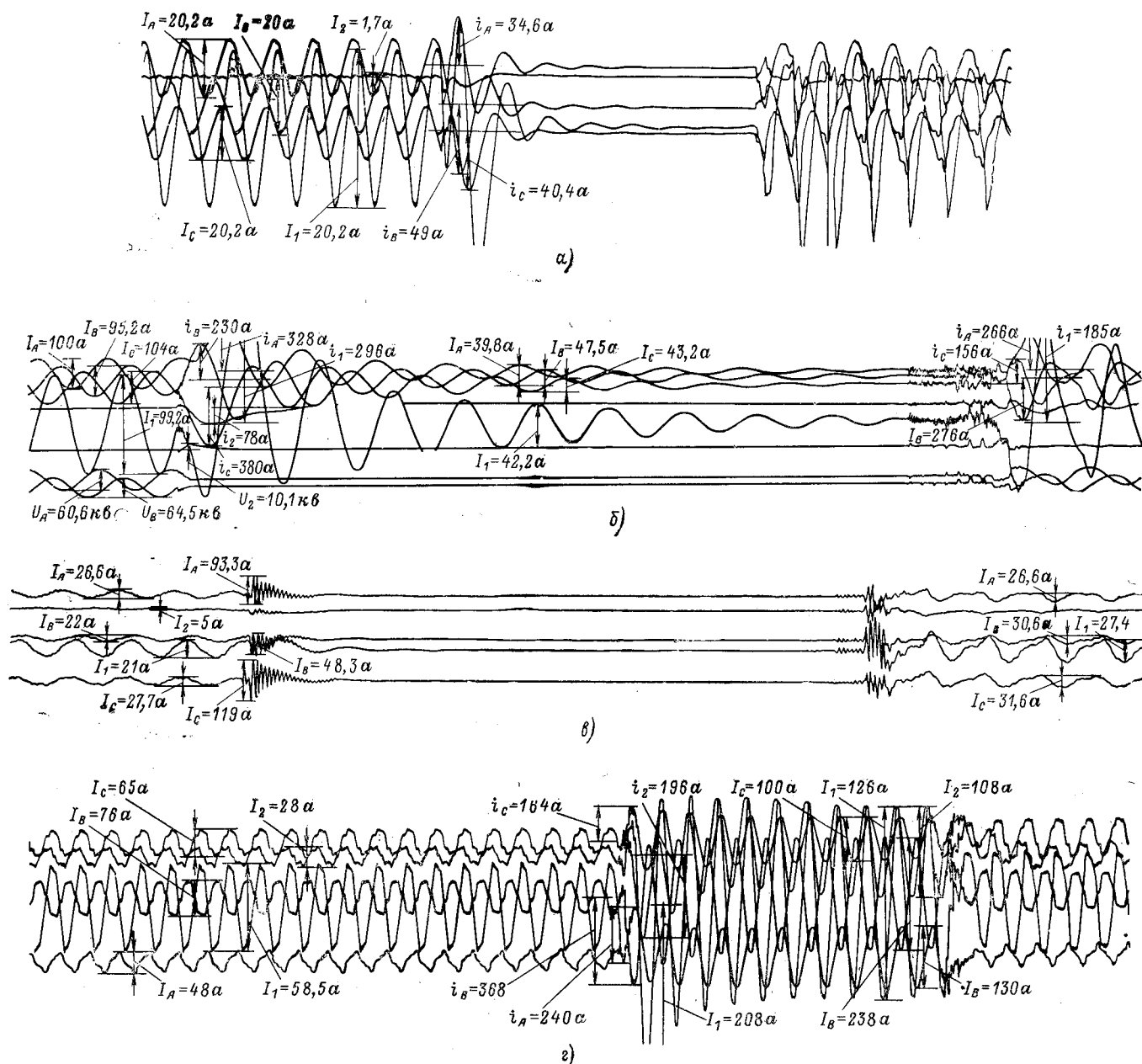


Рис. 3.

П2) также характеризуется несинусоидальностью и значительной несимметрией фазных токов (рис. 3, в), присутствием токов обратной последовательности ($I_2=28$ а). В период трехфазного короткого замыкания на подстанции ток замыкания в данном присоединении определяется параметрами сети электроустановки и током энергосистемы, который поступает к месту повреждения через другие подстанции, связь между которыми осуществляется по однофазной контактной сети напряжением 27,5 кВ.

В табл. 2 представлены значения токов нагрузочных присоединений, отделенных коротким замыканием от источника питания, а также токи в точках коротких замыканий трех подстанций, на которых были проведены опыты трехфазных коротких замыканий. Фазные токи присоединений обозначены следующим образом: I_{101} — ток предшествующе-

го короткому замыканию режима; $I_{(0)}$ — периодический ток в начальный момент короткого замыкания ($t=0$); $I_{(0,1)}$ — периодический ток к моменту времени 0,1 сек; $I_{1(0)}$ и $I_{1(0)}$ — ток прямой последовательности предшествующего короткому замыканию режима и в начальный момент короткого замыкания соответственно.

Кроме того, в табл. 2 представлены расчетные значения токов в начальный момент короткого замыкания $I_{(0)расч}$ и сверхпереходного эквивалентного сопротивления узлов нагрузки $Z_{нп}''$, полученные на основании экспериментальных данных ($I_{1(0)}$) и принятых величин сверхпереходной э. д. с. $E_{нп}''=0,85$ [Л. 1] и $E_{нп}''=0,9$. Значение $E_{нп}''=0,9$ принято на основании того, что в состав некоторых узлов входят синхронные двигатели. Значение $Z_{нп}''$ находится как частное от деления одноименных,

Таблица 2

Место и продолжительность короткого замыкания	Место осциллографирования	$I_{(0)} \cdot a$			$I_{(0)}$ расч. a			$I_{(0,1)} \cdot a$			$I_{(0)} \cdot a$	$I_{(0)}$	$Z''_{\text{нр}}$ при $t = 0$	
		A	B	C	A	B	C	A	B	C			$E''_{\text{нр}} = 0,85 E'_{\text{нр}} = 0,9$	$Z''_{\text{нр}}$
П1, шины 35 кВ, $t_{\text{к.з}} = 1,13 \text{ сек}$	Нагрузка на 35 кВ Точка к. з.	12 0	12 0	12 0	28 1040	19 830	21 1050	29,2 815	29,2 815	0 795	0 730	0 885	0,45 —	0,505 —
		20,2 0	20 0	20,2 0	40 2100	44 1930	32 1250	49,2 2400	49,2 2400	0 2100	0 1930	0 1250	0,341 —	0,36 —
П2, шины 110 кВ, $t_{\text{к.з}} = 0,11 \text{ сек}$ (осциллографирование на напряжении 110 кВ)	Нагрузка на 35 кВ Электротяга на постоянном токе Электротяга на переменном токе Точка к. з.	25,2 26,6	28,8 22	31 27,7	47 31	39 22	45 20	73,5 51	73,5 52,3	0 0	0 0	0 0	0,572 1,12	0,62 1,18
		48 0	76 0	65 0	160 2600	298 2830	146 2580	91 2940	144 2940	123 2940	130 2120	100 2540	173 2280	0,3 —
П3, шины 110 кВ, $t_{\text{к.з}} = 0,2 \text{ сек}$	Нагрузка на 6 кВ Нагрузка на 35 кВ ВЛ 110 кВ Точка к. з.	450 111 100 0	561 132 95,2 0	612 134 104 0	1120 104 212 7640	1200 158 215 7650	1500 138 232 6850	1420 250 187 7650	1420 253 187 7650	12,5 3,8 39,8 5500	11,5 3,3 47,5 6350	12,5 4,5 43,2 5900	0,392 0,51 0,332 —	0,403 0,58 0,353 —

выраженных в относительных единицах, э. д. с. и тока ($I_{\text{нр}}'' = I_{(0)}$).

Сравнение экспериментальных и расчетных величин токов коротких замыканий нагрузочных присоединений, а также значений сверхпереходного сопротивления узлов нагрузки $Z''_{\text{нр}}$, полученных на основании рекомендаций [Л. 1], указывает на их значительное расхождение. Так, разница между экспериментальными и расчетными данными токов коротких замыканий для некоторых нагрузочных присоединений достигает величины более 200% (табл. 2).

Анализ экспериментальных данных для точек коротких замыканий и нагрузочных присоединений подстанций дает возможность оценить точность расчетов, выполняемых на модели переменного тока энергосистемы.

Результаты опытов двухфазных коротких замыканий. Учитывая различную удаленность точек коротких замыканий по отношению к узлам нагрузки, конфигурацию схем подстанций, а также различный состав потребителей нагрузки, анализ результатов опытов двухфазных коротких замыканий следует проводить отдельно для каждого нагрузочного присоединения подстанций. Однако объем информации, полученный в результате участия значительного числа присоединений подстанций в экспериментах, вынуждает дать общую характеристику влияния нагрузки на токи короткого замыкания системы.

Поведение элементов узлов нагрузки при двухфазном коротком замыкании определяется в основном значением остаточного напряжения на шинах нагрузки. Во всех случаях двухфазного короткого замыкания узлы нагрузки имели связь с системой через неповрежденную фазу. В результате этого значение остаточного напряжения определяется электрической удаленностью точки короткого замыкания от шин нагрузки, а также группой соединения обмоток питающих трансформаторов.

Влияние комплексных узлов нагрузки на величину и характер изменения фазных токов исследуемых присоединений определяется в основном относительным составом их потребителей. Основное влияние состава узлов нагрузки проявляется в период переходных процессов двухфазного короткого замыкания. Так, узлы нагрузки, состоящие из асинхронных двигателей, в период переходного процесса не оказывают существенного влияния на фазные токи. Воздействие такого узла на токи короткого замыкания характеризуется в основном параметрами установившегося режима двухфазного короткого замыкания. На рис. 4 представлена осциллограмма токов узла нагрузки, состоящего из асинхронных двигателей (нагрузка на 10 кВ) при двухфазном коротком замыкании на шинах 10 кВ подстанции П1.

Однако при исследовании отмечено, что при коротком замыкании за трансформатором вследствие возникшей несимметрии токи в отдельных фазах, а также токи прямой последовательности некоторых нагрузочных присоединений (состоящих в основном из низковольтных асинхронных двигателей) в начальный момент переходного процесса по амплитудному значению значительно меньше этой

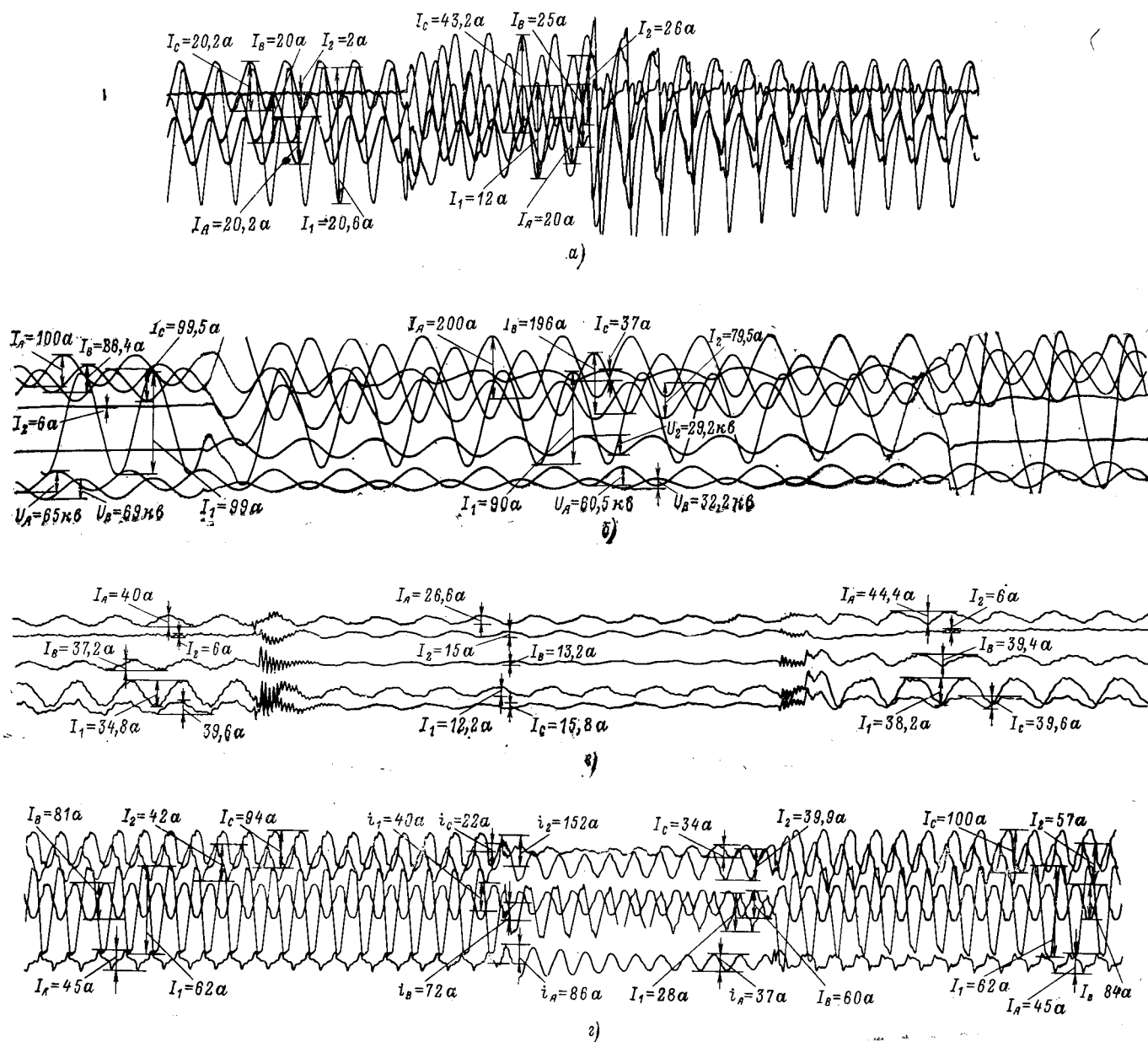


Рис. 4.

же величины установившегося режима короткого замыкания (например, $I_{1(0)}$ по сравнению с $I_{1\infty}$, табл. 3).

Примером значительного влияния узла нагрузки на токи при двухфазном коротком замыкании может быть осциллограмма, представленная на рис. 4,б. В данном случае комплексная нагрузка одного из присоединений (ВЛ—110 кВ) подстанции ПЗ, имеющая в своем составе значительную часть синхронных двигателей, подпитывает точку короткого замыкания через поврежденные фазы. При этом характер изменения тока в поврежденных фазах (А и В) и в здоровой фазе С определяется значительным влиянием синхронных двигателей.

Характер переходного процесса электродвигательной нагрузки на постоянном токе при двухфазном ко-

ротком замыкании определяется влиянием незначительной составляющей асинхронных двигателей и емкостным разрядом фильтров (рис. 4,в). Из осциллограммы также видно, что в установившемся режиме короткого замыкания амплитудные значения тока в поврежденных фазах А и В цепи короткого замыкания меньше, чем в нормальном режиме. Преобразователи электродвигательной нагрузки как бы отсасывают часть тока из цепи короткого замыкания. Влияние электродвигательной нагрузки на переменном токе проявляется в подпитке места короткого замыкания током системы через контактную сеть 27,5 кВ (рис. 4,г).

Результаты испытаний при двухфазном коротком замыкании (значения токов и напряжений прямой и обратной последовательностей), используемые при определении параметров нагрузки, пред-

Таблица 3

Место и продолжительность короткого замыкания	Цепи осциллографирования $Z_{2нг}$	I_1 [а]	$I_1(t_0)$ а	$I_1(\infty)$ а	$I_2(t_0)$ а	$I_2(\infty)$ а	$I_{2(0)}$ а	$U_{1(0)}$ кВ	$U_{1(\infty)}$ кВ	$U_{2(0)}$ кВ	$U_{2(\infty)}$ кВ	Z_1 при $t=\infty$	$Z_{2нг}$ при $t=0$	$E''_{нг}$ при $Z_{2нг}$	Расчетное значение $E''_{нг}$	
															cos φ	$E''_{нг}$
П1, шины 35 кВ, $t_{к.з.} = 1,13$ сек	Нагрузка на 10 кВ Нагрузка на 35 кВ	120 9,9	52 7,65	93 5,95	7 0,6	125 12,7	93 12,8	6,5	4,16	0,23 1,15	2,2 11	0,935 0,905	0,356 0,425	0,88 0,87	0,8	0,835 0,865
П1, шины 10 кВ, $t_{к.з.} = 0,11$ сек	Нагрузка на 10 кВ Нагрузка на 35 кВ	20,6 68	16,2 51,6	12 40	2,0 3,5	34,5 88,5	26 64,5	21,8	10,6	—	—	0,891 0,89	0,311 0,399	0,765 0,827	0,8	0,85 0,835
П2, шины 110 кВ, $t_{к.з.} = 0,21$ сек (осциллографирование на напряжении 110 кВ)	Нагрузка на 10 кВ Нагрузка на 35 кВ Электротяга на постоянном токе	18,5 30,2 34,8	12,4 26 16	16,7 16 12,2	1,5 5,7 6	27 41,6 21	25,2 24,2 15	—	—	3,56 3,56	30,8 30,8	0,56 0,97 1,44	0,35 0,368 0,804	0,74 0,825 —	0,85	0,86 0,85 —
П3, шины 110 кВ, $t_{к.з.} = 0,2$ сек	Нагрузка на 6 кВ Нагрузка на 35 кВ ВЛ 110 кВ	308 104 99	396 37 101	270 80 90	41 3 6	182 190 146	173 91,2 79,5	—	16,2	0,5 —	1,5 —	0,91 1,04 0,54	0,357 0,44 0,34	0,89 0,96 0,83	0,85	0,85 0,95 0,85
П4, шины 110 кВ, $t_{к.з.} = 0,21$ сек (осциллографирование на напряжении 110 кВ)	Нагрузка на 6 кВ Нагрузка на 35 кВ ВЛ 110 кВ	140 50 50	— 45 70	— 39 28,4	5 3,4 2,4	240 80 105	200 75 81,5	—	—	0 0 0	32 32 32	— 0,646 0,89	0,3 0,36 0,265	— 0,83 0,875	0,85	0,85 0,85 0,85

ставлены в табл. 3. На основании этих результатов для каждого узла исследуемой нагрузки были определены модуль сопротивления прямой последовательности ($Z_{1(\infty)}$) для установившегося режима двухфазного короткого замыкания ($t=\infty$), а также модуль сопротивления обратной последовательности (Z_2) для начального момента замыкания ($t=0$). Кроме того, на основании схемы замещения прямой последовательности узла нагрузки (рис. 5) определены начальные значения сверхпереходных э. д. с. ($E''_{нг}$) исследуемых узлов нагрузки (табл. 3).

Для сравнения в табл. 3 представлено также расчетное значение $E''_{нг}$, полученное на основании известного выражения [Л. 1]:

$$E''_{нг} = \sqrt{(U_{01} \cos \varphi_{01})^2 + (U_{01} \sin \varphi_{01} - I_{01} x''_{нг})^2}, \quad (1)$$

где U_{01} , I_{01} , $\cos \varphi_{01}$ — напряжение, ток и коэффициент мощности в предшествующем режиме, последняя величина принималась дифференцированно для каждого узла нагрузки в зависимости от отрасли народного хозяйства (табл. 1).

Расчетные величины, представленные в табл. 3, выражены в относительных единицах при полной рабочей мощности (Мва) нагрузки в среднем номинальном напряжении той ступени, где она присоединена.

Сравнение полученных эквивалентных параметров нагрузки $Z_{1(\infty)}$ и Z_2 с рекомендуемыми $Z_{1(\infty)} = 1,2$ и $Z_{2нг} = Z_{2нг}'' = 0,35$ [Л. 1] показывает, что они различаются и зависят от характера приемников электроэнергии и относительного долевого участия каждого из них в составе рассматриваемой нагрузки. Сравнение же экспериментальных и расчетных значений сверхпереходной э. д. с. ($E''_{нг}$) показывает, что здесь отличие незначительно.

Таким образом, при определении начальных значений токов и напряжений симметричных аварийных режимов комплексную нагрузку можно приближенно характеризовать сверхпереходными сопротивлением и э. д. с. Величина сверхпереходного сопротивления принимается равной сопротивлению обратной последовательности, т. е. $Z_{2нг}'' = Z_{2нг}$ или $x_{2нг}'' = x_{2нг}$, а э. д. с. определяется на основании выражения (1).

Расчетные токи короткого замыкания установившегося режима определяются, представляя нагрузку эквивалентным индуктивным сопротивлением $x_{нг}$, которое по данным экспериментальных исследований можно в первом приближении принять равным $x_{нг} = 1,0$.

В практических расчетах несимметричных коротких замыканий для начального момента повреждения сопротивления нагрузки обратной и прямой последовательности можно принять равными $Z_{1нг}'' = Z_{2нг}'' = Z_{2нг}$ или $x_{1нг}'' = x_{2нг}'' = x_{нг}''$. Эквивалентное значение сопротивления обратной последовательно-

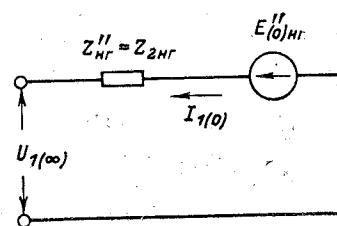


Рис. 5.

сти узла нагрузки следует определять экспериментально или расчетным путем с учетом характера приемников электроэнергии и относительного долевого участия каждого из них в узле нагрузки. Причем, для узлов нагрузки, близких по относительному составу потребителей к представленным в табл. 1, могут быть использованы эквивалентные параметры, полученные в результате экспериментов (табл. 3).

Выводы. 1. Изменение относительного состава потребителей узлов комплексной нагрузки требует изучения их влияния при коротких замыканиях в энергосистемах и уточнения обобщенных расчетных параметров, используемых при расчетах токов коротких замыканий.

2. Испытания в энергосистеме на ряде электроустановок при различном составе узлов комплексной нагрузки подтвердили существенное влияние нагрузки на токи коротких замыканий.

3. В результате экспериментов получены параметры комплексной нагрузки, которые можно рекомендовать для учета нагрузки соответствующего состава, отнесенной к напряжению 6—110 кВ, при расчетах токов коротких замыканий.

4. Целесообразно провести подобные испытания в ряде энергосистем для накопления и обобщения данных о влиянии и учете комплексной нагрузки различного состава на токи коротких замыканий. При этом может быть использована методика испытаний, описанная в данной статье.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ульянов С. А. Электромагнитные переходные процессы в электрических системах. М., «Энергия», 1970.
2. Ливанова О. В., Линдорф Л. С., Околович М. Н. и др. Влияние асинхронных двигателей на токи короткого замыкания в системе собственных нужд.— «Электрические станции», 1965, № 11.
3. Линдорф Л. С., Наяшкова Е. Ф., Хоренян А. Х. Влияние синхронных электродвигателей на токи короткого замыкания.— «Электрические станции», 1967, № 7.
4. Неклепаев Б. Н. Экспериментальное исследование совместной работы крупных синхронных и асинхронных двигателей узла нагрузки при переходных процессах.— В кн.: Сборник докладов Научно-технической конференции по итогам научно-исследовательских работ за 1968—1969 гг. Секция электроэнергетическая. Подсекция электрических станций. МЭИ, 1969.

[16.2.1973]

УДК 621.313.322:537.312.62

Основное расчетное уравнение синхронного генератора с криогенным охлаждением обмоток

БЕРТИНОВ А. И., МИРОНОВ О. М., ЕГОШКИНА Л. А., МАНУЙЛОВ В. Г.

Москва

Применение криогенного охлаждения и использование эффекта сверхпроводимости для обмоток электрических машин позволяет значительно повысить их предельные мощности при одновременном снижении массы, габаритов и повышении к. п. д.

Почти столетний опыт производства электрических машин выработал рекомендации по выбору электромагнитных нагрузок и определению размеров машин известных конструкций.

Электрические машины с криогенным охлаждением обмоток будут иметь принципиально новые конструктивные формы: без стального магнитопровода; возможно, с ферромагнитными или диамагнитными экранами и т. д. Это требует применения новых методов расчета магнитных полей [Л. 1 и 2], параметров [Л. 3], однако отсутствие экспериментальных данных не позволяет пока сформулировать рекомендации.

При расчете электрических машин рассматриваемого типа общепринятые при проектировании машин классического исполнения величины, например B_p , τ , α_i , k_d , являются переменными вдоль радиуса якоря, а такой важный размер, как воздушный зазор, вообще не имеет ясного физического смысла.

Действующее значение основной э. д. с. обмотки якоря определяем исходя из общего выражения взаимоиндукции:

$$E_o = \dot{E}_o U = \frac{1}{\sqrt{2}} \omega M I_{н.н.} \quad (1)$$

где взаимная индуктивность между обмоткой индуктора и фазой якоря [Л. 1]

$$M = \frac{48 \mu_0 w_a w_{\pi l}}{\pi^2 p (4 - p^2)} \frac{(\dot{D}_{н.я}^{*p+2} - \dot{D}_{в.я}^{*p+2}) (1 - \dot{D}_{в.и}^{*p+2})}{(\dot{D}_{н.я}^{*2} - \dot{D}_{в.я}^{*2}) (1 - \dot{D}_{в.и}^{*2})}; \quad (2)$$

$\dot{E}_o$ — отношение основной э. д. с. машины к напряжению на ее зажимах U ; $\dot{D}_{н.я} = \dot{D}_{н.я}^* D_{н.я}$ — наружный диаметр якоря (рис. 1); $D_{н.я}$ — наружный диаметр индуктора; $\dot{D}_{в.я} = \dot{D}_{в.я}^* D_{в.я}$ — внутренний диаметр якоря; $\dot{D}_{в.и} = \dot{D}_{в.и}^* D_{в.и}$ — внутренний диаметр индуктора; $I_{н.н}$ — ток индуктора при номинальном режиме работы.

В выражении (2) и в дальнейшем верхний знак относится к машинам с якорем, расположенным снаружи индуктора, а нижний — внутри индуктора.

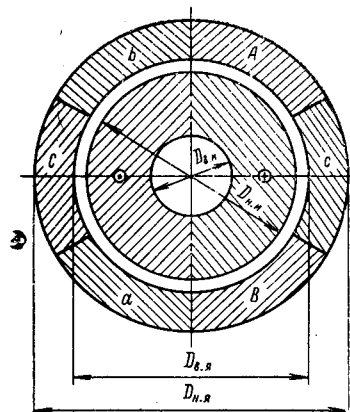


Рис. 1. Синхронный генератор с криогенным охлаждением обмоток.

Число витков фазы трехфазной обмотки якоря

$$\omega_{\text{я}} = \frac{\pi D_{\text{н.я}}^2 j_{\text{я.ср}}}{24 I_{\text{я}}} (D_{\text{н.я}}^{*2} - D_{\text{в.я}}^{*2}), \quad (3)$$

где $j_{\text{я.ср}}$ — средняя, отнесенная ко всему поперечному сечению якоря, плотность тока в якоре; $I_{\text{я}}$ — ток якоря.

Число витков обмотки индуктора

$$\omega_{\text{и}} = \frac{\pi D_{\text{н.и}}^2 j_{\text{и.ср}}}{8 I_{\text{и}}} (1 - D_{\text{в.и}}^{*2}), \quad (4)$$

где $j_{\text{и.ср}}$ — средняя плотность тока в индукторе.

Подставив (2)–(4) в (1), получим выражение для определения наружного диаметра индуктора:

$$D_{\text{н.и}} = \sqrt[5]{\frac{S_3 E_0}{\sigma_{\text{и}} \lambda n}}, \quad (5)$$

где $S_3 = 3U I_{\text{я}}$ — электромагнитная мощность генератора; $\sigma_{\text{и}} = 1,14 \cdot 10^{-2} \mu_0 \varphi_1 \varphi_2 j_{\text{я.ср}} j_{\text{и.ср}}$ — плотность энергии ($\text{Дж}/\text{м}^3$), отнесенная к единице поверхности (м^2); $\lambda = \frac{l}{D_{\text{н.и}}}$ — конструктивный коэффициент; n —

скорость вращения; $\varphi_1 = \frac{48}{\pi^3} \frac{1 - D_{\text{в.и}}^{*2}}{4 - p^2}$ — коэффициент, зависящий от числа пар полюсов p , диаметра $D_{\text{в.и}}$ и типа выполнения машины (рис. 2);

$$\varphi_2 = \frac{D_{\text{н.и}}^{*2} - p^2}{D_{\text{н.и}}^{*2} - D_{\text{в.и}}^{*2}}. \quad (6)$$

Если в классических машинах основное расчетное уравнение обычно решалось относительно диаметра расточки статора, то в машинах со сверхпроводящей обмоткой возбуждения целесообразно основное расчетное уравнение решить относительно $D_{\text{н.и}}$ — наружного диаметра индуктора, так как именно этот размер накладывает основные ограничения на выполнение машины. Из приведенных выше соотношений основное расчетное уравнение может быть выражено относительно любого из принятых диаметров.

Остановимся на расчете коэффициента φ_2 . Однозначно он может быть определен, если задано какое-либо ограничение, например отношение основной э. д. с. машины к напряжению на ее зажимах E_0^* .

Примем следующие допущения: обмотка якоря выполнена из сверхпроводящего металла и находится при криогенной температуре, тогда активное сопротивление якоря $R_{\text{я}} \approx 0$; высшими гармоническими индуктивного сопротивления

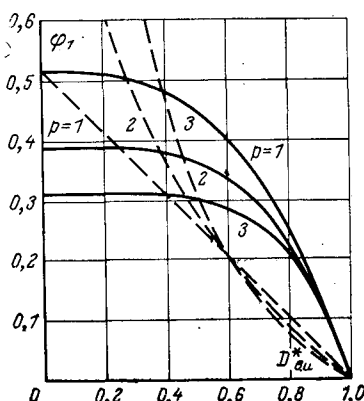


Рис. 2. Зависимость коэффициента φ_1 для генератора, у которого якорь расположен снаружи индуктора (—) и внутри индуктора (---).

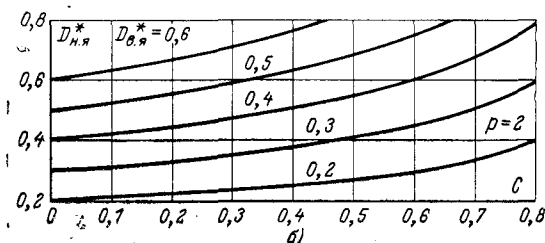
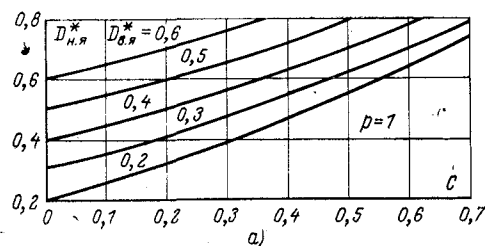


Рис. 3. К определению диаметра якоря, расположенного внутри индуктора.

ления якоря пренебрегаем ввиду их малости [Л. 3]; реакция якоря является продольной и размагничивающей, тогда

$$U \approx E_0 - I_{\text{я}} x_{d1} = \frac{E_0}{x_d + 1}. \quad (7)$$

Решая совместно (1)–(4) и (7) и учитывая, что индуктивность фазы якоря по первой гармонической [Л. 1]

$$L_{\text{я1}} = \frac{36 \mu_0 \omega_{\text{и}} l}{\pi^3 p (4 - p^2)} \times \frac{(p-2) D_{\text{н.я}}^{*4} - (p+2) D_{\text{в.я}}^{*4} + 4 D_{\text{в.я}}^{*2} D_{\text{н.я}}^{*2-p}}{D_{\text{н.я}}^{*2} - D_{\text{в.я}}^{*2}}, \quad (8)$$

получаем уравнение:

$$\frac{(p-2) D_{\text{н.я}}^{*4} - (p+2) D_{\text{в.я}}^{*4} + 4 D_{\text{в.я}}^{*2} D_{\text{н.я}}^{*2-p}}{D_{\text{н.я}}^{*2} - D_{\text{в.я}}^{*2}} = 1,89 \left(1 - \frac{1}{E} \right) \frac{j_{\text{и.ср}}}{j_{\text{я.ср}}} (1 - D_{\text{в.и}}^{*2}). \quad (9)$$

Внутренний диаметр обмотки якоря $D_{\text{в.я}}^*$ обычно определяется из конструктивных соображений. Если якорь находится снаружи индуктора, то при расположении индуктора и якоря в одном криостате $D_{\text{в.я}}^* = 1,05$ –1,1, а если в разных криостатах, то $D_{\text{в.я}}^* = 1,2$ –1,3.

Решение (9) относительно $D_{\text{н.я}}^*$ для машины с якорем, расположенным внутри индуктора, при $p=1, 2$ приведено на рис. 3, а и б, где c — правая часть выражения (9).

Таким образом, для определения коэффициента φ_2 по графикам рис. 3, а и б находим $D_{\text{н.я}}^*$, а затем по (6) — коэффициент φ_2 .

Рассмотрим обмотку возбуждения, выполненную из сверхпроводящего кабеля и охлаждаемую жидким гелием. Для устойчивой и надежной рабо-

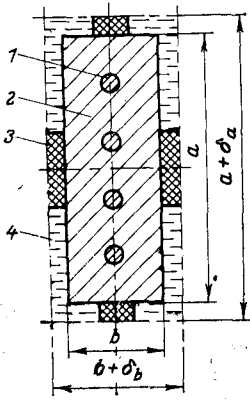


Рис. 4. Проводник сверхпроводящей обмотки возбуждения.
1 — сверхпроводящий металл; 2 — стабилизирующий металл; 3 — изоляционные прокладки; 4 — жидкий гелий.

ты сверхпроводящей магнитной системы при переходе в нормальное состояние, как известно, должно выполняться условие тепловой стабилизации

$$\frac{I_{н.м}^2 \zeta}{\varepsilon q} = \Pi S_n,$$

где $I_{н.м}$ — максимально возможная сила тока в индукторе с учетом переходных режимов; ρ — удельное электрическое сопротивление нормального металла с учетом магнитного сопротивления; $\zeta > 1$ — коэффициент, учитывающий увеличение потерь за счет вытеснения тока в переходных режимах работы и др.; $\varepsilon < 1$ — коэффициент, учитывающий, что не вся поверхность кабеля участвует в теплоотдаче в жидкий гелий; q — допустимый удельный тепловой поток; Π — периметр поперечного сечения кабеля; S_n — площадь поперечного сечения нормального металла.

Если стабилизированный кабель имеет прямоугольное сечение (рис. 4), то, обозначая $N = a/b$, получаем ширину проводника

$$b = \sqrt[3]{\frac{I_{н.м}^2 \zeta \rho}{2N(N+1) \varepsilon q (1 - k_{з.с})}},$$

где $k_{з.с} = S_c / ab$ — коэффициент заполнения кабеля сверхпроводником; S_c — сечение сверхпроводящих жил.

Сечение сверхпроводника и плотность тока в нем определяются по [Л. 4] с учетом характеристик сверхпроводящего материала и магнитного поля.

Зазоры между проводниками, находящимися в жидком гелии, могут быть выбраны по [Л. 5], тогда сечение, занимаемое одним проводником,

$$S_1 = (a + \delta_a)(b + \delta_b) = ab^{**} = Nb^{*}ab,$$

где

$$a^{*} = 1 + \frac{\delta_a}{a}; \quad b^{*} = 1 + \frac{\delta_b}{b}.$$

Средняя плотность тока в индукторе при номинальном режиме работы

$$j_{н.ср} = \frac{I_{н.н}}{S_1} = \frac{k_{fc}}{a^{*} b^{*}} \sqrt[3]{\frac{k_{fc}}{I_{н.н} N} \left[\frac{2(N+1) \varepsilon q (1 - k_{з.с})}{\rho \zeta} \right]^2},$$

где k_{fc} — коэффициент, учитывающий увеличение тока в обмотке возбуждения при коротком замыкании на зажимах якоря, который для машин без ферромагнитного магнитопровода равен 0,4—0,6.

Если обмотки якоря или индуктора выполнены из сверхчистого металла и охлаждаются криогенной жидкостью, то плотность тока в них определяется из теплового расчета с учетом увеличения

тока при коротком замыкании и отсутствия пленочного режима кипения криогенной жидкости. Тогда максимальная плотность тока определяется: для провода круглого сечения

$$j_m = \sqrt{\frac{4\pi}{I_m} \left(\frac{\varepsilon q}{\rho} \right)^2};$$

для провода прямоугольного сечения

$$j_m = \sqrt[3]{\frac{4(N+1)^2}{N I_m} \left(\frac{\varepsilon q}{\rho} \right)^2};$$

в номинальном режиме

$$j_n = j_m \frac{I_n}{I_m}.$$

Основное расчетное уравнение (5) может быть записано и в другом виде. Так, например, если обмотка якоря находится вне криостата и охлаждается обычным способом, то, зная линейную нагрузку якоря, получаем:

$$j_{н.ср} = \frac{4D_{н.н}^{*}}{D_{н.н} (D_{н.н}^{*2} - D_{в.я}^{*2})} A_n. \quad (10)$$

Подставив (10) в (5), найдем:

$$D_{н.н} = \sqrt[4]{\frac{S_n E_0}{\sigma_n' \lambda n}},$$

где

$$\sigma_n' = 1,14 \cdot 10^{-2} \mu_0 \varphi_1 \varphi_2 A_n j_{н.ср};$$

$$\varphi_2' = \varphi_2 \frac{4D_{н.н}^{*}}{4D_{н.н}^{*2} - D_{в.я}^{*2}}.$$

Для сравнения криогенных машин с машинами обычного исполнения целесообразно ввести понятие о линейной нагрузке индуктора:

$$A_n = \frac{2I_n w_n}{\pi D_{н.н}}; \quad j_{н.ср} = \frac{4}{D_{н.н} (1 - D_{в.я}^{*2})} A_n,$$

тогда основное расчетное уравнение примет привычный вид:

$$D_{н.н} = \sqrt[3]{\frac{S_n E_0}{\sigma_n'' \lambda n}},$$

где

$$\sigma_n'' = 1,14 \cdot 10^{-2} \mu_0 \varphi_1' \varphi_2' A_n A_n;$$

$$\varphi_1' = \varphi_1 \frac{4}{1 - D_{в.я}^{*2}}.$$

При проектировании электрических машин с криогенным охлаждением обмоток, выполненных из сверхчистого металла, необходимо учитывать массу, габариты и мощность рефрижератора (ожижителя). Поэтому представляется интересным выразить размеры машины в зависимости от электрических потерь в ней.

Полагая равными плотности токов в обмотках якоря и индуктора, которые находятся в примерно равных тепловых условиях,

$$j_{\text{я}} = j_{\text{и}} = j$$

и коэффициенты заполнения

$$k_{\text{з.я}} = k_{\text{з.и}} = k_{\text{з}},$$

получаем, что электрические потери в генераторе

$$p_{\text{э}} = j^2 \rho \frac{\pi}{4} D_{\text{н.и}}^3 \lambda k_{\text{з}} (1 - \bar{D}_{\text{в.и}}^{*2} + \bar{D}_{\text{н.я}}^{*2} - \bar{D}_{\text{в.я}}^{*2}). \quad (11)$$

Подставляя (11) в (5), получаем:

$$D_{\text{н.и}} = \sqrt{\frac{S_{\text{э}} \bar{E}_0 \rho \varphi}{2,25 \cdot 10^{-2} j_{\text{опт}}^2 k_{\text{з}} p_{\text{э}}}},$$

где

$$\varphi = \frac{4 - p^2}{1 - \bar{D}_{\text{в.и}}^{*2}} \frac{1 - \bar{D}_{\text{в.и}}^{*2} + \bar{D}_{\text{н.я}}^{*2} - \bar{D}_{\text{в.я}}^{*2}}{\bar{D}_{\text{н.я}}^{*2} p + 2 - \bar{D}_{\text{в.я}}^{*2} p + 2}. \quad (12)$$

Зависимость $\bar{D}_{\text{н.я}}^*$ от $\bar{D}_{\text{в.я}}^*$ и C для наружного расположения якоря при $p=1 \div 4$, $0 \leq C \leq 1,4$, $1,05 \leq \bar{D}_{\text{в.я}}^* \leq 1,3$ с точностью до 1% аппроксимируется выражением:

$$\bar{D}_{\text{н.я}}^* = \bar{D}_{\text{в.я}}^* + C [0,3368 - 0,0326p - (0,177 - 0,00732p) \bar{D}_{\text{в.я}}^*]. \quad (13)$$

Коэффициент φ имеет минимум в зависимости от $\bar{D}_{\text{в.и}}^*$.

Подставив в (12) выражение для $D_{\text{н.я}}$ из (13), взяв производную $d\varphi/d\bar{D}_{\text{в.и}}^*$ и приравняв ее нулю, получим для $p=1$ и наружного расположения якоря уравнение:

$$3\bar{D}_{\text{в.и}}^* b \bar{D}_{\text{в.и}}^{*3} + (3\bar{D}_{\text{в.и}}^* b + 2) \bar{D}_{\text{в.и}}^{*2} + (3\bar{D}_{\text{в.и}}^* b + 2) \bar{D}_{\text{в.и}}^* - 1 = 0,$$

где

$$b = 1,89 \left(1 - \frac{1}{\bar{E}_0^*}\right) (0,3074 - 0,1664 \bar{D}_{\text{в.я}}^*),$$

корни которого в зависимости от $\bar{D}_{\text{в.я}}^*$ и $\bar{E}_0^*$ представлены на рис. 5.

Зависимость $\bar{D}_{\text{в.и.о}}^*$ от $\bar{D}_{\text{в.я}}^*$ и $\bar{E}_0^*$ для наружного расположения якоря при $p=1$, $1,05 \leq \bar{D}_{\text{в.я}}^* \leq 1,3$ и $1,0 \leq \bar{E}_0^* \leq 3,0$ аппроксимируется выражением:

$$\bar{D}_{\text{в.и.о}}^* = 0,366 - 0,1183 \bar{D}_{\text{в.я}}^* \left(1 - \frac{1}{\bar{E}_0^*}\right) (1,847 - \bar{D}_{\text{в.я}}^*).$$

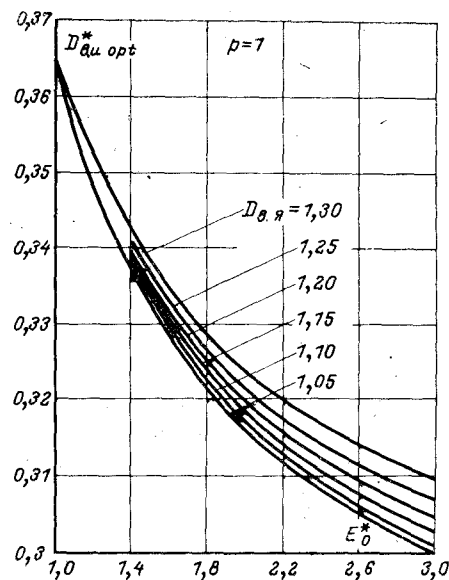


Рис. 5. К определению внутреннего диаметра индуктора.

Аналогично могут быть найдены значения $\bar{D}_{\text{в.и}}^*$, при которых электрические потери в машине минимальны для других значений p и при различных формах конструктивного исполнения. Таким же образом можно решить задачу о нахождении оптимальных соотношений диаметров машины при различных величинах отношений плотностей токов в якоря и индукторе.

Выводы. 1. Коэффициент использования синхронного генератора с криогенным охлаждением обмоток целесообразно представить пропорциональным произведению плотности тока в якоря и индукторе.

2. Имеется такое значение внутреннего диаметра индуктора (или якоря), при котором потери в обмотках минимальны.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Stekly Z. J. J., Woodson H. H. Rotating machinery utilizing superconductors.—IEEE Transaction on Aerospace, 1964, v. 2, № 2.
2. Бертинов А. И., Головкин А. В., Жемчугов Г. А., Миронов О. М. Магнитное поле сверхпроводниковой синхронной машины с экраном.—Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1969, № 2.
3. Бертинов А. И., Головкин А. В., Миронов О. М. Индуктивные сопротивления сверхпроводниковой синхронной машины.—Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1971, № 4.
4. Миронов О. М. Выбор плотности тока в сверхпроводящем индукторе электрической машины.—Изв. АН СССР. Энергетика и транспорт, 1971, № 5.
5. Whetstone C. N., Boom R. W. Nucleate cooling stability for superconductor—normal metal composite conductors in liqua helium.—Adv. in Cryogenic Engineering, 1968, v. 13.

[21.1.1972]



Особенности асинхронного режима высокоиспользованных турбогенераторов

Инж. КОГАН Ф. Л.
Новосибирск

Известно, что движение ротора синхронной машины в асинхронном режиме неравномерно, что связано с периодической пульсацией электромагнитного момента на валу, вызываемой несимметрией ротора по продольной и поперечной осям, и соответствует уравнению его движения:

$$M_r = M_0 + T_j \frac{d\omega_r}{dt}, \quad (1)$$

где M_r — вращающий момент, приложенный к ротору; M_0 — электромагнитный момент на валу; T_j — инерционная постоянная агрегата; ω_r — угловая скорость вращения ротора.

Однако, хотя уже давно известны общие выражения для токов и моментов при произвольном заданном законе движения ротора и произвольном соотношении постоянных времени контура возбуждения и демпферного контура в продольной оси [Л. 1], в большинстве работ, связанных с анализом асинхронного режима, принимается во внимание только зависимость среднего (за период изменения скольжения) момента от среднего скольжения. Часто считается, что ускорения, периодически сообщаемые ротору в асинхронном режиме, пренебрежимо малы, и не учитывается влияние инерции агрегата. Практически не рассмотрен характер движения ротора, когда закон его неизвестен. Отсутствуют экспериментальные данные, позволяющие в достаточной мере оценить характер движения ротора. Эти вопросы стали особенно актуальными для мощных высокоиспользованных турбогенераторов, поскольку их переход в асинхронный режим без принятия специальных мер часто сопровождается большими колебаниями активной мощности и других параметров режима.

С целью получения достоверных данных для проверки производимых расчетов и определения степени влияния различных факторов на характер асинхронного режима высокоиспользованных турбогенераторов были проведены испытания, при которых, помимо электрических параметров режима, специальным прибором автоматически регистрировалась мгновенная скорость вращения ротора. Это позволило уточнить закон его движения и непосредственно измерить величину изменений скольжения. Часть полученных результатов приведена в таблице и на рис. 2 и 3*.

Испытания производились на турбогенераторах типа ТВВ-165-2 и ТВВ-200-2 при различных активных нагрузках и замыкании обмотки возбуждения генератора (ОВГ) на сопротивление различной величины, на якорь электромашинного возбудителя, а также на выпрямители высокочастотной системы возбуждения.

У турбогенератора типа ТВВ-165-2 в асинхронном режиме с замыканием ОВГ на установленное

в ее цепи трехкратное сопротивление при предшествующей активной нагрузке 63% номинальной зарегистрированы колебания активной мощности, происходящие с двойной частотой скольжения от 70 до 125 Мвт. При этом величина скольжения ротора изменялась от 0,13 до 1,2%, а скорость изменения скольжения¹ достигала 5 рад/сек² при увеличении скорости ротора и 10 рад/сек² при его торможении.

В таблице приведены также результаты испытаний в аналогичных условиях турбогенераторов типа ТВВ-320-2, у которых при этом зарегистрированы колебания активной мощности от 128 до 271 и от 95 до 250 Мвт [Л. 2]. У турбогенератора типа ТВВ-300, работавшего с редукторной системой возбуждения при нагрузке всего 90 Мвт, колебания активной мощности в асинхронном режиме, возникшем из-за расцепления вала генератора с шестерней редуктора, составили от 80 до 290 Мвт [Л. 3]. При испытаниях в асинхронном режиме с замыканием ОВГ на якорь электромашинного возбудителя турбогенератора типа ТВВ-165-2 с нагрузкой 50% номинальной колебания мощности составили от 40 до 125 Мвт, а ускорения достигали 30 рад/сек² при изменениях скольжения от 0 до 1,28% (см. таблицу).

Еще большие колебания активной мощности возникают в случаях асинхронного хода турбогенератора с замыканием ОВГ на выпрямители системы возбуждения. В таблице для примера приведены данные, характеризующие асинхронный режим турбогенераторов типа ТВВ-165-2 и ТВВ-200-2 при развозбуждении высокочастотного возбудителя. При предшествующей нагрузке около 60% номинальной активная мощность турбогенератора ТВВ-165-2 колебалась в пределах от +215 до -80 Мвт, при этом скольжение ротора изменялось от +2,7 до -1,6%, а его ускорения достигали -40 рад/сек². У ТВВ-200-2 колебания активной мощности в аналогичном случае составляли от +225 до -10 Мвт, скольжение изменялось от +2,6 до -1,34%, ускорения достигали -44 рад/сек². При активной нагрузке, близкой к номинальной, размах колебаний активной мощности обоих этих турбогенераторов в 3 раза превышал активную номинальную мощность самого генератора. Так, у ТВВ-200-2 колебания мощности составили от +360 до -250 Мвт, скольжение изменялось от +5,75 до -2,4%, а ускорения достигали 75 рад/сек².

Указанные колебания активной мощности сопровождаются значительными колебаниями тока статора и напряжения собственных нужд блока. Резко переменный режим возникает и в тепломеханической части как энергоблока, генератор которого выпал из синхронизма, так и параллельно работающих энергоблоков. В некоторых случаях, если перешедший в асинхронный режим генератор не

* Для разгрузки рисунков здесь не приводятся осциллограммы угла δ , тока и напряжения статора, реактивной мощности, некоторых параметров системы регулирования турбины и системы возбуждения.

¹ Скорость изменения скольжения определялась графическим дифференцированием экспериментально снятой кривой скольжения. Скольжение считается положительным при скорости ротора больше синхронной.

Тип турбогенератора	Активная мощность до опыта	Состояние цепи ОВГ	Параметры асинхронного режима (пределы колебаний)								Активная нагрузка		
			Активная мощность, Мвт	Реактивная мощность, Мвар	Ток статора, кА/о. е.	Напряжение статора, кВ/о. е.	Ток ротора, А	Напряже- ние рото- ра, В	Скольжение, рад/сек/%	Ускорение, рад/сек²	Среднее скольжение, %	$\frac{P_{\max} + P_{\min}}{2}$, Мвт	$P_{\text{ср}}$ Мвт
ТВВ-165-2 (данные СО ОРГРЭС)	0,63 $P_{\text{н}}$ (95 Мвт)	Замкнута на 3-кратное со- противление	125—70	150—120	$\frac{7,0-5,2}{1,23-0,92}$	$\frac{15,0-16,0}{0,83-0,89}$	±600	±320	$\frac{3,6-0,4}{1,2-0,13}$	5—(-10)	0,54	97,5	86,0
		Разомкнута	92—72	145—135	$\frac{6,6-6,4}{1,17-1,13}$	$\frac{15,0-15,2}{0,83-0,84}$	0	±660	$\frac{3,2-2,2}{1,05-0,7}$	±4	0,83	85,0	84,0
		Замкнута на якорь электро- машинного возбудителя	125—40	165—80	$\frac{7,5-6,0}{1,33-1,07}$	$\frac{14,0-16,0}{0,78-0,89}$	±800	75—50	$\frac{4,0-0}{1,28-0}$	9—(-30)	0,167	82,5	75,0
		Замкнута на вентили высоко- частотной си- стемы возбуж- дения	215—(-80)	200—50	$\frac{12,0-3,0}{2,1-0,53}$	$\frac{13,0-16,6}{0,72-0,92}$	2000—0	1260—0	$\frac{8,4-(-5)}{2,7-(-1,6)}$	17—(-40)	0,083	Не имеет смысла	95,0
		Замкнута на 3-кратное сопротивление	132—118	170—130	$\frac{10,2-8,0}{1,18-0,93}$	$\frac{13,0-13,6}{0,82-0,86}$	±500	±180	$\frac{1,7-0,7}{0,54-0,22}$	±2	0,32	125	120
ТВВ-200-2 (данные СО ОРГРЭС)	0,6 $P_{\text{н}}$ (120 Мвт)	Разомкнута	120—115	135—120	$\frac{9,6-8,8}{1,11-1,02}$	$\frac{13,6}{0,86}$	0	±360	$\frac{1,6-1,2}{0,51-0,38}$	±0,8	0,42	117,5	117
		Замкнута на 10-кратное сопротивление	126—122	135—115	$\frac{10,0-8,4}{1,15-0,97}$	$\frac{13,6}{0,86}$	±215	±270	$\frac{1,6-1,0}{0,51-0,32}$	±1,0	0,4	117,5	117
		Замкнута на якорь электро- машинного возбудителя	180—110	175—110	$\frac{12,5-6,5}{1,45-0,75}$	$\frac{12,0-13,7}{0,76-0,87}$	±1200	Не запи- сано	$\frac{2,5-0}{0,8-0}$	5—(-13)	0,21	145	130
		Замкнута на выпрямители высокочастот- ной системы возбуждения	225—(-10)	235—55	$\frac{18,4-6,0}{2,1-0,7}$	$\frac{11,0-14,0}{0,7-0,89}$	3000—0	950—50	$\frac{8,2-(-4,2)}{2,6-(-1,34)}$	18—(-44)	0,05	Не имеет смысла	120
		Замкнута на 3-кратное со- противление	235—160	220—170	$\frac{16,0-12,0}{1,86-1,4}$	$\frac{12,4+13,3}{0,79-0,85}$	±1100	±420	$\frac{4,3-1,0}{1,37-0,32}$	7—(-10)	0,83	195	182
	0,95 $P_{\text{н}}$ (185 Мвт)	Разомкнута	185—155	210—200	$\frac{14,2-13,4}{1,64-1,55}$	$\frac{12,8}{0,82}$	0	±860	$\frac{4,1-2,9}{1,3-0,92}$	±4	1,2	170	170

Тип турбогенератора	Активная мощность до опыта	Состояние цепи ОВГ	Параметры асинхронного режима (пределы колебаний)								Среднее скольжение, %	Активная нагрузка	
			Активная мощность, Мвт	Реактивная мощность, Мвар	Ток статора, кА/о. е.	Напряжение статора, кВ/о. е.	Ток ротора, А	Напряжение ротора, В	Скольжение, рад/сек/ %	Ускорение, ад/сек²		$\frac{P_{\max} + P_{\min}}{2}$ Мвт	$P_{\text{ср}}$ Мвт
ТБВ-320-2 (данные ВНИИЭ)	$0,62 P_{\text{н}}$ (185 Мвт)	Замкнута на выпрямители высокочастотной системы возбуждения	360—(—250)	300—60	$\frac{32-10}{3,7-1,16}$	$\frac{8,0-14,0}{0,45-0,89}$	6800—0	1280—0	$\frac{18-(-7,5)}{5,75-(-2,4)}$	75—(—65)	0,143	Не имеет смысла	180
ТБВ-320-2 (данные [Л. 2])	$0,64 P_{\text{н}}$ (192 Мвт)	То же	250—95	Не указана	$\frac{16,2-12,5}{1,6-1,22}$	$\frac{13,3-13,6}{0,66-0,68}$	± 1550	± 572	Данных нет	Данных нет	0,78	200	Данных нет
		Разомкнута	175—130	305	$\frac{16,7-10,1}{1,64-0,99}$	$\frac{15,6}{0,78}$	Не указан	± 520	Данных нет	Данных нет	0,5	173	Данных нет
					$\frac{15,0-14,3}{1,47-1,405}$	$\frac{14,4}{0,72}$	0	± 1500	Данных нет	Данных нет	1,235	152	Данных нет

Примечание. $P_{\text{ср}} = \frac{1}{T_s} \int_0^{T_s} P(t) dt$, T_s — период скольжения.

был быстро разгружен, это вызывало «раскачку» соседних агрегатов и приводило к аварийным отключениям.

Следует добавить, что с объединением энергосистем и появлением длинных линий электропередач высокого напряжения все чаще становится необходимой работа турбогенераторов с недовозбуждением. При этом повышается вероятность выпадения из синхронизма возбужденной машины, когда колебания мощности и других параметров оказываются особенно большими.

Остановимся на обстоятельствах, которые способствуют увеличению скольжения и неравномерности скорости вращения ротора в асинхронном режиме высокоиспользованных турбогенераторов по сравнению с машинами старых типов.

На рис. 1 приведены асинхронные характеристики $M_{\text{ср}} = f(s_{\text{ср}})$ турбогенератора типа ТБВ-150-2, имеющего косвенное охлаждение обмоток, и нескольких высокоиспользованных турбогенераторов (ТБВ-165-2, ТБВ-200-2 и ТБВ-320-2). Характеристики определены по экспериментальным данным при разомкнутой цепи ОВГ и приведены для возможности сравнения к номинальному напряжению статора. Из сравнения этих характеристик очевидно, что демпфирующие свойства бочки ротора высокоиспользованных машин существенно уменьшились по сравнению с машинами старых типов, что связано в первую очередь с уменьшением удельного (на единицу мощности) активного объема. Асинхронный момент, развиваемый высокоиспользованными турбогенераторами при разомкнутой цепи ОВГ, значительно ниже (при одном и том же скольжении), чем момент, развиваемый турбогенераторами старых типов, поэтому скольжение, при котором возможно равновесие момента турбины и асинхронного момента турбогенератора, сместилось в сторону больших величин.

При замкнутой цепи ОВГ степень несимметрии ротора турбогенератора в асинхронном режиме в определяющей мере зависит от величины активного сопротивления этой цепи. Из [Л. 4] следует, что токи в контурах ротора по продольной оси в установившемся асинхронном режиме при скольжениях, реальных для турбогенератора, распределяются прямо пропорционально постоянным времени этих контуров или обратно пропорционально их активным сопротивлениям, так как индуктивные сопротивления ОВГ и демпферного контура по продольной оси мало отличаются друг от друга. Поэтому в асинхрон-

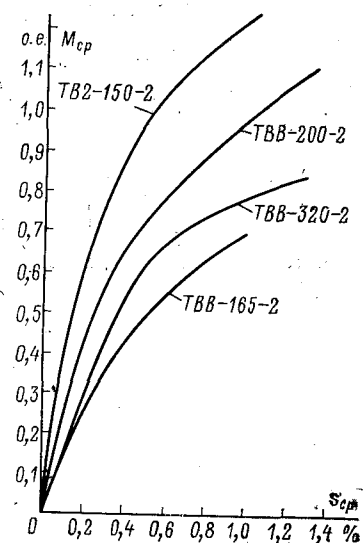


Рис. 1. Асинхронные характеристики $M_{\text{ср}} = f(s_{\text{ср}})$ турбогенераторов при разомкнутой цепи ОВГ, приведенные к номинальному напряжению статора.

ном режиме с отключением автомата гашения поля величина колебаний электромагнитного момента, а следовательно, и величина колебаний скольжения ротора турбогенератора, и величина колебаний его активной мощности, а также остальных параметров режима существенно зависят от кратности сопротивления, на которое замыкается ОВГ при отключении автомата гашения поля. Чем меньше величина этого сопротивления, тем больше амплитуда указанных колебаний.

В этой связи следует заметить, что устоявшаяся в последние годы практика снижения некоторыми заводами кратности сопротивления, устанавливаемого в цепи ОВГ, от принятой ранее 5 до 3-х и даже 2-х повлекла за собой увеличение несимметрии ротора и колебаний асинхронного электромагнитного момента турбогенератора. Увеличение при этом тока, индуцированного в ОВГ при асинхронном ходе, приводит к увеличению крутизны и максимума характеристики асинхронного момента лишь в продольной оси, тогда как в силу сказанного выше максимум момента в поперечной оси, обуславливаемого только бочкой ротора, для высокоиспользованных турбогенераторов существенно понизился, поэтому разность между значениями момента в продольной и поперечной оси соответственно возрастает.

Инерционные постоянные современных турбоагрегатов значительно меньше прежних. Например, инерционная постоянная турбоагрегата мощностью 300 тыс. кВт составляет менее 0,7, а турбоагрегата мощностью 500 тыс. кВт — менее 0,6 от инерционной постоянной агрегатов с генераторами мощностью 100 и 150 тыс. кВт, имеющими косвенное охлаждение. Чем меньше инерционная постоянная агрегата, тем в соответствии с (1) больше ускорения, а следовательно, и амплитуда колебаний скольжения ротора вследствие колебаний величины электромагнитного момента.

В асинхронном режиме с замыканием ОВГ на выпрямителе (при работе турбогенератора с вентильной системой возбуждения) эта обмотка из-за односторонней проводимости выпрямителей в течение той части периода скольжения, когда они заперты, оказывается разомкнутой, и скольжение ротора значительно увеличивается. (Попутно отметим, что при этом резко возрастает перенапряжение на зажимах ОВГ (см. таблицу), но в связи с экранирующим влиянием бочки ротора оно при больших нагрузках не превышает 40—50% заводского испытательного напряжения, а с уменьшением нагрузки — снижается.) Увеличение скольжения при прочих равных условиях тем больше, чем меньше инерционная постоянная агрегата. В другую часть периода, когда индуцируемая в ОВГ э. д. с. прикладывается к выпрямителям в проводящем для них направлении и они открываются, ОВГ оказывается замкнутой накоротко, что обуславливает резкое торможение.

При работе турбогенератора с высокочастотным возбудителем, серийная обмотка которого включена последовательно с ОВГ и обеспечивает основные ампер-витки возбуждения возбудителя, степень торможения ротора значительно увеличивается [Л. 5]. При открытии вентилей в серийной обмотке протекает ток, индуцированный в ОВГ, и возбуждает возбудитель. Это обуславливает появление вынужденного потока возбуждения генератора и создает синхронизирующий момент. Из рис. 2, в видно, что при резком торможении скольжение несколько раз изменяет знак, что сопровождается соответствующими колебаниями активной мощности. Часть периода скольжения при открытых вентильях во много раз больше той его части, когда вентили заперты, ток в ОВГ, а следовательно, и в серийной обмотке возбудителя, равен нулю, и скольжение резко увеличивается.

Испытания подтвердили также необходимость считаться в асинхронном режиме с влиянием на его характер регулятора скорости турбины. Структура регуляторов скорости претерпела за последние годы существенные изменения. В них появились так называемые дифференциаторы, электроприставки

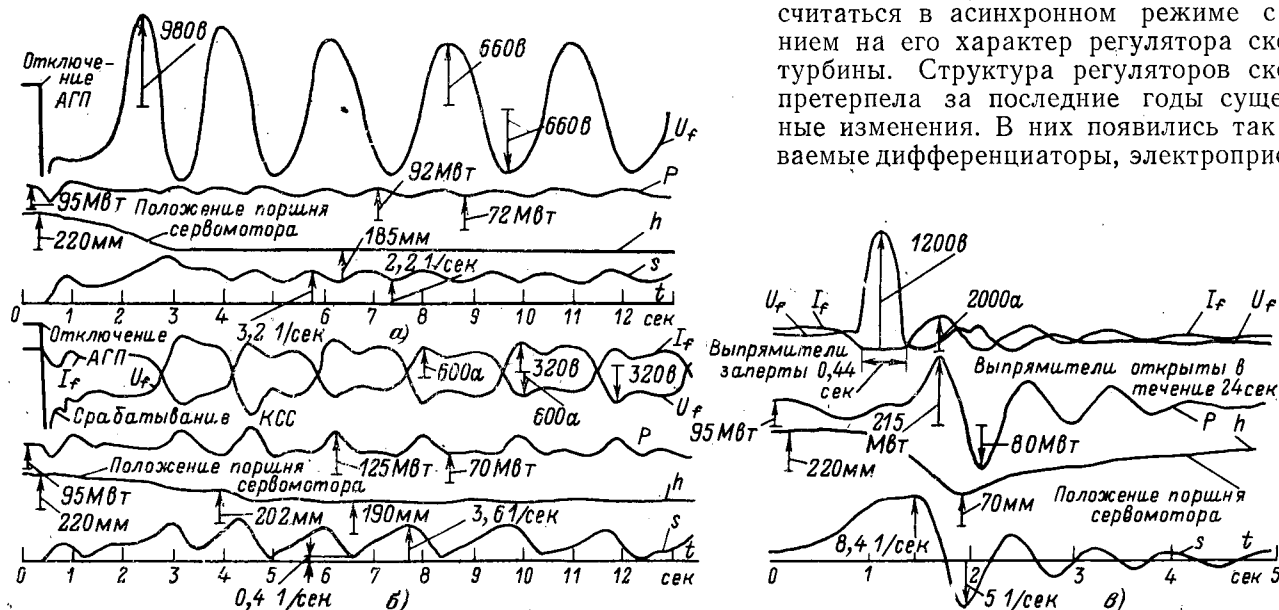


Рис. 2. Асинхронный режим турбогенератора типа ТВВ-165-2 при предшествующей активной нагрузке 63% номинальной.

а — при разомкнутой цепи ОВГ; б — при замыкании цепи ОВГ на заводское сопротивление самосинхронизации; в — при замыкании цепи ОВГ на выпрямители высокочастотной системы возбуждения.

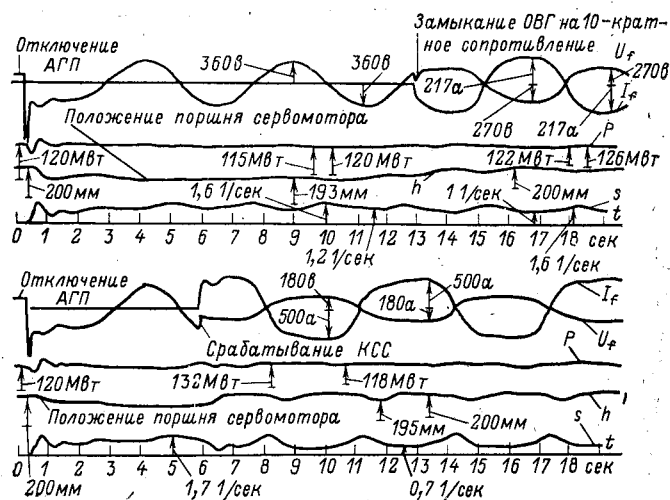


Рис. 3. Асинхронный режим турбогенератора типа ТВВ-200-2 при предшествующей активной нагрузке 60% номинальной. а — при разомкнутой цепи ОБГ; б — при замыкании цепи ОБГ на 10-кратное сопротивление; в — при замыкании цепи ОБГ на заводское сопротивление самосинхронизации.

и т. д. Осциллографирование хода поршня главного сервомотора h (рис. 2 и 3) и некоторых параметров системы регулирования показало, что в зависимости от качества ее отладки и величины существующих в ней запаздываний и постоянных времени она способна как гасить, так и усиливать колебания скорости ротора турбоагрегата. В частности, из рис. 3, в видно, что регулятор скорости четко реагировал на каждое изменение скольжения ротора турбогенератора типа ТВВ-200-2, уменьшая амплитуду его колебаний. В других опытах регулирование способствовало «раскачке» агрегата, при этом наблюдалось самопроизвольное изменение нагрузки как в сторону ее уменьшения, так и увеличения.

Заметим, что многие авторы, приводя данные испытаний новых турбогенераторов в асинхронном режиме, определяют нагрузку, которую несет генератор, по полусумме пределов колебаний его активной мощности. Из осциллограмм активной мощности очевидно, что при неравномерном ходе ротора фактическая средняя активная мощность турбогенератора в асинхронном режиме, определяемая как интегральное значение за период, может существенно отличаться от полусуммы ее максимального и минимального значений и часто оказывается меньшей, чем это принято считать. В таблице для сравнения приведены результаты определения активной нагрузки в асинхронном режиме обоими способами. Из приведенных данных видно, что, например, у турбогенератора ТВВ-165-2, активная мощность которого в асинхронном режиме с замыканием ОБГ на трехкратное сопротивление при предшествующей активной нагрузке 95 Мвт, колебалась в пределах от 70 до 125 Мвт, фактическая средняя активная нагрузка составила 86 Мвт и оказалась на 11,5 Мвт меньше полусуммы максимального и минимального значений. Она практически равна средней активной нагрузке в асинхронном режиме с разомкнутой ОБГ. При этом большую часть каждого периода скольжения (рис. 2, б)

величина активной нагрузки близка к нижнему пределу колебаний, составляя 70 Мвт, т. е. даже меньше, чем при разомкнутой ОБГ (рис. 2, а), а увеличение средней нагрузки происходит за счет ее сравнительно кратковременных резких возмущений, что может расцениваться только отрицательно.

При разомкнутой ОБГ (рис. 2, а, 3, а) асинхронный режим протекает наиболее спокойно, однако в случае отключения при этом турбогенератора от сети неизбежно возникновение на ней опасных коммутационных перенапряжений. В связи с этим часть опытов асинхронного режима была произведена с замыканием ОБГ на десятикратное сопротивление, величина которого установлена эксплуатационными требованиями, а также исходя из условий защиты ротора от перенапряжений. Данные этих опытов также приведены в таблице и на рис. 3, б. При 10-кратном сопротивлении уменьшается как величина тока, индуцируемого в ОБГ, так и постоянная времени контура этой обмотки. Испытания показали, что при этом изменение скольжения, а вместе с ним и колебания активной мощности, существенно уменьшаются, становясь почти такими же, как при разомкнутой ОБГ, т. е. близки к минимально возможному для данного типа генератора. Напряжение на кольцах ротора, индуцируемое в асинхронном режиме даже при полной активной нагрузке генератора, а также коммутационные перенапряжения по результатам многочисленных испытаний не достигают при этом опасных величин.

Выводы. 1. Асинхронный режим высокоиспользованных турбогенераторов необходимо анализировать с учетом периодических ускорений ротора, влияния инерции агрегата и магнитной инерции контуров машины.

2. Замыкание обмотки возбуждения высокоиспользованных турбогенераторов при их переходе в асинхронный режим на коротко или на малое сопротивление, не давая никаких существенных преимуществ, значительно увеличивает неравномерность скорости вращения ротора, сопровождаемую большими колебаниями активной мощности и других параметров режима. Увеличение сопротивления в цепи ОБГ до 10-кратного благоприятно, и эффективность этого мероприятия следует проверить на высокоиспользованных турбогенераторах различных типов.

3. Неравномерность скорости вращения ротора турбогенератора в асинхронном режиме особенно велика при его работе с вентильной системой возбуждения и еще более увеличивается при работе с высокочастотным возбудителем из-за влияния его серийной обмотки.

4. Регуляторы скорости современных турбин оказывают существенное влияние не только на процесс ресинхронизации, но и на характер протекания асинхронного режима турбогенератора.

5. Фактически отдаваемая турбогенератором в сеть активная мощность, определяемая как интегральное значение за период скольжения в асинхронном режиме, при переменной скорости вращения ротора может оказаться существенно меньшей, чем обычно определяемая как полусумма пределов колебаний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мамиконянц Л. Г. Токи и моменты асинхронных и синхронных машин при изменении скорости их вращения. — «Электричество», 1958, № 8, с. 54—63.
2. Осипенко В. А., Ламакин А. А. Асинхронные режимы работы турбогенератора мощностью 300 Мвт. — «Электрические станции», 1967, № 12, с. 65—67.
3. Чистиков А. П. Экспериментальное исследование асинхронных режимов турбогенераторов 300 Мвт при потере возбуждения. — «Труды ВНИИЭ», 1973, вып. 42, с. 3—18.

4. Мамиконянц Л. Г. О переходных процессах в синхронных машинах с успокоительными контурами на роторе. — «Электричество», 1954, № 7, с. 10—15.

5. Коган Ф. Л. Исследование асинхронного режима работы турбогенераторов ТВВ-165-2 и ТВВ-200-2 при потере возбуждения. — В сб.: Наладочные и экспериментальные работы ОРГРЭС, 1968, вып. XXXV, с. 230—248.

[18.6.1973]

УДК 621.311.6.001.2

Устойчивость и периодические режимы автономных нелинейных регулируемых систем электропитания

Кандидаты техн. наук ЛЮБИН Е. Н., ЯКОВЛЕВ Б. С.

Челябинский политехнический институт

Динамические свойства источника питания (ИП) оказывают сильное влияние на работу сложных потребителей, например систем автоматического управления (САУ), радиоэлектронного оборудования и др. [Л. 6]. Для анализа подобных автономных систем электропитания (СЭП) широко применяются линеаризованные модели, в частности структурные [Л. 1] и иммитансные [Л. 2 и 5].

Высокая эффективность данных моделей для линеаризуемого класса СЭП делает целесообразным их дальнейшее развитие с целью учета наиболее характерных существенно нелинейных свойств элементов СЭП, в частности нелинейных свойств регулируемых ИП, т. е. снабженных регуляторами напряжения (РН).

Динамические модели нелинейных СЭП. Из числа нелинейных ИП рассмотрим широко распространенные мотор-генераторные ИП с РН вибрационного типа и ИП с управляемым внутренним комплексным сопротивлением $z_i(p)$, получаемые, например, за счет включения в силовую цепь ИП дополнительного управляемого от РН сопротивления r [Л. 2 и 3]. Нерегулируемый ИП может также обладать нелинейными характеристиками.

При анализе СЭП с данными ИП предполагается, что динамические свойства нагрузки заданы в виде линейных иммитансных дифференциальных уравнений $Y_H(p) = I_H(p)/U_H(p)$ либо в виде иммитансных частотных характеристик $Y_H(j\omega)$ [Л. 2, 5, и 7].

Динамика нерегулируемого ИП описывается иммитансной характеристикой $z_{i0}(p)$, определяемой, например, экспериментально [Л. 5], что позволяет учитывать различные внутренние неявные связи в цепях ИП. Приближенно для целого ряда нерегулируемых ИП $z_{i0}(p)$ описывается уравнением:

$$z_{i0}(p) = r_0 + pL, \quad (1)$$

где r_0 и L — внутреннее активное сопротивление и индуктивность ИП [Л. 5].

Внешняя характеристика $U = f(I_H)$ и характеристика холостого хода $E = f(I_B)$ генераторов постоянного тока нелинейны и неоднозначны. Характеристики данного типа могут быть представлены в виде суммы двух функций, одна из которых учитывает характер основной кривой, а другая (дополнительная функция F) — неоднозначность характеристики. Применительно к ИП мотор-генераторного типа основная кривая допускает линеаризацию

относительно рабочей точки, а в качестве дополнительной функции F удобно и возможно использовать кривую второго порядка — эллипс с полуосями a, b .

С учетом структуры линейных моделей СЭП [Л. 2, 3 и 6] и изложенных выше соображений на рис. 1 представлена динамическая модель нелинейного электроэнергетического комплекса «генератор параллельного возбуждения с вибрационным РН — нагрузка». Данная модель соответствует динамической системе с переменной структурой и может быть упрощена и сведена к одноконтурной релейной системе при выполнении следующих условий: ток возбуждения $I_B \ll I_H$; амплитуда пульсаций напряжения U мала; точность стабилизации напряжения достаточно высока, т. е. $U \approx U_0$, где U_0 — заданное значение напряжения ИП. При этом $|U_0| \approx U_B$, где U_B — напряжение возбуждения, поступающее с релейного элемента.

Комплексный коэффициент передачи нелинейного элемента в цепи возбуждения (рис. 1) имеет вид:

$$W = k_i(1 - jm), \quad (2)$$

где $m = m_1/k_r$; $m_1 = b/a$ — коэффициент сжатия эллипса; k_r — коэффициент усиления, определяемый по основной кривой характеристики $E = f(I_B)$. Формула (2) соответствует частотно независимому динамическому звену с комплексным коэффициентом.

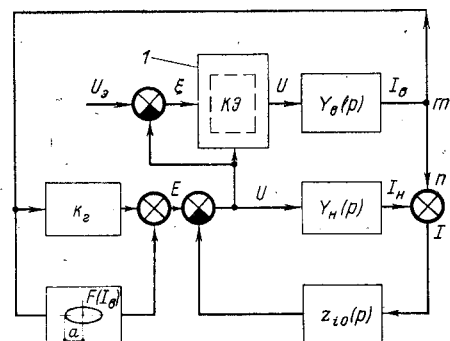


Рис. 1. Обобщенная динамическая модель комплекса «генератор параллельного возбуждения с вибрационным РН — нагрузка».

1 — вибрационный РН; КЭ — ключевой элемент; $Y_0(p)$ — комплексная проводимость обмотки возбуждения.

Следует отметить, что параметр m_1 легко определяется экспериментально.

Данная методика учета неоднозначности характеристик может быть использована и при описании внутреннего сопротивления $r(I_n)$ ИП. В данном случае линейная часть $W_n(p)$ релейной СЭП имеет вид:

$$W_n(p) = W_p(p) k_r Y_n(p) \frac{1 - jm}{1 + Y_n(p) z_{i0}(p)}, \quad (3)$$

где $W_p(p)$ — передаточная функция линейной части вибрационного РН.

Подобная модель нелинейной СЭП сравнительно проста, наглядна, позволяет учитывать динамические свойства потребителей и удобна для исследования стационарных автоколебательных режимов. В частности, учитывая, что реально $m \ll 1$, гистерезис характеристики $E = f(I_n)$ практически оказывает влияние лишь на фазовую характеристику линейной части системы (3), внося дополнительный постоянный сдвиг по фазе $\varphi = -\arctg m$.

При питании радиотехнических устройств достаточно широко применяются полупроводниковые стабилизаторы напряжения с управляемым триодом в силовой цепи. Данный тип ИП можно рассматривать как пример нелинейного ИП с управляемым внутренним сопротивлением z_i [Л. 8].

Возмущенное движение нелинейной СЭП в данном случае описывается уравнениями:

$$\text{силовой цепи} \\ -x(t) = L \frac{dy(t)}{dt} + r_{01} y(t) + \beta v(t) [y(t) + y_{ст}]; \quad (4)$$

$$\text{нагрузки} \\ y(p)/x(p) = Y_n(p); \quad (5)$$

$$\text{чувствительного элемента} \\ \xi(p) = -k_1 x(p); \quad (6)$$

$$\text{регулятора} \\ v(p)/\xi(p) = W_p(p); \quad (7)$$

$$\text{исполнительного элемента} \\ r(p) = \beta v(p), \quad (8)$$

где x, y — соответственно приращение напряжения и тока ИП; k_1 — коэффициент делителя напряжения; β — коэффициент пропорциональности; $r_{01} = r_0 + \beta v_{ст}$; $y_{ст}$ и $v_{ст}$ — координаты рабочей точки.

Динамическая модель нелинейной СЭП в соответствии с уравнениями (4)–(8) представлена на рис. 2, где коэффициент $\alpha = k_1 \beta y_{ст}$. Система электропитания содержит нелинейное звено типа «произведение координат»

$$x = yz, \quad (9)$$

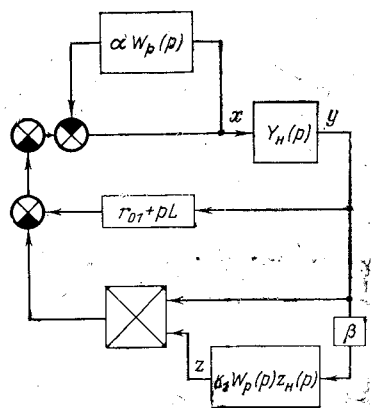


Рис. 2. Динамическая модель комплекса «ИП с управляемым внутренним сопротивлением — нагрузка».

где

$$z(p) = k_1 \beta W_p(p) z_n(p) y(p) = W(p) y(p).$$

Полученная динамическая модель (рис. 2) удобна при исследовании устойчивости и периодических режимов в нелинейных СПЭ методами моделирования и гармонического баланса [Л. 9]. Коэффициенты гармонической линеаризации нелинейности (9) имеют вид:

$$g = U(\omega) 2y_0 + ky_0; \quad (10)$$

$$g' = y_0 V(\omega), \quad (11)$$

где $k = |W(p)|_{p=0}$; $U(\omega)$ и $V(\omega)$ — соответственно вещественная и мнимая части частотной характеристики $W(j\omega)$; y_0 — постоянная составляющая тока $y = y_0 + A \sin \omega t$.

Постоянная составляющая на выходе нелинейного звена

$$F_0' = U(\omega) \left(y_0^2 + \frac{A^2}{2} \right) + V(\omega) \frac{y_0 A}{2} + ky_0^2. \quad (12)$$

Следует отметить, что линеаризованная динамическая модель рассматриваемой СЭП, получаемая на основе уравнений (4)–(8) первого приближения, совпадает с моделями линейных СЭП [Л. 2 и 5].

Анализ нелинейных СЭП. При анализе сложных СЭП из-за необходимости учета экспериментальных характеристик широко используются частотные методы. Для рассматриваемого класса нелинейных СЭП возможно применение метода гармонического баланса, в частности с использованием нормированных логарифмических характеристик линейной части и нелинейного звена [Л. 9] согласно уравнениям:

$$L_0(\omega) = -L_0(\mu, \eta); \quad (13)$$

$$\varphi(\omega) = -2(k+1)\pi, \quad k=0, 1, 2, \dots, n, \quad (14)$$

где $L_0(\omega)$ и $\varphi(\omega)$ — ЛАЧХ и ФЧХ нормированной линейной части; $L_0(\mu, \eta)$ — нормированная логарифмическая амплитудная характеристика нелинейного элемента.

Уравнения (13) и (14) справедливы при исследовании систем, содержащих нелинейный элемент с однозначной симметричной характеристикой. Применительно к СЭП, содержащим вибрационный РН, режим симметричных автоколебаний является частным случаем, имеющим место при условии равенства значения коэффициента линейной части релейной СЭП двойному значению заданного напряжения U_0 . Величина коэффициента k весьма существенна для данного класса нелинейных СЭП, так как его значение определяет параметры автоколебаний: амплитуду A , частоту f и значение постоянной составляющей x_0 .

Из-за наличия в составе системы звена $\frac{1}{1 + Y_n(p) z_{i0}(p)}$ коэффициент k определяется в значительной мере величиной и характером нагрузки. В работе рассматриваются симметричные автоколебательные режимы релейных СЭП. При этом для упрощения расчетов и наглядности качественного исследования нелинейных СЭП характеристика ключевого (вибрационного) элемента выбрана од-

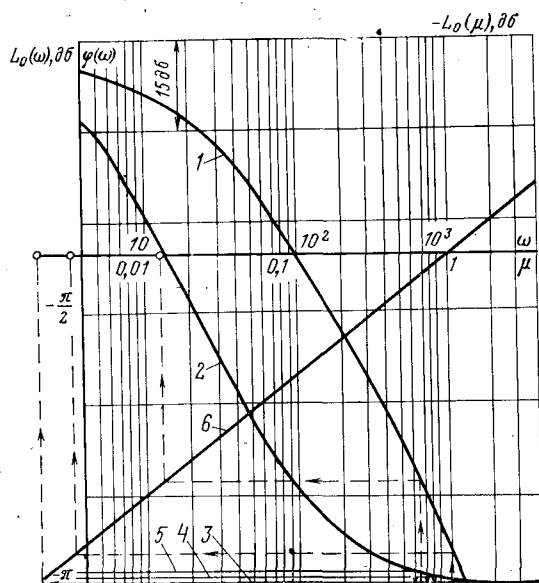


Рис. 3. Способ учета влияния гистерезиса характеристики холостого хода генератора в нелинейных СЭП.

1 — ЛАЧХ — $L_0(\omega)$; 2 — ЛФЧХ — $\varphi(\omega)$; 3 — $m=0,04$; 4 — $m=0,06$; 5 — $m=0,09$; 6 — $L_0(\mu)$.
Режим работы и параметры системы: $U=27$ в; $I_H=100$ а; $k_H=3,7$; $r_0=0,03$ ом; $L=13,3 \cdot 10^{-4}$ гн; постоянная времени генератора $T_r=0,1$ сек; $k=2$.

нозначной, описываемой уравнением:

$$U_B = \begin{cases} U_a & \text{при } \xi > 0 \\ 0 & \text{при } \xi \leq 0 \end{cases} \quad (15)$$

где $\xi = U_a - U$ — сигнал рассогласования (ошибки).

Данной характеристикой, например, достаточно точно описываются реле, выполненные на полупроводниковых или магнитных элементах. При использовании частотного способа расчета нелинейных СЭП [Л. 9] необходимо модуль напряжения U_B отнести к коэффициенту k линейной системы, считая $k_n = k|U_B|$, а характеристику реле

$$U_B = \begin{cases} 1 & \text{при } \xi > 0 \\ 0 & \text{при } \xi \leq 0 \end{cases}$$

Рассмотрим влияние гистерезиса цепи возбуждения ИП (рис. 1) на режимы работы СЭП. Очевидно, в СЭП с релейным элементом (15) и линейной частью, описываемой дифференциальным уравнением второго порядка, автоколебания отсутствуют. Однако наличие гистерезиса генератора способствует их появлению. В качестве потребителя энергии генератора рассмотрим активную нагрузку $Y_H(p) = 1/R_H = k_H$. Частотный метод расчета периодических режимов в данной СЭП на основе уравнений (13) и (14) [Л. 9] приведен на рис. 3. Расчет сделан для ряда значений параметра m , характеризующих гистерезис ИП согласно (2). Гистерезис ИП в данном случае мнемонически соответствует изменению положения линии $-\pi$, точка пересечения которой с фазовой характеристикой $\varphi(\omega)$ определяет параметры автоколебаний.

Результаты исследования влияния величины гистерезиса ИП представлены на рис. 4. В общем случае гистерезис может оказывать значительное влияние на параметры автоколебаний СЭП, в част-

ности при малых углах пересечения фазовой характеристикой $\varphi(\omega)$ линии $-\pi$ и достаточно большом значении параметра петли m . Подобный способ учета гистерезиса достаточно прост, нагляден и применим в более сложных вариантах расчета систем.

При работе ИП с вибрационным РН на простые в динамическом отношении нагрузки обычно не возникают явления, связанные с неустойчивыми режимами СЭП либо с резкими изменениями параметров автоколебаний. Однако подобные явления могут наблюдаться при работе ИП на сложные динамические нагрузки.

В качестве подобной нагрузки рассмотрим прецизионную систему регулирования частоты электромашиного преобразователя (мощностью 6 кВт), характеризующую комплексной проводимостью [Л. 2 и 5]

$$Y_H(p) = -\frac{k(1 - T_0 p)}{1 + 2\xi T p + T^2 p^2} \quad (16)$$

Динамическая модель нелинейной СЭП (рис. 1) содержит замкнутый контур (звено $\frac{1}{1 + Y_H(p) z_{i0}(p)}$),

характеризующий динамику нерегулируемого электропитания. В практике эксплуатации возможны случаи, когда динамика нерегулируемого электропитания обладает низким качеством вплоть до потери устойчивости. Поэтому рассмотрим для примера три случая, когда замкнутый контур: А — устойчив; Б — обладает малыми запасами устойчивости; В — неустойчив.

Расчет нелинейной СЭП для указанных вариантов приведен на рис. 5.

В случае А получаем, что теоретически автоколебания отсутствуют, так как фазовая характеристика $\varphi_A(\omega)$ не пересекает линию $-\pi$. Практически в этом случае автоколебания могут существовать, но они обусловлены малыми параметрами.

В случае Б фазовая характеристика $-\varphi_B(\omega)$ дважды пересекает линию $-\pi$, в точках М и N. Согласно критерию устойчивости, приведенному в [Л. 9], автоколебания устойчивы в точке М, однако параметры их ($A=250$ в, $f=0,92$ гц) таковы, что СЭП практически неработоспособна.

В случае В получаем неустойчивый режим работы.

Приведенный пример показывает, что при работе на нагрузки сложного типа динамика нелиней-

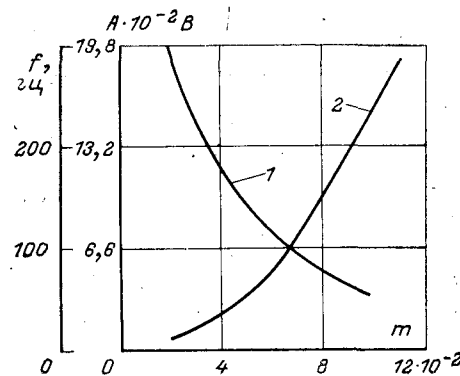


Рис. 4. Зависимости параметров автоколебаний от m петли гистерезиса.
1 — частота автоколебаний; 2 — амплитуда автоколебаний.

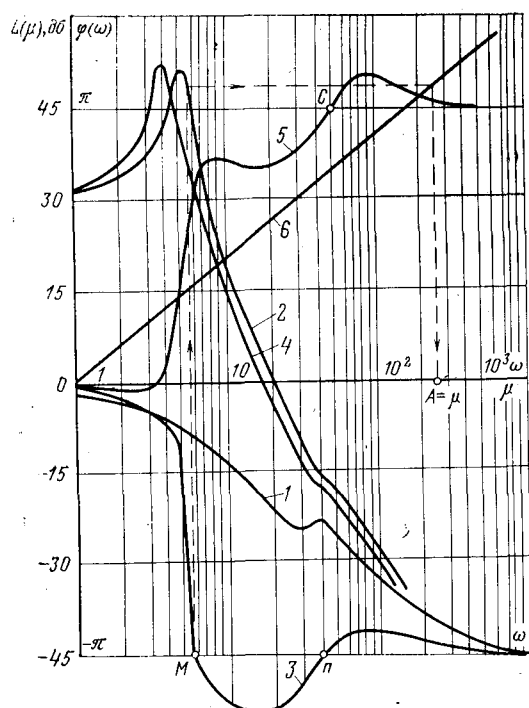


Рис. 5. Примеры расчета нелинейного комплекса «ИП с вибрационным РН — сложная нагрузка (САУ)».

1 — ЛФЧХ — $\varphi_A(\omega)$; 2 — ЛАЧХ — $L_{OB}(\omega)$; 3 — ЛФЧХ — $\varphi_B(\omega)$; 4 — ЛАЧХ — $L_{OB}(\omega)$; 5 — ЛФЧХ — $\varphi_B(\omega)$; 6 — ЛАЧХ однозначного релейного элемента.

Параметры нагрузки согласно (16): $T_0=0,5$ сек; $\xi=0,5$; $T=3,1 \cdot 10^{-2}$ сек; $k=3,33$; параметры системы: $T_p=0,1$ сек; $T_p=0,001$ сек; $k=54$; $U_0=27$ в; $r_0=0,03$ ом; $L_A=13,5 \cdot 10^{-4}$ гн; $L_B=2,1 \cdot 10^{-2}$ гн; $L_B=2,52 \cdot 10^{-2}$ гн.

ной СЭП может существенно зависеть от характера и настройки нагрузки, качества нерегулируемого электропитания. Это обстоятельство необходимо учитывать при проектировании ИП с вибрационным РН по предложенной методике расчета, позволяющей учитывать свойства реальных нагрузок, например в виде экспериментальных иммитансных частотных характеристик [Л. 5 и 7].

В системах электропитания, содержащих ИП с управляемым дополнительным сопротивлением, наличие нелинейности типа «произведение координат» при определенных условиях приводит к возникновению несимметричных автоколебаний. Динамическая модель, приведенная на рис. 2, позволяет путем моделирования на АВМ оценить свойства системы, например, возможность линеаризации нелинейной СЭП в зависимости от характера нагрузки. В частности, при простых нагрузках типа R , RC автоколебания в СЭП возникают за пределами областей устойчивости линеаризованных СЭП с резким нарастанием их амплитуды при удалении от последних. Таким образом, использование линейных моделей СЭП в данном случае допустимо.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шаталов А. С. Структурные методы в теории управления и электроавтоматике. М., Госэнергоиздат, 1962.
2. Яковлев Б. С. Вопросы взаимодействия систем управления с источниками питания. — В кн.: Устройства электропитания и электропривода малой мощности. М., «Энергия», 1969, т. 1.
3. Дашенко А. А., Яковлев Б. С. О выборе параметров регулятора э. д. с. источников питания систем управления. — «Изв. вузов. Приборостроение», 1967, № 9.
4. Кириченко А. Г., Яковлев Б. С. Учет влияния и выбор динамических свойств источников питания систем автоматического управления. — «Электричество», 1967, № 10.
5. Методы анализа и синтеза динамических комплексов «источник питания — система управления», раздел IV. — В сб.: Вопросы динамики систем автоматического управления. Под ред. Г. С. Черноруцкого. Челябинск, 1970, труды № 64.
6. Попов Д. А. Частотные характеристики автономных электрических систем. — «Электричество», 1963, № 6.
7. Волович Г. И., Кузнецов В. Ф., Яковлев Б. С. Устройство для определения иммитансных частотных характеристик источников питания и потребителей. А. С. № 332442 (СССР). Опубл. в бюлл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1972, № 10.
8. Айсагалиев С. А., Яковлев Б. С. Об устойчивости нелинейных систем, содержащих блок произведения фазовых координат. — «Изв. АН СССР. Техническая кибернетика», 1972, № 2.
9. Вавилов А. А. Частотные методы расчета нелинейных систем. М., «Энергия», 1970.

[23.5.1973]



Исследование на АВМ процессов в приводе рудничного аккумуляторного электровоза при импульсном регулировании двигателей

Кандидаты техн. наук ЛЮБИМОВ Э. В., САПУНКОВ М. Л.
Пермский политехнический институт

Известные достоинства методов математического моделирования явились основанием для их широкого использования при исследовании различных линейных и особенно нелинейных систем. Нелинейной является и система привода аккумуляторного электровоза с тяговыми двигателями постоянного тока последовательного возбуждения.

В настоящее время перспективным способом регулирования скорости тяговых двигателей является импульсный, осуществляемый с помощью тиристоров. Поэтому задача разработки инженерных ме-

тодов анализа и синтеза систем привода электровоза с таким способом регулирования весьма актуальна. Вместе с тем, импульсное регулирование, по сравнению с существующим реостатным, обуславливает значительное усложнение задачи аналитического исследования процессов в приводе, так как из-за периодического импульсного характера напряжения, прикладываемого к двигателям, качественно изменяются условия протекания этих процессов. На процессы оказывает влияние ряд дополнительных факторов.

В статье приводятся результаты исследования на АВМ процессов в приводе электровоза с учетом таких основных факторов, как нелинейности кривой намагничивания двигателя, вихревых токов в магнитопроводе, влияния работы тиристорного коммутатора. Причем, примененная методика учета этих факторов является приближенной, но вместе с тем, как показали проведенные исследования, обеспечивает достаточную точность результатов для инженерной практики.

Принципиальная схема широтно-импульсного регулирования скорости двигателя и схемы замещения для двух интервалов периода коммутации T_K , соответствующие двигательному режиму и режиму противовключения, приведены на рис. 1. Рабочим коммутирующим элементом в схеме является тиристор T_1 . Для его принудительного закрытия используется устройство с дополнительным тиристором T_2 и контуром коммутации тиристора T_1 (дроссель Dp , емкость C и диод D).

В схемах замещения направления противо-э. д. с. якоря, соответствующие режиму противовключения, и тормозное сопротивление r_T , включаемое в этом режиме, обозначены пунктиром. Влияние вихревых токов учитывается наличием эквивалентного короткозамкнутого контура с индуктивностью $L_{в.т}$ и активным сопротивлением $r_{в.т}$.

На основании схем замещения обобщенные уравнения, описывающие процессы в приводе, в каждом n -м периоде коммутации имеют вид:

при открытом состоянии тиристора T_1 , т. е. при $nT_K \leq t \leq (n+\gamma)T_K$

для основной цепи

$$L_{дв} \frac{di_{дв}}{dt} + (r_{дв} + r_T) i_{дв} + M \frac{di_{в.т}}{dt} \pm e_{я} = u_a, \quad (1)$$

для цепи разряда емкости ($i_{дп} = i_c < 0$)

$$L_{дп} \frac{di_c}{dt} + r_{дп} i_c + u_c = 0; \quad (2)$$

при закрытом состоянии транзистора T_1 , т. е. при $(n+\gamma)T_K \leq t \leq (n+1)T_K$

для цепи заряда емкости через открытый тиристор T_2 ($i_{дп} = i_{дв} = i_c > 0$)

$$L_{дв} \frac{di_{дв}}{dt} + (r_{дв} + r_T) i_{дв} + M \frac{di_{в.т}}{dt} + u_c \pm e_{я} = u_a, \quad (3)$$

для цепи шунтирующего диода при закрытом тиристоре T_2 ($i_c = 0$; $i_{дв} = i_{дш}$)

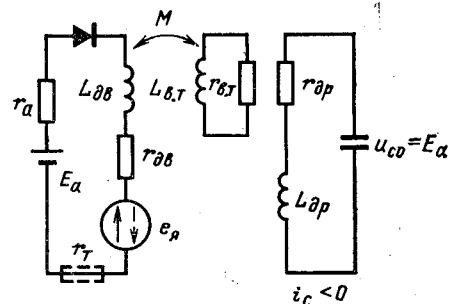
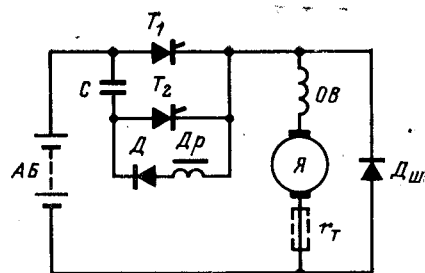
$$L_{дв} \frac{di_{дв}}{dt} + (r_{дв} + r_T) i_{дв} + M \frac{di_{в.т}}{dt} \pm e_{я} = 0. \quad (4)$$

В приведенных уравнениях напряжения на аккумуляторах аккумуляторной батареи и на емкости и противо-э. д. с. двигателя, а также общая индуктивность двигателя соответственно определяются выражениями:

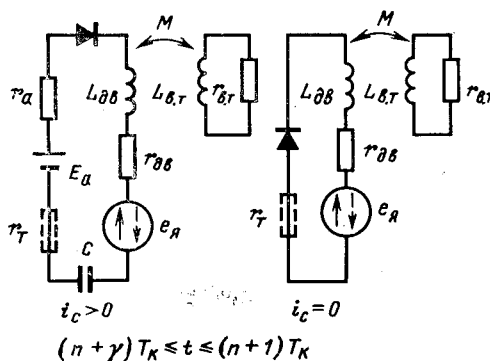
$$u_a = E_a - r_a i_a; \quad u_c = \frac{1}{C} \int_0^t i_c dt; \quad e_{я} = c_e \Phi \omega;$$

$$L_{дв} = L_{в} + L_{я}.$$

В (1), (3) и (4) для двигательного режима $r_T = 0$.



$$nT_K \leq t \leq (n+\gamma)T_K$$



$$(n+\gamma)T_K \leq t \leq (n+1)T_K$$

Рис. 1. Принципиальная схема привода с широтно-импульсным регулированием, соответствующая двигательному режиму и режиму противовключения, и ее схемы замещения.

Магнитный поток и индуктивность обмотки возбуждения являются нелинейными функциями от суммарной н. с. обмотки возбуждения и контура вихревых токов:

$$\Phi = f_1(i_{дв} \omega_{в} + i_{в.т} \omega'_{в.т}); \quad (5)$$

$$L_{в} = f_2(i_{дв} \omega_{в} + i_{в.т} \omega'_{в.т}). \quad (6)$$

Уравнение, описывающее процессы в эквивалентном контуре вихревых токов, имеет вид:

$$L_{в.т} \frac{di_{в.т}}{dt} + r_{в.т} i_{в.т} + M \frac{di_{дв}}{dt} = 0. \quad (7)$$

Определение параметров контура основывается на методике приведения числа витков контура к числу витков обмотки возбуждения [Л. 1 и 2]. Такое приведение ($\omega_{в} = \omega'_{в.т}$) упрощает определение индуктивности контура $L_{в.т}$ и коэффициента взаимной индуктивности M , а также позволяет в выражениях (5) и (6) за аргумент брать не сумму ампер-витков, а сумму токов. Вследствие того, что поток вихревых токов замыкается по тому же пути, что и основной поток, индуктивность $L_{в.т} = L_{в}$. Коэффициент взаимной индуктивности с уче-

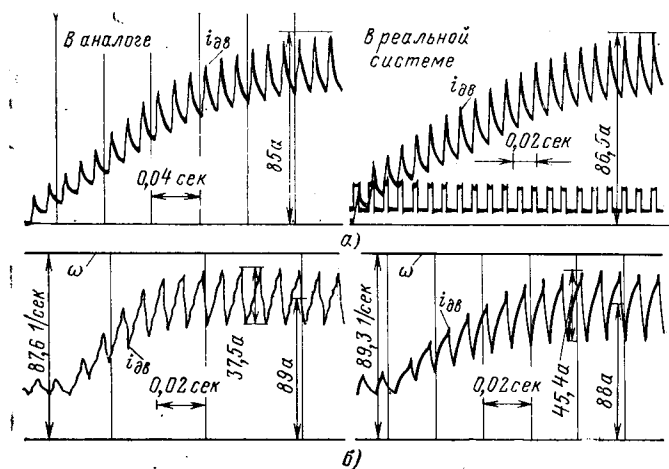


Рис. 2. Кривые электромагнитных переходных процессов в реальном приводе и его аналоге.

а — в двигательном режиме; б — в режиме реостатного торможения.

том потока рассеивания определяется по выражению

$$M = k_{\Phi} \frac{L_a}{\sigma}, \quad (8)$$

где $k_{\Phi} = 1,1-1,5$ — коэффициент, учитывающий потокосцепление дополнительных полюсов; $\sigma = 1,15-1,35$ — коэффициент рассеивания потока.

Среднее значение сопротивления контура вихревых токов можно определить следующим образом:

$$r_{в.т.ср} = k_r r_{дв} = \frac{T_{в.т}}{T_{в.т}} r_{дв}. \quad (9)$$

Здесь k_r — коэффициент пропорциональности (для четырехполюсных машин со сплошными дополнительными полюсами $k_r = 2,4 \div 2,8$, для шестиполюсных — $k_r = 2,2 \div 2,4$ [Л. 1]).

Постоянная времени $T_{в.т}$ может быть определена опытным путем по осциллограммам напряжения на обмотке возбуждения при ее отключении. Хотя, как показали проведенные исследования, эта постоянная нелинейно зависит от тока возбуждения, ее с небольшим приближением можно считать неизменной. Это равносильно предположению, что $r_{в.т}$ находится в той же зависимости от тока, что и индуктивность этого контура, т. е. учитывая (9),

$$r_{в.т} = L_{в} \frac{r_{дв}}{r_{в} T_{в.т}}. \quad (10)$$

Таким образом, использование для определения параметров контура вихревых токов выражений (8) и (10) позволяет при построении математического аналога привода воспользоваться одной общей нелинейной зависимостью (6).

Уравнение моментов привода для рассматриваемых режимов имеет вид:

$$\pm M_{дв} \mp M_c = J_{вр} \frac{d\omega}{dt}. \quad (11)$$

Предлагаемая методика была опробована на примере моделирования приводов с двигателями типа МТ и ЭДР. Сравнение результатов моделирования с экспериментальными показало, что расхож-

дение в значениях амплитуды пульсации тока двигателя составляет не более 10%, а в кривых средних значениях — не более 5% (рис. 2,а).

На основании анализа результатов моделирования установлено следующее. Поскольку в аналоге воспроизведено условие зависимой коммутации тиристоров, заключающееся в том, что длительность открытого состояния рабочего тиристора в процессе его гашения определяется моментом открытия гасящего тиристора и началом перезаряда коммутирующей емкости, а длительность открытого состояния гасящего — временем перезаряда емкости, то при несогласованных параметрах модели цепи гашения с параметрами привода в аналоге, так же как и в реальной системе, происходят срывы импульсного управления. При подобранных же параметрах в аналоге обеспечивается устойчивое импульсное управление.

Непосредственное влияние цепи гашения в рассматриваемых режимах на процессы в приводе проявляется в основном на увеличении амплитуды пульсации тока двигателя (возникают дополнительные кратковременные импульсы на границах интервалов периодов коммутации, высота которых зависит от частоты коммутации, скважности, параметров цепи двигателя и др.).

Можно отметить, что до частоты коммутации 200—250 гц это влияние незначительно (высота дополнительных импульсов не превышает 2—5% от амплитуды пульсаций). Однако при частоте 300—500 гц и более влияние цепи гашения уже заметно сказывается на величине пульсаций тока двигателя и диапазоне регулирования напряжения.

Таким образом, моделирование тиристорного коммутатора с цепью гашения тиристоров следует рассматривать как весьма простой и удобный способ подбора параметров этой цепи применительно к конкретным параметрам исследуемого привода. В дальнейшем же из-за малости ее влияния на основные процессы она может не учитываться.

Моделированием установлено, что влияние вихревых токов на процессы в цепи двигателя весьма существенно. Так, применительно к двигателям типа МТ и ЭДР при частоте коммутации $f_k = 50-100$ гц и скважности 0,5 неучет контура вихревых токов приводит к уменьшению на 30—40% максимальной амплитуды пульсации тока двигателя, чем в реальной системе. Меньшими значениями частоты соответствует большее расхождение результатов. При учете же контура вихревых токов расхождение в амплитуде составляет не более 5—10%. Влияние вихревых токов на характер переходных процессов наглядно иллюстрируют осциллограммы, приведенные на рис. 3. Установлено также, что принятое при моделировании постоянство $T_{в.т}$ не вызывает значительных погрешностей. Так, например, уменьшение его в 4 раза обуславливает уменьшение амплитуды пульсации лишь на 15—25%.

При выборе рациональной частоты коммутации тиристоров, на наш взгляд, можно учитывать только два основных показателя, характеризующих импульсную систему привода: допустимую амплитуду пульсаций тока двигателя и наиболее возможный диапазон устойчивого регулирования скважности импульсов.

Исследованиями на АВМ установлено, что для двигателей типов МТ и ЭДР значения рациональной частоты коммутации, обеспечивающей амплитуду пульсаций тока не более 20% и диапазон не менее 1:8, лежат в пределах 80—160 гц.

В приводе аккумуляторных электровозов внутреннее сопротивление батареи соизмеримо с сопротивлением цепи двигателя и изменяется в значительных пределах в процессе ее эксплуатации. Анализ результатов моделирования при вариациях величины сопротивления аккумуляторов показывает, что в двигательном режиме с увеличением этого сопротивления ($r_a \gg r_{дв}$) значительно снижаются максимальные значения тока в переходных процессах и тем существенно, чем больше скважность импульсов. Интенсивность разгона привода и установившиеся скорости при этом также снижаются. Если $r_a < r_{дв}$, то время установления максимумов тока уменьшается за счет уменьшения электромагнитной постоянной цепи (по сравнению, когда $r_a = 0$), однако уже при $r_a = r_{дв}$ это время и время переходных процессов увеличивается. Сравнительно большая величина и особенно непостоянство сопротивления аккумуляторов сказываются и на устойчивости работы схемы гашения тиристоров. Следовательно, при расчете конкретной системы привода электровоза необходимо оценивать влияние реально возможного изменения величины сопротивления батареи как на характер квазистационарных процессов, так и на динамические характеристики привода.

Для режима противовключения, помимо отмеченных выше аналогичных особенностей, важным является и определение рациональной величины тормозного сопротивления. Установлено, что вариацией параметров аналога для каждого конкретного привода можно определить такое отношение $r_t/r_{дв}$, которое обеспечивает и наименьшие пульсации тока двигателя и довольно широкую область изменения жесткости тормозных характеристик. Так, например, для исследованных типов двигателей рудничных электровозов оптимальные значения этого соотношения лежат в пределах 7—15.

На основе предложенной методики можно исследовать и другие режимы работы привода, в частности, режимы реостатного и рекуперативного торможения. Характерным для этих режимов является то, что при открытом состоянии тиристорного коммутатора двигатель шунтируется и возбуждается в условиях, близких к короткому замыканию. Во второй интервал периода коммутации, когда коммутатор закрыт, ток двигателя протекает в контуре: двигатель — тормозное сопротивление (реостатное торможение); двигатель — аккумуляторная батарея (рекуперативное торможение). В соответствии с этим для обоих режимов схемы замещения привода, дифференциальные уравнения и схемы аналога для первого интервала периода коммутации одинаковы, а для второго интервала отличаются за счет э. д. с. аккумуляторов. Кроме того, при рекуперативном торможении из-за наличия диода в цепи батареи возможна работа двигателя с прерывистыми токами. Математически это означает, что ток двигателя в дифференциальном уравнении для отрезков времени $(n + \gamma)T_k \leq t \leq (n + 1)T_k$ дол-

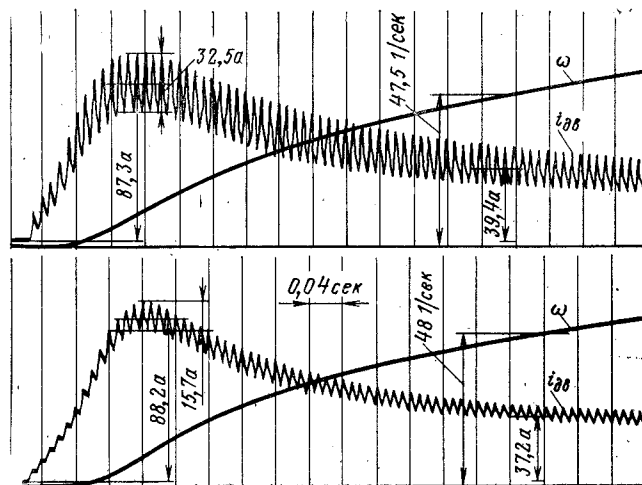


Рис. 3. Осциллограммы электрохимических переходных процессов в аналоге привода с учетом (верхняя) и без учета (нижняя) влияния вихревых токов.

жен подчиняться условию:

$$i_{дв} = \begin{cases} i_a & \text{при } u_d > 0; \\ 0 & \text{при } u_d < 0, \end{cases} \quad (12)$$

где $u_d = u_{дв} - E_a - i_a r_a$ — напряжение между анодом и катодом диода; i_a — ток аккумуляторной батареи; $u_{дв}$ — напряжение на зажимах двигателя.

Указанные выше особенности необходимо было дополнительно учесть при составлении схемы аналога рассматриваемых режимов. При исследовании основное внимание уделялось процессам, характеризующим работу привода, поэтому коммутатор считался идеальным, т. е. процессы в цепи гашения тиристоров не учитывались.

Сравнение результатов моделирования и экспериментов для рассматриваемых режимов применительно к приводам с двигателями типа МТ и ЭДР показало, что предлагаемая методика дает возможность проводить исследования с достаточной для инженерной практики точностью, так как отличие результатов для реостатного торможения не превышало: по амплитуде пульсации тока двигателя 15%, в кривых средних значений 5% (рис. 2,б), а для рекуперативного торможения соответственно 30 и 10%.

Большие отличия в результатах для этих режимов по сравнению с двигательным режимом, очевидно, обусловлены принятой идеализацией коммутатора, неточностями определения и учета параметров и характеристик привода. При моделировании режима рекуперативного торможения дополнительно сказывается неучет особенностей импульсного заряда аккумуляторной батареи, заключающихся в непостоянстве ее внутреннего сопротивления и э. д. с.

Выводы. 1. В исследуемом приводе электровоза с импульсным управлением переходные процессы имеют аperiодический характер при различной вариации параметров и допустимых изменениях управляющих и возмущающих воздействий.

2. Интенсивность рекуперативного торможения значительно ниже, чем реостатного. При одинако-

вых начальных условиях торможения привода и скажности импульсов установившиеся скорости отличаются на 20—40% и более.

3. Работа двигателей в этих режимах характеризуется значительными пульсациями тока. Так, например, для двигателя ЭДР-10 при частоте 100—200 гц амплитуда пульсации составляет 40—25% от $I_{\text{дв.ном.}}$. Величина пульсаций уменьшается с увеличением частоты и резко возрастает при увеличении э. д. с. аккумуляторов и скорости двигателя.

4. Значения рациональной частоты коммутации для двигателей типов МТ и ЭДР при идеальном коммутаторе находятся в пределах 160—320 гц.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Алексеев А. Е. и др. Переходный процесс при ударном включении вращающегося двигателя. — Изв. вузов. Электромеханика», 1961, № 9.
2. Некрасов В. И. Применение электронных машин непрерывного действия для исследования переходных процессов в силовых цепях электровозов. — Изв. вузов. Электромеханика», 1966, № 3.
3. Груздев И. А. и др. Метод расчета цепей с вентиляемыми элементами на АВМ. — В кн.: Вопросы теории и применения математического моделирования. Сб. статей под ред. И. М. Витенберга и др. М., «Советское радио», 1965, с. 494—507.
4. Дунаевский С. Я. и др. Моделирование элементов электромеханических систем. М.—Л., «Энергия», 1966, с. 218—225. [20.3.1973]



УДК 62-83:621.877.7

Температурная стабилизация характеристик узла токоограничения экскаваторных электроприводов

Канд. техн. наук КИШКО Р. С.
Львовский политехнический институт

При эксплуатации экскаваторных электроприводов температура электрических машин и элементов системы управления изменяется в очень широких пределах. Это обусловлено как колебаниями температуры окружающей среды, так и нагревом электрических машин и элементов системы управления в процессе их работы. Изменение температурных условий вызывает нестабильность характеристик электроприводов, которая проявляется в изменении величин моментов и рабочих скоростей привода.

В экскаваторных электроприводах постоянного тока широко распространены схемы, в которых сигналом $U_{\text{вх}}$ цепи обратной связи (ОС) по току служит напряжение на обмотках добавочных полюсов (ДП) и компенсационных обмотках (КО) генераторов и двигателей. В этих системах на стабильность моментов в наибольшей мере влияет узел токоограничения [Л. 1 и 2]. Вследствие изменения значения сопротивления обмоток ДП и КО при колебаниях температуры нарушается пропорциональность между напряжением $U_{\text{вх}}$ и током якоря, что приводит к изменению токов отсечки $I_{\text{отс}}$ и стопорных токов $I_{\text{ст}}$, а соответственно и моментов $M_{\text{отс}}$ и $M_{\text{ст}}$. Из сравнительно высокого температурного коэффициента сопротивления (ТКС) меди ($\alpha=0,004$ 1/°С) изменение величин $M_{\text{отс}}$ и $M_{\text{ст}}$ в климатических условиях СССР может достигать $\pm(40—50\%)$ [Л. 1]. Уменьшение моментов приводит к понижению производительности экскаватора, а чрезмерное увеличение стопорных токов и моментов (при понижении температуры) является одной из причин аварий в электрических машинах и механизмах экскаватора.

Для температурной стабилизации стопорных токов в схемах с потенциометрической задержанной ОС по току применяется автоматическое изменение значения эталонного напряжения сравнения U_0 в функции температуры [Л. 3—5]. Однако не все из указанных в [Л. 3—5] схем являются простыми, надежными и обеспечивающими требуемую точность.

Кроме того, такой способ стабилизации в принципе не может быть применен в прогрессивных схемах задержанных ОС по току с применением кремниевых стабилитронов, а также в схемах подчиненного типа, в которых используется линейная ОС по току.

На экскаваторе ЭКГ-8И одним из средств температурной стабилизации является никелевый терморезистор, который устанавливается в потоке выходящего из генератора воздуха и включается последовательно с обмоткой ОС по току [Л. 6]. Этот способ является в настоящее время одним из наиболее совершенных применительно к линейной ОС по току. Однако он не может быть применен в схемах задержанных ОС по току. Кроме того, при указанном способе ограничиваются возможности настройки узла температурной стабилизации и достижения требуемой точности из-за сравнительно низкого ТКС никеля и отсутствия непосредственного теплового контакта между терморезистором и обмоткой.

Известны также схемы температурной стабилизации с помощью трансформаторов постоянного тока [Л. 4 и 7] или магнитного усилителя, который усиливает сигнал от измерительного шунта [Л. 2]. В обоих случаях схемы узла токоограничения усложняются и понижается их надежность. Более просто можно получить сигнал, пропорциональный току якоря независимо от температуры, с помощью схем с термозависимыми делителями напряжения. На рис. 1 приведены такие схемы применительно к случаю, когда напряжение $U_{\text{вх}}$ снимается с добавочных полюсов генератора (ДПГ) и двигателя (ДПД). В качестве термозависимого элемента в схеме рис. 1,а применен терморезистор R_T с положительным ТКС, а в схемах рис. 1,б и 1,в — с отрицательным ТКС. Резисторы R_1 , R_2 и R_d выполняются из материала с пренебрежимо малым ТКС. На рис. 1,б в качестве примера показан вариант схемы задержанной ОС по току с применением кремниевых стабилитронов. Однако узел тер-

мостабилизации этой схемы может быть применен и в других вариантах схем задержанных ОС по току. На рис. 1, в изображена схема линейной ОС по току.

При одинаковом температурном состоянии терморезисторов и обмоток ДПГ и ДПД выбором параметров элементов схем рис. 1 можно обеспечить пропорциональность напряжения U_2 току якоря с достаточно высокой точностью независимо от температуры машин.

Схема рис. 1, а имеет ограниченные возможности применения, так как известные в настоящее время материалы с приблизительно линейной температурной характеристикой, например никель, имеют малый ТКС. При этом напряжение U_2 будет значительно меньше $U_{вх}$, что приведет к понижению передаточного коэффициента ОС. Передаточный коэффициент ОС зависит также от значения сопротивления терморезистора. Для повышения передаточного коэффициента требуется уменьшение сопротивления терморезистора, а следовательно, увеличение его мощности и габаритов. Это затруднит размещение терморезистора в электрической машине, что необходимо для обеспечения одинакового температурного состояния терморезистора и обмоток ДПГ и ДПД.

В последнее время разработаны полупроводниковые терморезисторы с очень большим положительным ТКС, так называемые позисторы [Л. 8]. Однако применить выпускаемые в настоящее время нашей промышленностью позисторы невозможно из-за существенно нелинейной зависимости их ТКС от температуры.

Стабилизация характеристик задержанных ОС по току. В схеме рис. 1, б могут быть применены полупроводниковые терморезисторы (ПТР) с отрицательным ТКС. В рабочем диапазоне температур температурная характеристика ПТР достаточно точно описывается уравнением [Л. 9]

$$R_T = R_\infty e^{B/T}, \quad (1)$$

где R_T — сопротивление рабочего тела ПТР при данной температуре, ом; T — температура, °К; R_∞ , B — коэффициенты, постоянные для данного экземпляра ПТР.

Тогда условие стабилизации тока $I_{отс}$ в схеме рис. 1, б при соответствии температурного состояния ПТР и обмоток ДПГ и ДПД, а также при напряжении пробоя стабилитронов $U_3 = \text{const}$ запишется уравнениями:

$$\frac{U_{вх.отс.о} [1 + \alpha(T_1 - T_0)] (R_2 + R_\infty e^{B/T_1})}{R_1 + R_2 + R_\infty e^{B/T_1}} = U_3; \quad (2)$$

$$\frac{U_{вх.отс.о} [1 + \alpha(T_2 - T_0)] (R_2 + R_\infty e^{B/T_2})}{R_1 + R_2 + R_\infty e^{B/T_2}} = U_3; \quad (3)$$

где T_1 и T_2 — температура соответственно в начале и конце расчетного диапазона температур;

Решая совместно (2) и (3) и переходя к относительным единицам, получаем:

$$\rho_2 = \frac{R_2}{R_\infty} = \frac{(1 - \beta - \alpha T_0) (e^{B/T_1} - e^{B/T_2}) + \alpha (T_1 e^{B/T_1} - T_2 e^{B/T_2})}{\alpha (T_2 - T_1)}; \quad (4)$$

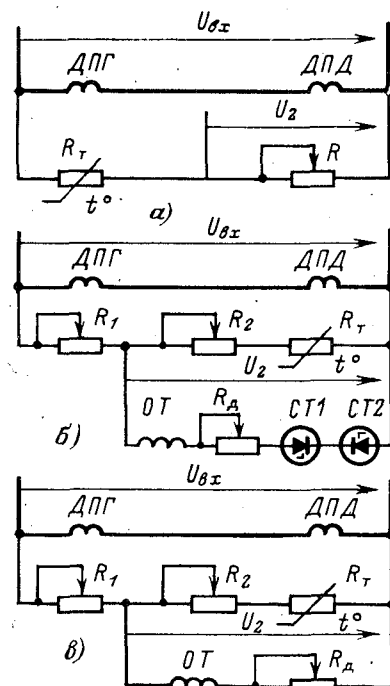


Рис. 1. Принципиальные схемы узлов температурной стабилизации.

$$\rho_1 = \frac{R_1}{R_\infty} = \frac{1 - \beta + \alpha (T_1 - T_0)}{\beta} (\rho_2 + e^{B/T_1}), \quad (5)$$

где

$$\beta = \frac{U_3}{U_{вх.отс.о}}.$$

Подобрав терморезистор и задавшись величиной β , с помощью выражений (4) и (5) можно определить значения ρ_1 и ρ_2 , при которых обеспечивается точная стабилизация тока $I_{отс}$ в крайних точках расчетного диапазона температур. Внутри этого диапазона температур, а также за его пределами стабилизация будет осуществляться с некоторой погрешностью.

Значение напряжения $U_{отс.т}$, подаваемого с делителя в цепь задержанной ОС по току при $I_{я} = I_{отс}$, для любого текущего значения температуры T определяется выражением

$$U_{отс.т} = \frac{U_{вх.отс.о} [1 + \alpha (T - T_0)] (\rho_2 + e^{B/T})}{\rho_1 + \rho_2 + e^{B/T}}. \quad (6)$$

Тогда абсолютная погрешность стабилизации при температуре T

$$\Delta U_{отс} = U_3 - U_{отс.т} = U_3 - \frac{U_{вх.отс.о} [1 + \alpha (T - T_0)] (\rho_2 + e^{B/T})}{\rho_1 + \rho_2 + e^{B/T}}. \quad (7)$$

Относительная погрешность стабилизации тока $I_{отс}$

$$\delta I_{отс} = \delta U_{отс} = \frac{\Delta U_{отс}}{U_3} = 1 - \frac{[1 + \alpha (T - T_0)] (\rho_2 + e^{B/T})}{\beta (\rho_1 + \rho_2 + e^{B/T})}. \quad (8)$$

Подставляя в (8) выражения (4) и (5), после преобразований получаем:

$$\delta I_{отс} = 1 - \frac{[1 + \alpha(T - T_0)] [C_1 + \alpha(T_2 - T_1) e^{B/T}]}{C_2 + \alpha(T_2 - T_1) e^{B/T}}, \quad (9)$$

где

$$C_1 = (1 - \beta - \alpha T_0) (e^{B/T_1} - e^{B/T_2}) + \alpha (T_1 e^{B/T_1} - T_2 e^{B/T_2});$$

$$C_2 = C_1 [1 + \alpha(T_1 - T_0)] + \alpha(T_2 - T_1) [1 - \beta + \alpha(T_1 - T_0)] e^{B/T_1}.$$

Для определения максимальной погрешности исследуем выражение (9) на экстремум. Приняв $\delta I'_{отс} = 0$, определим значение температуры T , при которой погрешность будет максимальной. Подставив полученное значение T в выражение (9), можно определить максимальное значение погрешности $\delta I_{отс}$. Уравнение производной $\delta I'_{отс}$ — трансцендентное, и решение его связано с громоздкими вычислениями. Кроме того, температуры T_1 и T_2 обычно следует принимать внутри рассматриваемого диапазона температур. При этом значение погрешности стабилизации в крайних точках рассматриваемого диапазона температур может оказаться больше максимального значения погрешности, определенного указанным выше способом. Более простым и полным является непосредственное определение погрешности $\delta I_{отс} = f(T)$ согласно выражению (9).

Анализ выражения (9) показывает, что значение погрешности $\delta I_{отс}$ зависит от выбранного расчетного диапазона температур (T_1 и T_2), а также величин β , B и T . Для выяснения влияния этих параметров на значение $\delta I_{отс}$ с помощью ЦВМ «Промінь-М» был проведен расчет зависимостей $\delta I_{отс} = f(T)$ при различных величинах T_1 , T_2 , β и B . В табл. 1 приведены основные данные расчета, соответствующие параметрам элементов узла температурной стабилизации, при которых обеспечивается минимальная величина погрешности $\delta I_{отс}$.

Анализ результатов расчета показывает, что погрешность стабилизации повышается с ростом значения B . Это следует учитывать при выборе ПТР. Для выпускаемых нашей промышленностью медно-марганцевых ПТР (типа ММТ) и для мощных ПТР конструкции Ростовского-на-Дону института инженеров железнодорожного транспорта (РИИЖТ) [Л. 10] $B \approx 2000 - 3000^\circ\text{K}$, а для кобальто-марганцевых (типа КМТ) $B \approx 3500 - 5200^\circ\text{K}$. Поэтому в рассматриваемой схеме температурной стабилизации следует рекомендовать к применению ПТР типа ММТ и конструкции РИИЖТ, при которых можно обеспечить меньшую погрешность $\delta I_{отс}$.

Представляет интерес случай перекомпенсации, при котором с понижением температуры уменьша-

ется ток $I_{отс}$, а с повышением температуры увеличивается ток $I_{отс}$. Такое изменение тока $I_{отс}$ может быть использовано для стабилизации моментов электроприводов, в которых не обеспечивается постоянство тока возбуждения двигателей при изменении температурных условий. Перекомпенсацию тока $I_{отс}$ целесообразно использовать также для уменьшения моментов привода при низких температурах, когда уменьшается прочность металлоконструкций из-за явления хладоломкости. В схеме рис. 1,б в случае возможности применения стабилитронов с положительным температурным коэффициентом напряжения облегчается как стабилизация тока $I_{отс}$, так и его перекомпенсация.

Стабилизация характеристик линейной ОС по току. В схеме рис. 1,а, как и в схеме рис. 1,б, могут быть применены ПТР с отрицательным ТКС. Обозначим в рассматриваемой схеме $R_{от} + R_d = R_3$. Если принять $R_3 = \text{const}$, что справедливо при $R_d \gg R_{от}$, то при соответствии температурного состояния терморезистора и обмоток ДПГ и ДПД условие температурной стабилизации стопорного тока $I_{ст}$ при трех значениях температур T_1 , T_2 и T_3 запишется следующей системой уравнений:

$$\frac{U_{вх.ст.о} [1 + \alpha(T_1 - T_0)] \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_1}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_1}}}{R_1 + \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_1}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_1}}} = U_2; \quad (10)$$

$$\frac{U_{вх.ст.о} [1 + \alpha(T_2 - T_0)] \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_2}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_2}}}{R_1 + \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_2}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_2}}} = U_2; \quad (11)$$

$$\frac{U_{вх.ст.о} [1 + \alpha(T_3 - T_0)] \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_3}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_3}}}{R_1 + \frac{(R_2 + R_{от} e^{B/T_3}) R_3}{R_2 + R_3 + R_{от} e^{B/T_3}}} = U_2, \quad (12)$$

где $U_{вх.ст.о}$ — значение напряжения $U_{вх}$ при токе $I_{ст}$ и температуре 0°C ; $U_2 = I_{от.ст} R_3 = \text{const}$ — напряжение, прикладываемое к цепи обмотки ОТ обратной связи по току при $I_{я} = I_{ст}$; $I_{от.ст}$ — значение тока в обмотке ОТ, при котором достигается значение тока $I_{ст}$.

Решая (10) — (12) и переходя к относительным единицам, получаем:

$$\rho_2 = \frac{R_2}{R_{от}} = \frac{[1 + \alpha(T_2 - T_0)] (e^{B/T_1} - e^{B/T_3}) e^{B/T_2} -}{[1 + \alpha(T_1 - T_0)] (e^{B/T_2} - e^{B/T_3}) -} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{-[1 + \alpha(T_1 - T_0)] (e^{B/T_2} - e^{B/T_3}) e^{B/T_1} -}{-[1 + \alpha(T_2 - T_0)] (e^{B/T_1} - e^{B/T_3}) +} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{-1 + \alpha(T_3 - T_0) (e^{B/T_1} - e^{B/T_2}) e^{B/T_3}}{+ [1 + \alpha(T_3 - T_0)] (e^{B/T_1} - e^{B/T_2})}; \quad (13)$$

Таблица 1

$T_1, ^\circ\text{K}$	$T_2, ^\circ\text{K}$	β	$B, ^\circ\text{K}$	ρ_1	ρ_2	$\delta I_{отс}, \%$
253	373	0,73	1 500	116,26	70,874	$\pm 1,4$
243	373	0,775	2 000	576,44	501,74	$\pm 2,2$
250	373	0,82	2 500	2683,5	2979,6	$\pm 2,9$
250	372	0,845	3 000	13 432	17 418	$\pm 3,8$
244	381	0,85	3 500	71 870	100 200	$\pm 4,4$

$$\rho_3 = \frac{R_3}{R_\infty} = \frac{(\rho_2 + e^{B/T_1}) \times}{[1 + \alpha(T_1 - T_0) - \gamma](T_3 - T_2) e^{B/T_1} -} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{\times (e^{B/T_2} - e^{B/T_3}) \times}{- [1 + \alpha(T_2 - T_0) - \gamma](T_3 - T_1) e^{B/T_2} +} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{\times (T_3 - T_1)(T_2 - T_1) \alpha}{+ [1 + \alpha(T_3 - T_0) - \gamma](T_2 - T_1) e^{B/T_3}}; \quad (14)$$

$$\rho_1 = \frac{R_1}{R_\infty} =$$

$$= \frac{[1 + \alpha(T_2 - T_0) - \gamma] e^{B/T_2} - [1 + \alpha(T_3 - T_0) - \gamma] e^{B/T_3}}{(e^{B/T_2} - e^{B/T_3}) \gamma} \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{-(T_3 - T_2) \rho_2 \alpha}{- e^{B/T_3} \gamma} \rho_3, \quad (15)$$

где

$$\gamma = \frac{U_2}{U_{\text{вх.ст.о}}}. \quad (16)$$

Если элементы системы электропривода при их работе в области режима стопорения считать линейными, относительная погрешность стабилизации стопорного тока

$$\delta I_{\text{ст}} = \delta U_{\text{ст}} = \frac{\Delta U_{2\text{т}}}{U_2} =$$

$$= 1 - \frac{[1 + \alpha(T - T_0)] (\rho_2 + e^{B/T}) \rho_3}{\gamma [\rho_1 (\rho_2 + \rho_3 + e^{B/T}) + \rho_3 (\rho_2 + e^{B/T})]}. \quad (17)$$

Аналогично, как и для схемы задержанной ОС, с помощью цифровой вычислительной машины «Промінь-М» был проведен анализ влияния параметров γ , B , T_1 , T_2 , T_3 и T на погрешность $\delta I_{\text{ст}}$ и определены значения параметров, при которых обеспечивается минимальная погрешность $\delta I_{\text{ст}}$ в диапазоне температур от -40° до $+120^\circ\text{C}$. Некоторые из возможных вариантов сочетания параметров, при которых обеспечиваются минимальные значения $\delta I_{\text{ст}}$, приведены в табл. 2.

Сравнение данных табл. 1 и 2 показывает, что в случае схемы рис. 1,а может быть обеспечена точность стабилизации немного выше, чем в случае схемы рис. 1,б. Однако, если в схеме рис. 1,б параллельно цепочке $R_2 - R_T$ включить резистор R_3 и соотношение между величинами R_1 , R_2 и R_3 будет таким же, как и в схеме рис. 1,а, точность стабилизации будет одинаковой ($\delta I_{\text{отс}} = \delta I_{\text{ст}}$).

Выбор элементов термозависимого делителя напряжения. Для обеспечения требуемых характеристик электропривода значение сопротивления резистора R_1 в схеме рис. 1,б может быть определено согласно выражению

$$R_1 = \frac{(1 - k_{\text{отс}}) U_2 - k_{\text{отс}} I_{\text{от.ст}} R_{\Sigma \text{от}}}{\beta k_{\text{отс}} I_{\text{от.ст}}}, \quad (18)$$

Таблица 2

$T_1, ^\circ\text{K}$	$T_2, ^\circ\text{K}$	$T_3, ^\circ\text{K}$	γ	$B, ^\circ\text{K}$	ρ_1	ρ_2	ρ_3	$\delta I_{\text{ст}}, \%$
241	301	377	0,7	1 500	112,54	61,924	2392,3	$\pm 0,9$
				2 000	549,49	408,84	4525,0	$\pm 1,5$
				2 500	2737,4	2440,6	16 485	$\pm 2,2$
				3 000	13 897	13 902	71 612	$\pm 3,1$
				3 500	71 366	77 219	336 890	$\pm 3,9$

где

$$k_{\text{отс}} = \frac{I_{\text{отс}}}{I_{\text{ст}}};$$

$R_{\Sigma \text{от}} = R_{\text{от}} + R_d + R_{\text{кс}} + R_{\text{кд}}$ — суммарное сопротивление цепи обмотки ОТ; $R_{\text{кс}}$ — прямое сопротивление стабилитрона; $R_{\text{кд}}$ — дифференциальное сопротивление стабилитрона.

Тогда постоянная терморезистора $R_\infty = R_1/\rho_1$, а $R_2 = \rho_2 R_\infty$.

Оценим стабилизацию тока $I_{\text{ст}}$ в рассмотренной схеме. Если пренебречь имеющейся незначительной погрешностью температурной стабилизации тока $I_{\text{отс}}$, изменение тока $I_{\text{ст}}$ может быть охарактеризовано по изменению коэффициента $k_{\text{отс}}$ согласно выражению

$$k_{\text{отс}} = \frac{U_2}{\left[R_{\Sigma \text{от}} + \frac{\beta R_1}{1 + \alpha(T - T_0)} \right] I_{\text{от.ст}} + U_2}. \quad (19)$$

Как видно из выражения (19), при больших значениях $k_{\text{отс}}$, которые требуются в экскаваторных электроприводах, влияние колебания температуры на изменение $k_{\text{отс}}$ незначительно. Это объясняется не только тем, что $U_2 \gg \left[R_{\Sigma \text{от}} + \frac{\beta R_1}{1 + \alpha(T - T_0)} \right] I_{\text{от.ст}}$,

но и компенсацией уменьшения члена $\frac{\beta R_1}{1 + \alpha(T - T_0)}$ при росте температуры увеличением $R_{\Sigma \text{от}}$ из-за нагрева обмотки ОТ.

Из (19) также следует, что в системах с высоким коэффициентом усиления, для которых характерны малые значения $I_{\text{от.ст}}$, требуемые значения $k_{\text{отс}}$ достижимы даже при сравнительно больших значениях R_1 , т. е. при использовании маломощных делителей напряжения, выполненных с использованием серийно выпускаемых промышленностью ПТР. При малых коэффициентах усиления системы обеспечить требуемые значения $k_{\text{отс}}$ можно, применив мощные ПТР конструкции РИИЖТ. В некоторых случаях может потребоваться включение в цепь токоограничения дополнительных усилительных элементов.

Параметры элементов схемы линейной ОС могут быть определены в следующей последовательности. По заданным значениям $U_{\text{вх.ст.о}}$, $I_{\text{от.ст}}$ и γ определяют значение R_3 . Тогда постоянная терморезистора $R_\infty = R_3/\rho_3$, а $R_1 = \rho_1 R_\infty$ и $R_2 = \rho_2 R_\infty$. Величины ρ_1 , ρ_2 и ρ_3 в приведенных расчетах следует брать из табл. 1 и 2, не прибегая повторно к громоздким расчетам с помощью выражений (4), (5), (9) и (13) — (17).

Возможные отклонения действительных и принятых в расчете постоянных B , обусловленные технологическим разбросом параметров ПТР, незначительно влияют на величину погрешностей $\delta I_{\text{отс}}$ и $\delta I_{\text{ст}}$. Это видно из рис. 2, где в качестве примера применительно к схеме рис. 1,б приведены зависимости $\delta I_{\text{отс}} = f(\theta)$ при изменении B на $\pm 10\%$ и неизменных значениях ρ_1 и ρ_2 , рассчитанных для номинального $B = 2000^\circ\text{K}$. В случае схемы рис. 1,а изменение погрешности $\delta I_{\text{ст}}$ является еще меньшим,

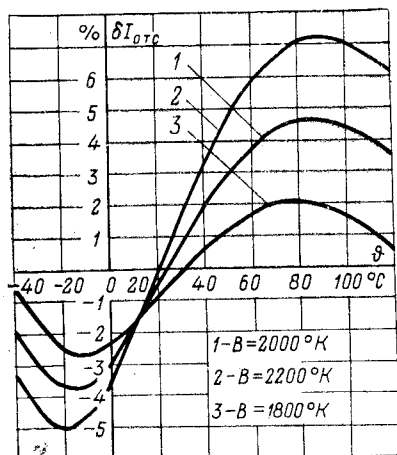


Рис. 2. Расчетные зависимости погрешностей температурной стабилизации тока отсечки электропривода механизма поворота экскаватора ЭШ 15/90А от температуры машин с учетом технологического разброса параметров ПТР.

$$U_{вх.отс.0}=6,91 \text{ в}; \beta=0,75; R_{\infty}=0,0535 \text{ ом}; R_1=30 \text{ ом}; R_2=20 \text{ ом}.$$

В приведенных выше расчетах, относящихся к схеме рис. 1,а, не учитывалось изменение сопротивления $R_{от}$, вызванное нагревом обмотки ОТ, а также возможные расхождения между налагодными и расчетными значениями тока $I_{от.ст}$. Выяснить влияние указанных факторов можно из кривых, приведенных на рис. 3. Расчет кривой 1 выполнен согласно выражению (17), т. е. без учета нагрева обмотки ОТ, а кривых 2—6 — согласно выражению для погрешности $\delta I_{ст}$, выведенного в предположении, что температуры обмоток ДП и КО машин, а также обмотки ОТ равны. Указанное выражение имеет вид:

$$\delta I_{ст} = \delta I_{от.ст} = 1 - \frac{R_{ст.0} [1 + \alpha (T - T_0)] \times}{R_1 \{R_2 + R_{\infty} e^{B/T} + R_d + R_{от.0} [1 + \alpha (T - T_0)]\} +} \times (R_2 + R_{\infty} e^{B/T}) \rightarrow + (R_2 + R_{\infty} e^{B/T}) \{R_d + R_{от.0} [1 + \alpha (T - T_0)]\}, \quad (20)$$

где $R_{ст.0} = \frac{U_{вх.ст.0}}{I_{от.ст}}$; $R_{от.0}$ — сопротивление обмотки ОТ при температуре 0 °С.

При расчетах принималось, что при температуре $T_2=301^\circ\text{K}$ $R_d=R_{от}$. В качестве терморезистора предполагалось применение трех соединенных параллельно ПТР конструкции РИИЖТ с $R_{20^\circ\text{C}}=29,6 \text{ ом}$.

Сравнение кривых 1 и 2, приведенных на рис. 3, показывает, что при соизмеримых величинах R_d и $R_{от}$ влиянием нагрева обмотки ОТ пренебречь нельзя. За счет изменения сопротивления обмотки ОТ облегчается достижение термостабилизации и перекompенсации тока $I_{ст}$. При понижении нагрузки делителя степень перекompенсации увеличивается (кривая 3), а при повышении — уменьшается (кривые 4—6). Сравнение кривых 2—4 показывает, что при расчетных значениях R_1 , R_2 и R_T изменение величины нагрузки в 2—3 раза вызывает изменение погрешности стабилизации всего на 3—4 %. Это об-

легчает выбор элементов термозависимого делителя и наладку схемы токоограничения. Номинальное сопротивление ПТР может быть выбрано с отклонением от расчетного. Только пропорционально этому отклонению при наладке необходимо изменить значения R_1 и R_2 , а требуемого значения тока $I_{ст}$ следует добиваться путем изменения величины R_d . Подобно указанному можно поступать и при наладке схемы рис. 1,б. Изменение величины тока $I_{отс}$ осуществляется, как в схеме без термостабилизации, например путем подбора стабилитронов.

Из кривой 5 видно, что с помощью схемы рис. 1,в можно обеспечить температурную стабилизацию даже при сравнительно больших мощностях обмоток ОТ. В случае еще большей мощности обмоток необходимо увеличить число параллельно соединенных ПТР. Можно также применить ПТР с меньшим номинальным сопротивлением и работающих в нелинейном режиме, т. е. когда ПТР прогреваются протекающим через них током. При небольших перегревах ПТР по отношению к обмоткам ДП и КО машин изменение погрешности стабилизации ничтожно мало. Подтверждением этому является кривая 7, рассчитанная при тех же параметрах, что и кривая 5, но с учетом нагрева ПТР. Расчет проведен с использованием вольт-амперных характеристик ПТР для случая нагрева машин от 0° до 80 °С в предположении, что номинальный ток машин $I_n=0,56 I_{ст}$. Максимальный перегрев ПТР не превышает 14 °С. Это говорит о допустимости еще большего перегрева ПТР без существенного увеличения погрешности $\delta I_{ст}$.

Экспериментальные исследования схем температурной стабилизации на базе ПТР. Разработанный принцип стабилизации был использован в схемах электроприводов ряда экскаваторов типа Э-2503 и ЭШ15/90А. Рассмотрим результаты исследований узла токоограничения электропривода механизма поворота экскаватора ЭШ15/90А, выполненного аналогично схеме, приведенной на рис. 1,б. Расчет параметров элементов схемы выполнен, исходя из условия получения перекompенсации (см. рис. 2). В качестве терморезистора применены два соединенных последовательно ПТР конструкции РИИЖТ с $R_{20^\circ\text{C}}=25 \text{ ом}$, которые в специальном держателе установлены между шинами лобовых частей компенсационной обмотки двигателя.

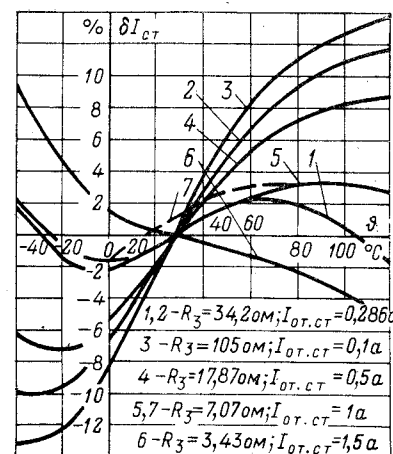


Рис. 3. Зависимости погрешности температурной стабилизации стопорного тока от температуры машин при учете нагрева обмотки ОТ и изменения нагрузки термозависимого делителя напряжения.
 $U_{вх.ст.0}=14 \text{ в}; \gamma=0,7; B=2400^\circ\text{K}; R_{\infty}=0,00274 \text{ ом}; R_1=5,44 \text{ ом}; R_2=4,7 \text{ ом};$
1,2- $R_3=34,2 \text{ ом}; I_{от.ст}=0,286 \text{ а}$
3- $R_3=105 \text{ ом}; I_{от.ст}=0,1 \text{ а}$
4- $R_3=17,87 \text{ ом}; I_{от.ст}=0,5 \text{ а}$
5,7- $R_3=7,07 \text{ ом}; I_{от.ст}=1 \text{ а}$
6- $R_3=3,43 \text{ ом}; I_{от.ст}=1,5 \text{ а}$

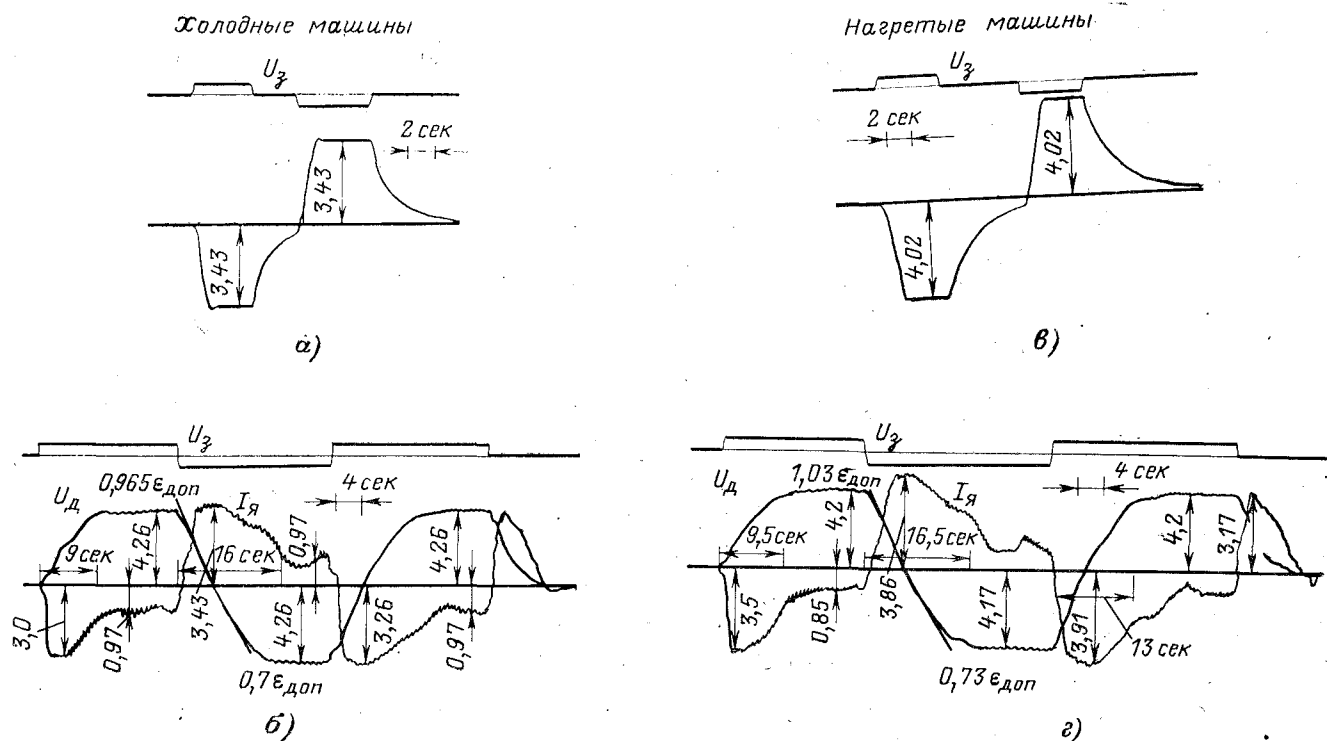


Рис. 4. Осциллограммы опыта короткого замыкания (а, б) и переходных процессов пуска, реверсирования и торможения (в, г) электропривода механизма поворота экскаватора ЭШ 15/90А при холодных и нагретых машинах.

U_z — напряжение на задающей обмотке промежуточного магнитного усилителя, в;
 $I_{я}$ — ток якоря, ка; U_d — напряжение двигателя, в; $e_{доп}$ — допустимое ускорение поворотной платформы.

На рис. 4 приведены осциллограммы, а в табл. 3 — данные, соответствующие работе электропривода механизма поворота при холодных и нагретых машинах. Анализ осциллограмм показывает, что в реальных условиях обеспечивается перекompенсация стопорного тока несколько выше расчетной. Объясняется это тем, что ПТР размещены в двигателе, который нагревается в большей степени, чем генератор. При достигнутой величине перекompенсации стопорного тока, несмотря на значительное снижение тока возбуждения, обеспечилась даже некоторая перекompенсация моментов привода. Это видно из сравнения величин ускорений при холодных и нагретых машинах.

Выводы. 1. С помощью термозависимых делителей напряжения, построенных на базе ПТР, можно осуществить высокоточную температурную стабилизацию характеристик схем задержанных и линейных обратных связей по току.

2. Благодаря высокому ТКС ПТР легко осуществить перекompенсацию стопорных токов, что позволяет обеспечить стабилизацию стопорных моментов без стабилизации тока возбуждения двигателей, а также получить благоприятный с точки зрения прочности металлоконструкций закон изменения

Таблица 3

Характерные параметры	Холодные машины	Нагретые машины
Температура в кузове экскаватора, °С	+32	+25
Напряжение возбуждения, в	110	106,5
Ток возбуждения двигателя, а	19,2	15,3

момента, заключающийся в уменьшении момента при низких температурах.

3. Технологический разброс параметров ПТР не существенно влияет на точность стабилизации и не создает затруднений при расчете, выборе параметров и наладке схемы температурной стабилизации.

4. Практические расчеты схемы температурной стабилизации могут быть значительно упрощены при использовании полученных значений относительных величин сопротивлений элементов термозависимого делителя напряжения.

5. Простота, надежность и высокая точность температурной стабилизации характеристик узлов токоограничения с помощью термозависимых делителей напряжения, построенных на базе ПТР, позволяют рекомендовать их к применению как при модернизации, так и при проектировании новых систем управления экскаваторными электроприводами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Забрамный А. А., Карнюшин Л. В. Исследование явления неустойчивости характеристик электроприводов мощных экскаваторов-драглайнов. — Изв. вузов. Энергетика, 1962, № 6.
2. Ремпель Г. Д. Неустойчивость узла токоограничения в электроприводах одноковшовых экскаваторов и способы ее устранения. — Изв. вузов. Горный журнал, 1965, № 9.
3. Электрооборудование экскаваторов. Каталог-справочник. М., Информэлектро, 1970.
4. Ярцев Г. М. и др. Экскаваторы ЭКГ-4,6А и ЭКГ-4,6Б. М., «Машиностроение», 1970.
5. Бардачевский В. Т., Забрамный А. А., Кишко Р. С. Стабилизация характеристик электроприводов главных рабочих механизмов экскаватора ЭШ 6/60. — В сб.: Электромашиностроение и электрооборудование. 1966, вып. 2.

6. Вуль Ю. Я., Ключев В. И., Седаков Л. В. Наладка электроприводов экскаваторов. М., «Недра», 1969.

7. Рейнгольд Ю. Р. и др. Система ограничения тока двигателя в реверсивном электроприводе по системе Г—Д. А. С. № 150902 (СССР). Оpubл. в бюлл.—«Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки», 1962, № 20.

8. Шефтель И. Т., Текстер-Проскурякова Г. Н., Лейкина Б. Б. Характеристики терморезисторов с положительным

температурным коэффициентом сопротивления.—«Приборы и системы управления», 1968, № 10.

9. Удалов Н. П. Полупроводниковые датчики. М., «Энергия», 1965.

10. Пупко В. В., Бочев А. С. Полупроводниковые термосопротивления большой мощности. Передовой научно-технический опыт, № 4-64-960/29, ГОСИНТИ, 1964.

[14.5.1973]



УДК 62-83:621.87

Регулирование электропривода кранов для уменьшения амплитуды раскачки груза

Канд. техн. наук ЖИВОВ Л. Г.
Москва

Одним из важных показателей работы стреловых самоходных кранов является амплитуда раскачивания груза, в основном при вращении поворотной платформы крана.

Предлагаемые способы уменьшения амплитуды не дают эффекта из-за неудовлетворительных качеств применяемого в настоящее время электропривода кранов (Г—Д без обратных связей с пятиступенчатым разгоном или асинхронный двигатель с реостатным пуском и тоже с пятиступенчатым разгоном).

В [Л. 1] указывается, что средством уменьшения раскачивания груза при ступенчатом регулировании является уменьшение перепада скоростей при переходе на повышенную скорость. Оптимальное количество ступеней сопротивления в цепи обмотки возбуждения для системы Г—Д должно быть равно 10÷12 [Л. 2], для системы переменного тока (реостатный пуск) — 7÷8. Однако и это количество ступеней не может уменьшить первоначального толчка, вызывающего раскачивание груза с довольно большой амплитудой κ , что резко снижает производительность.

В [Л. 1] дано выражение для амплитуды раскачки при динамическом (избыточном) моменте двигателя $M_d = \text{const}$:

$$\kappa = \frac{M_{\pi} l}{g l_0 \left(m_3 + \frac{J_1 + J_2}{l_0^2} \right)} \times$$

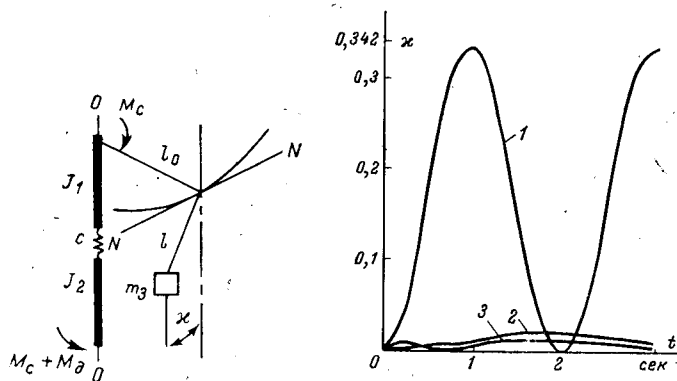


Рис. 1. Схема движения элементов крана при разгоне электропривода вращения крана.

Рис. 2. Зависимость $\kappa = f(t)$.

1 — по формуле М. С. Комарова [Л. 1]; 2 — по формуле (12); 3 — по формуле (18).

$$\times \left[1 - \cos \sqrt{\frac{g}{l} \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right)} t \right]. \quad (1)$$

Кран и механизм вращения могут быть представлены в виде двух масс, соединенных упругим звеном, причем груз совершает колебания в плоскости, проходящей через касательную к окружности, описываемой конечной точкой стрелы. Схема движения элементов крана при разгоне электропривода крана дана на рис. 1. Здесь l_0 — вылет стрелы крана; l — длина каната от верхней части стрелы до груза, m_3 — масса груза, J_1 — приведенный момент инерции крана или вращающихся его частей относительно оси вращения; J_2 — приведенный момент инерции вращающихся частей двигателя.

Для крана К-255 (грузоподъемность 25 т; $l_0 = 4,5$ м; $l = 15$ м) на рис. 2 показана зависимость $\kappa = f(t)$. Как видно из рис. 2 (кривая 1), колебания груза происходят по монотонной кривой.

Закон изменения скорости движения груза

$$\frac{d\kappa}{dt} = v = \frac{M_{\pi} l \sqrt{g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right)}}{g l_0 \left(m_3 + \frac{J_1 + J_2}{l_0^2} \right)} \times \sin \sqrt{g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right)} t. \quad (2)$$

Ускорение

$$\frac{dv}{dt} = a = \frac{M_{\pi} l}{g l_0 \left(m_3 + \frac{J_1 + J_2}{l_0^2} \right)} \left[g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right) \right] \times \cos \sqrt{g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right)} t. \quad (3)$$

Рывок

$$\frac{da}{dt} = \rho = - \frac{M_{\pi} l}{g l_0 \left(m_3 + \frac{J_1 + J_2}{l_0^2} \right)} \times \left[g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right) \right]^{3/2} \times \sin \sqrt{g/l \left(1 + \frac{m_3 l_0^2}{J_1 + J_2} \right)} t. \quad (4)$$

Для уменьшения амплитуды колебаний груза и необходимо подобрать такой закон изменения рывка электропривода, при котором амплитуда λ будет на один-два порядка меньше и при $M_{\text{д}} = \text{const}$.

Рассмотрим простейшую систему электропривода с электромагнитной T и электромеханической θ постоянными времени, например систему Г—Д без обратных связей.

Изменение тока переходного режима системы Г—Д [Л. 2]

$$I = Da + SF_c = I_{\text{д}} + I_{\text{с}},$$

где $I_{\text{д}}$, $I_{\text{с}}$ — динамическая и статическая составляющие тока; a — ускорение системы; $D = \frac{30\varphi c_e}{\pi R_0 R_{\text{м}}} \theta$; φ — передаточное число; c_e — машинная постоянная по э. д. с. двигателя; R_0 — сопротивление цепи Г—Д; $R_{\text{ш}}$ — радиус большой шестерни поворотной рамы; $S = \frac{R_{\text{м}}}{c_{\text{м}} \varphi \eta_z}$; $c_{\text{м}}$ — машинная постоянная по моменту двигателя; η_z — к. п. д. редуктора; F_c — статическое усилие.

Скорость изменения тока $\frac{dI}{dt} = D \frac{da}{dt} = D\rho$ есть рывок. Таким образом, рывок характеризует качественную (и количественную) сторону переходного режима тока двигателя при вращении поворотной платформы крана. Темп изменения тока $D\rho$ характеризует очертания диаграмм скорости и ускорения, а также воздействие электропривода (при пуске) на механизм крана (удары, рывки).

Для общего случая примем, что ручка командоконтроллера, под которым подразумевается любой аппарат, обуславливающий нарастание (снижение) задающего сигнала, мгновенно передвигается на какую-либо часть полного своего пути, а далее движется с равномерной скоростью $v = kt$; и за время t_y доходит до предельного положения. Линейная скорость груза, поднимаемого краном, достигнет максимального значения v_0 за время t_1 (заданное время разгона), большее чем t_y . Тогда скорость движения груза [Л. 2]

$$v = \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y} \left[t - \frac{T^2(1-e^{-t/T})}{T-\theta} + \frac{\theta^2(1-e^{-t/\theta})}{T-\theta} \right] H(t) - \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y} \left[(t-t_y) - \frac{T^2(1-e^{-\frac{t-t_y}{T}})}{T-\theta} + \frac{\theta^2(1-e^{-\frac{t-t_y}{\theta}})}{T-\theta} \right] H(t-t_y) + \frac{v_0\alpha}{T-\theta} [T(1-e^{-t/T}) - \theta(1-e^{-t/\theta})] H(t). \quad (5)$$

Здесь $H(t)$ означает, что (5) действительно только при $t > 0$, а $H(t-t_y)$ показывает, что при $t < t_y$ значение $H(t-t_y) = 0$, а при $t > t_y$ $H(t-t_y) = 1$.

Величина α характеризует ту часть сигнала, которая обуславливается мгновенным передвижением ручки командоаппарата при $t=0$ (рис. 3, б).

Ускорение для рассматриваемого случая

$$a = \frac{dv}{dt} = \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y(T-\theta)} [T(1-e^{-t/T}) - \theta(1-e^{-t/\theta})] H(t) - \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y(T-\theta)} \left[T(1-e^{-\frac{t-t_y}{T}}) - \theta(1-e^{-\frac{t-t_y}{\theta}}) \right] H(t-t_y) + \frac{v_0\alpha}{T-\theta} [e^{-t/T} - e^{-t/\theta}] H(t); \quad (6)$$

рывок

$$\rho = \frac{da}{dt} = \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y(T-\theta)} [e^{-t/T} - e^{-t/\theta}] H(t) - \frac{v_0(1-\alpha)}{t_y(T-\theta)} \left[e^{-\frac{t-t_y}{T}} - e^{-\frac{t-t_y}{\theta}} \right] H(t-t_y) + \frac{v_0\alpha}{T-\theta} \left[\frac{1}{\theta} e^{-t/\theta} - \frac{1}{T} e^{-t/T} \right] H(t). \quad (7)$$

Уравнения (5)–(7) являются общими.

В случае $\alpha=0$ (ручка командоконтроллера движется прямолинейно и равномерно в течение времени $t=0 \div t_y$) третьи члены (5)–(7) становятся равными нулю, и в период разгона наблюдается s-образное увеличение скорости (рис. 3, а), а рывок нарастает от нуля, причем при $t=0$, $\rho=0$ и

$$t_{\text{м}} = \frac{T\theta}{T-\theta} \ln \lambda, \text{ когда } \rho_{\text{м}} = \frac{v_0}{t_y\theta} \frac{1}{\lambda} \left(\frac{1}{\lambda} \right)^{\frac{\lambda}{\lambda-1}},$$

$$\text{где } \lambda = \frac{T}{\theta}.$$

В случае $\alpha=1$ (ручка командоконтроллера мгновенно выводится до полного значения сигнала) первые два члена в (5)–(7) равны нулю; в период разгона скорость нарастает по экспоненте (рис. 3, в), а рывок при $t=0$ максимален.

В случае движения ручки командоконтроллера по кривой, соответствующей показательной функ-

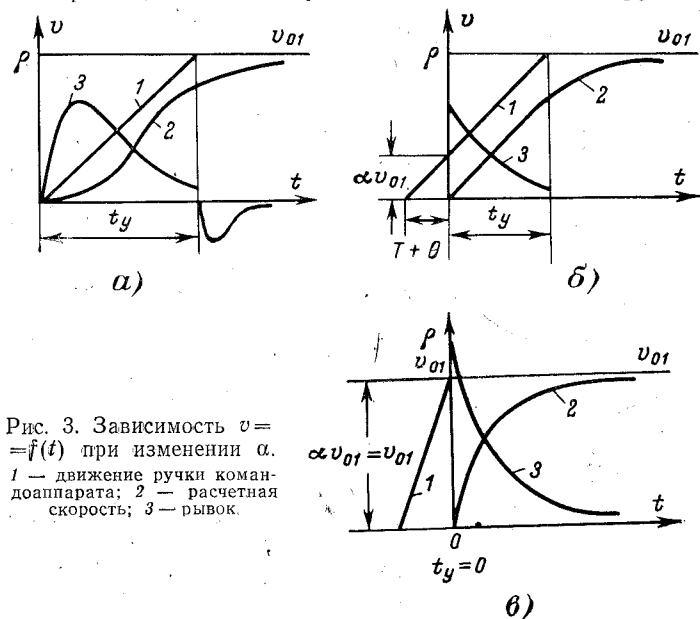


Рис. 3. Зависимость $v = f(t)$ при изменении α . 1 — движение ручки командоаппарата; 2 — расчетная скорость; 3 — рывок.

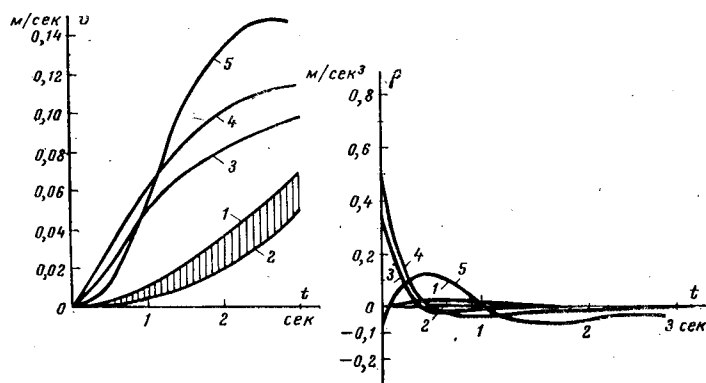


Рис. 4. Сравнение $v=f(t)$ и $\rho=f(t)$ для движения ручки командоаппарата по различным законам.

1 — $v=f(t)$ по прямолинейному закону ($\alpha=0$); 2 — то же по «показательному» ($\alpha=0$); 3 — то же по прямолинейному ($\alpha=0,65$); 4 — то же по прямолинейному ($\alpha=1$); 5 — то же по экспоненциальному ($\alpha=1$).

ции, выражения для скорости, ускорения и рывка (при $t=t_y$, $\alpha=0$) имеют вид:

$$v = v_0 b \left[\frac{t^2}{b} - t(T + \theta) + \frac{T^2}{T - \theta} (1 - e^{-t/T}) - \frac{\theta^2}{T - \theta} (1 - e^{-t/\theta}) \right] H(t); \quad (8)$$

$$a = v_0 b \left[t - \frac{T^2 (1 - e^{-t/T})}{T - \theta} + \frac{\theta^2 (1 - e^{-t/\theta})}{T - \theta} \right] H(t); \quad (9)$$

$$\rho = \frac{v_0 b}{T - \theta} [T (1 - e^{-t/T}) - \theta (1 - e^{-t/\theta})] H(t). \quad (10)$$

При движении ручки командоконтроллера по экспоненциальному, синусоидальному и другим законам уравнения скорости, ускорения и рывка могут быть выведены на основании соответствующих передаточных функций.

Сравним $v=f(t)$ и $\rho=f(t)$ при различных видах сигнала (рис. 4).

Все кривые за исключением кривой при $\alpha=1$ и $x_{вх}=kt$ имеют ярко выраженную s-образную форму. На рис. 4 наиболее оптимальной представляется кривая 2 при $\alpha=0$ и $x_{вх}=\frac{bt^2}{2}$ (показательная функция), однако весьма медленный подъем скорости в начале пуска обуславливает выбор кривой 1 ($\alpha=0$, $x_{вх}=kt$ при $t=0$, $\rho=0$).

На кривой 4 ($\alpha=1$), $x_{вх}=kt$ заметен значительный по величине рывок (рис. 3,б), поэтому она не может быть рекомендована, так же как и кривая 3 ($\alpha=0,65$). Наиболее оптимальными следует признать скоростные диаграммы, укладываемые в заштрихованное поле, лежащее между кривыми 2 и 1, которые характерны тем, что при $\alpha=0$ и $t=0$ значение $\rho=0$.

Таким образом, прямолинейный закон нарастания сигнала можно считать оптимальным. На рис. 5 приведены расчетные зависимости, совпадающие с осциллограммами, полученными при работе электропривода конкретного крана ($T=1$ сек; $\theta=0,1$ сек; $t_y=3$ сек).

В связи с тем, что M_d — здесь не постоянная величина ($M_d=f(t)$), дифференциальное уравнение груза в системе координат, имеющей начало

на вертикальной оси, проходящей через центр свободно висащего груза, имеет вид:

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{g}{l} \left(1 + \frac{m_s l_0^2}{J_1 + J_2} \right) x = \frac{M_s l_0}{J_1 + J_2} = l \omega, \quad (11)$$

где $\omega = \frac{2\pi n}{60}$ — окружная скорость, 1/сек; n — частота

вращения поворотной платформы, об/мин (максимальные и минимальные значения частоты вращения поворотной платформы крана заданы действующим ГОСТом на стреловые самоходные краны), поэтому в правую часть (11) необходимо подставить правую часть уравнения (6).

Общее решение (11) при $g/l \left(1 + \frac{m_s l_0^2}{J_1 + J_2} \right) = A > 0$ и $t < t_y$:

$$x_{общ1} = \Phi \cos \sqrt{A} t + Q \sin \sqrt{A} t - M e^{-t/T} + N e^{-t/\theta} + L. \quad (12)$$

Общее решение (11) при $t > t_y$:

$$x_{общ2} = D \cos \sqrt{A} t + E \sin \sqrt{A} t + P e^{-t/T} - H e^{-t/\theta}. \quad (13)$$

В (12) и (13)

$$\Phi = B \left[\frac{T^2}{1 + T^2 A} - \frac{\theta^2}{1 + \theta^2 A} - \frac{T - \theta}{A} \right];$$

$$B = \frac{l_0 \omega}{t_y (T - \theta)};$$

$$Q = B \left[\frac{\theta^2}{\sqrt{A} (1 + \theta^2 A)} - \frac{T^2}{\sqrt{A} (1 + T^2 A)} \right];$$

$$M = \frac{B T^3}{1 + T^2 A}; \quad N = \frac{B \theta^3}{1 + \theta^2 A}; \quad L = \frac{B (T - \theta)}{A};$$

$$D = \frac{K \sqrt{A} \cos \sqrt{A} t_y - 3 \sin \sqrt{A} t_y}{\sqrt{A}};$$

$$E = \frac{3 \cos \sqrt{A} t_y + K \sqrt{A} \sin \sqrt{A} t_y}{\sqrt{A}};$$

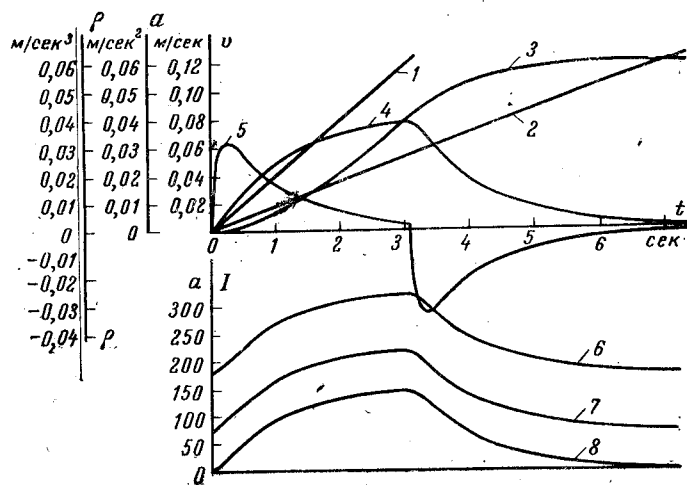


Рис. 5. Зависимости $v=f(t)$, $a=f(t)$, $\rho=f(t)$, $I=f(t)$ при прямолинейном и равномерном движении ручки командоаппарата. 1 — движение ручки командоаппарата; 2 — заданная скорость; 3 — расчетная скорость; 4 — расчетное ускорение; 5 — расчетный рывок; 6 — сила тока при грузе 25 000 кг; 7 — то же при 10 000 кг; 8 — то же при отсутствии груза.

$$P = \frac{BT^3 (e^{t_y/T} - 1)}{1 + T^2 A}; \quad H = \frac{B\theta^3 (e^{\frac{t_y}{\theta}} - 1)}{1 + \theta^2 A};$$

$$\mathcal{H} = \Phi \cos \sqrt{A} t_y + \theta \sin \sqrt{A} t_y - (M + P) e^{-t_y/T} + (N + H) e^{-t_y/\theta};$$

$$Z = -\Phi \sqrt{A} \sin \sqrt{A} t_y + Q \sqrt{A} \cos \sqrt{A} t_y + \frac{1}{T} (M + P) e^{-t_y/T} - \frac{1}{\theta} (N + H) e^{-t_y/\theta}.$$

Как видно из рис. 2 (кривая 2), в случае, если режим работы электропривода соответствует формулам (12) и (13), в несколько раз снижается амплитуда отхода груза от вертикали. Именно это показывает, что предложенный закон разгона электропривода достаточно оптимален и осуществим (в системах Г—Д, при тиристорном приводе, частотном управлении асинхронным двигателем). Подтверждают сказанное осциллограммы скорости разгона для этих систем электропривода.

Обратные связи в системах управления электроприводом дают возможность еще больше уменьшить амплитуду раскачки груза.

Характеристическое уравнение с одной жесткой отрицательной связью по току может быть записано в виде:

$$1 + p(T + \theta + k_T k_{\Pi} \theta \sigma) + p^2(T\theta + T_{Я}\theta) + TT_{Я}\theta p^3 = 0, \quad (14)$$

где T — электромагнитная постоянная времени обмотки управления магнитного усилителя (МУ); $T_{Я}$ — электромагнитная постоянная времени якорной цепи двигателя; k_T — передаточный коэффициент токовой обмотки магнитного усилителя; k_{Π} — передаточный коэффициент тиристорного преобразования; σ — отношение дополнительного сопротивления силовой цепи преобразовательной установки, к которому присоединяется токовая обмотка МУ, к полному сопротивлению силовой цепи преобразовательной установки.

Общее решение дифференциального уравнения, соответствующее характеристическому уравнению (14):

$$v = v_0 + A_{11} e^{\alpha_1 t} + (A_{21} \cos \beta t + A_{31} \sin \beta t) e^{\alpha_2 t}; \quad (15)$$

в случае плавного нарастания сигнала ($x_{вх} = kt$) ускорение груза крановой установки

$$\begin{aligned} \frac{d^2 x}{dt^2} + Ax = a = L_1 (1 + L_2 e^{\alpha_1 t} + L_3 \cos \beta t e^{\alpha_2 t} + \\ + L_4 e^{\alpha_2 t} \sin \beta t) H(t) - L_1 (1 + L_2 e^{\alpha_1 (t-t_y)} + \\ + L_2 e^{\alpha_1 (t-t_y)} + L_3 e^{\alpha_2 (t-t_y)} \cos \beta (t-t_y) + \\ + L_4 \sin \beta (t-t_y) e^{\alpha_2 (t-t_y)}) H(t-t_y), \end{aligned} \quad (16)$$

$$\text{где } L_1 = \frac{v_0}{t_y}; \quad L_2 = \frac{A_{11}}{v_0}; \quad L_3 = \frac{A_{21}}{v_0}; \quad L_4 = \frac{A_{31}}{v_0}.$$

Для условия, когда $t < t_y$,

$$\begin{aligned} x_{обш} = P_1 \cos \sqrt{A} t + P_2 \sin \sqrt{A} t + \frac{L_1}{A} + \\ + \frac{L_1 L_2}{\alpha_1^2 + A} e^{\alpha_1 t} + N_3 \cos \beta e^{\alpha_2 t} + N_4 \sin \beta e^{\alpha_2 t}, \end{aligned} \quad (17)$$

$$\text{где } P_1 = -\frac{L_1}{A} - \frac{L_1 L_2}{\alpha_1^2 + A} - N_3;$$

$$P_2 = -\frac{\alpha_1 L_1 L_2}{(\alpha_1^2 + A) \sqrt{A}} - \frac{\alpha_2 N_3 + \beta N_4}{\sqrt{A}};$$

$$N_3 = \frac{L_1 [L_3 (\alpha_2^2 - \beta^2 + A) - 2L_4 \beta \alpha_2]}{(\alpha_2^2 - \beta^2 + A)^2 + 4\beta^2 \alpha_2^2};$$

$$N_4 = \frac{L_1 [L_4 (\alpha_2^2 - \beta^2 + A) + 2L_3 \beta \alpha_2]}{(\alpha_2^2 - \beta^2 + A)^2 + 4\beta^2 \alpha_2^2}.$$

Для $t \geq t_y$

$$\begin{aligned} x_{обш} = k_1 \cos \sqrt{A} t + k_2 \sin \sqrt{A} t + \frac{M_1}{\alpha_1^2 + A} e^{\alpha_1 t} + \\ + Q_3 \cos \beta t e^{\alpha_2 t} + Q_4 \sin \beta t e^{\alpha_2 t}, \end{aligned} \quad (18)$$

$$\text{где } k_1 = \frac{1}{\sqrt{A}} (a_{11} a_{22} - a_{12} a_{21});$$

$$k_2 = \frac{1}{\sqrt{A}} (b_{11} b_{22} - b_{12} b_{21});$$

$$\begin{aligned} a_{12} = b_{22} + P_1 \sqrt{A} \sin \sqrt{A} t_y + P_2 \sqrt{A} \cos \sqrt{A} t_y + \\ + \frac{\alpha_1 (L_1 L_2 - M_1)}{\alpha_1^2 + A} e^{\alpha_1 t_y} + [\alpha_2 (N_4 - Q_4) - \beta (N_3 - Q_3)] \times \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \times \sin \beta t_y e^{\alpha_2 t_y} + [\alpha_2 (N_3 - Q_3) + \beta (N_4 - \\ - Q_4)] \cos \beta t_y e^{\alpha_2 t_y}; \end{aligned}$$

$$a_{12} = \sin \sqrt{A} t_y; \quad a_{22} = \sqrt{A} \cos \sqrt{A} t_y;$$

$$b_{11} = \cos \sqrt{A} t_y; \quad b_{21} = -\sqrt{A} \sin \sqrt{A} t_y;$$

$$M_1 = L_1 L_2 (1 - e^{-\alpha_1 t_y});$$

$$M_2 = L_1 [L_3 - L_3 \cos \beta t_y e^{-\alpha_2 t_y} + L_4 \sin \beta t_y e^{-\alpha_2 t_y}];$$

$$M_3 = L_1 [L_4 - L_3 \sin \beta t_y e^{-\alpha_2 t_y} - L_4 \cos \beta t_y e^{-\alpha_2 t_y}];$$

$$Q_3 = \frac{M_2 [\alpha_2^2 - \beta^2 + A] - 2M_3 \beta \alpha_2}{(\alpha_2^2 - \beta^2 + A)^2 + 4\beta^2 \alpha_2^2};$$

$$Q_4 = \frac{M_3 (\alpha_2^2 - \beta^2 + A) + 2M_2 \beta \alpha_2}{(\alpha_2^2 - \beta^2 + A)^2 + 4\beta^2 \alpha_2^2}.$$

На рис. 2 (кривая 3) представлена зависимость $x = f(t)$ для этого случая. Как видно, амплитуда раскачки груза примерно в 5—12 раз меньше амплитуды при $M_{\Pi} = \text{const}$.

В случае электропривода переменного тока (асинхронный двигатель) уравнение ускорения системы при условии плавного нарастания задающего импульса может быть записано в виде [Л. 2]:

$$\begin{aligned} \frac{d^2 x}{dt^2} + Ax = \frac{v_c}{t_y} \left[\frac{k (Re^{\frac{2kt}{\theta_k}} - U)}{U + Re^{\frac{2kt}{\theta_k}}} s_{\kappa} + \right. \\ \left. + (1 - s_{\kappa}) H(t) - \frac{v_c}{t_y} \left[\frac{\frac{2k(t-t_y)}{\theta_k} - U}{U + Re^{\frac{2k(t-t_y)}{\theta_k}}} s_{\kappa} + \right. \right. \end{aligned}$$

$$\frac{1}{L_a} \left[e_2 - i_{a1} \left(r_a + \frac{r_{c.p} + r_{\pi} + r_{ct}}{n} \right) - i_{a2} \left(-r_a + \frac{r_{c.p} + r_{\pi} + r_{ct}}{n} \right) + cn_{\pi} \Phi \right] = \frac{di_{a1}}{dt} - \frac{di_{a2}}{dt} + \frac{L_{\pi}}{nL_a} \frac{di_{\pi}}{dt} + \frac{1}{nL_a} \frac{d\psi_{c.p.}}{dt}; \quad (2)$$

$$\frac{1}{L_a} \left[-e_2 - i_{a1} \left(-r_a + \frac{r_{c.p} + r_{\pi} + r_{ct}}{n} \right) - i_{a2} \left(r_a + \frac{r_{c.p} + r_{\pi} + r_{ct}}{n} \right) + cn_{\pi} \Phi \right] = \frac{di_{a2}}{dt} - \frac{di_{a1}}{dt} + \frac{L_{\pi}}{nL_a} \frac{di_{\pi}}{dt} + \frac{1}{nL_a} \frac{d\psi_{c.p.}}{dt}; \quad (3)$$

$$i_{a1} + i_{a2} = ni_{\pi}; \quad (4)$$

$$\psi_{c.p.} = f(i_{\pi}); \quad (5)$$

цепь возбуждения тяговых генераторов

$$\frac{d^2 e'_2}{dt^2} + \omega^2 e'_2 = 0; \quad (6)$$

$$\frac{1}{L'_a} \left[e'_2 - i'_{a1} \left(r'_a + \frac{r_{\pi}}{m} \right) - i'_{a2} \frac{r_{\pi}}{m} \right] = \frac{di'_{a1}}{dt} + \frac{1}{mL'_a} \frac{d\psi_{\pi}}{dt}; \quad (7)$$

$$\frac{1}{L'_a} \left[-e'_2 - i'_{a1} \frac{r_{\pi}}{m} - i'_{a2} \left(r'_a + \frac{r_{\pi}}{m} \right) \right] = \frac{di'_{a2}}{dt} + \frac{1}{mL'_a} \frac{d\psi_{\pi}}{dt}; \quad (8)$$

$$i'_{a1} + i'_{a2} = mi_{\pi}; \quad (9)$$

$$i_{\pi} \omega_{\pi} = 1,23 R_{\mu} \Phi_1 + f(\Phi) - R_{\mu} \Phi + L_{\mu} \frac{d\Phi_1}{dt}; \quad (10)$$

$$i_{\pi} \omega_{\pi} = 5,29 R_{\mu} (\Phi - \Phi_1) + f(\Phi) - R_{\mu} \Phi + 0,475 L_{\mu} \frac{d(\Phi - \Phi_1)}{dt}; \quad (11)$$

$$\Phi = f(i_{\pi} \omega). \quad (12)$$

В (1)–(12) приняты следующие обозначения: n, m — количество параллельно включенных якорей и обмоток возбуждения двигателей; e_2, e'_2 — э. д. с. вторичных обмоток трансформаторов инвертора и возбуждителя; i_{π} — ток в цепи якоря генератора; $i_{\pi} \omega$ — ток возбуждения генератора; $i_{\pi} \omega$ — н. с. возбуждения в переходном процессе; i_{a1}, i_{a2} — токи в плечах моста инвертора; i'_{a1}, i'_{a2} — токи в обмотках возбуждителя; L_a, L'_a — суммарные индуктивности цепи переменного тока инвертора и возбуждителя; r_a, r'_a — суммарные активные сопротивления цепи переменного тока инвертора и возбуждителя; L_{π} — индуктивность цепи якоря тягового генератора; $r_{\pi}, r_{c.p.}, r_{ct}, r_{\pi}$ — активные сопротивления цепи якоря, сглаживающего реактора, стабилизирующих сопротивлений и возбуждения; $\psi_{\pi}, \psi_{c.p.}$ — потокосцепления обмоток возбуждения генератора и сглаживающего реактора; R_{μ} — магнитное сопротивление в начальной части характеристики намагничивания генератора; L_{μ} — магнитная индуктивность генератора [Л. 3]; Φ_1 — составляющая первой гармоники магнитного потока.

Рассмотрим основные переходные процессы, которые могут возникать в однофазной инверторной установке.

В нормальном инверторном режиме ток рекуперации протекает против э. д. с. обмотки силового трансформатора, что обеспечивает отдачу электровозом энергии в систему энергоснабжения. Так как напряжение сети каждый полупериод меняет свое направление, то и рекуперативный ток также должен регулярно, с частотой сети, менять свое направление, всегда протекая против напряжения сети. Для обеспечения устойчивого процесса инвертирования угол опережения открытия тиристоров инвертора β должен быть таким, чтобы процесс коммутации тока в тиристорах полностью заканчивался до прохождения кривой напряжения через нуль (рис. 2,а).

Угол закрытия вентилей $\delta = \beta - \gamma$ (где γ — угол коммутации тока) должен быть достаточным для восстановления запирающих свойств вентилей. Если же возникнут условия, при которых коммутация не закончится к концу полупериода, то начнется обратная коммутация, и в следующий полупериод ток будет протекать в обмотке трансформатора согласно с э. д. с. Возникнет короткое замыкание последовательно соединенных выпрямителей и тяговых генераторов. Аварийный режим, характеризующийся длительным согласным действием э. д. с. в контуре протекания тока рекуперации, принято называть опрокидыванием инвертора. Этот режим сопровождается потерей управляющих свойств вентилями инвертора, так как под действием э. д. с. генераторов тиристоры остаются открытыми.

Анализ переходных процессов и исследования на электровозах. В схеме электровоза переменного тока с рекуперативным торможением опрокидывание инвертора может возникнуть в следующих режимах: при резких колебаниях напряжения на первичной обмотке силового трансформатора электро-

Таблица 1

Вид переключений в системе электроснабжения	Напряжение на токоприемнике $U_{1н}, \text{кВ}$	Изменение напряжения $\Delta U_1, \text{кВ}$	$\frac{\Delta U_1}{U_{1н}}, \%$	Ток якоря $i_{\pi}, \text{а}$	Ток якоря $i_{\pi \text{ max}}, \text{а}$	Характер процесса на рекуперативном электровозе ВЛ60Р
Отключения: соседнего фидера; двух соседних фидеров; питающего фидера	26	$-0,8 \div -1,3$	—	—	—	Нормально
Отключение двух питающих фидеров	25,9	-4,9	-18,9	528	1 800	Опрокидывание
Включение питающих фидеров	20,2	+6,0	+29,6	540	451	Нормально
Отключение поста секционирования	25,5	+0,7	+2,7	495	—	Нормально
Отключение одного из параллельно работающих трансформаторов	25,8	0	0	493	493	Нормально
Включение трансформатора с первичной стороны	23,1	+3,2	+13,8	485	—	Нормально
Отключение компенсирующих устройств	25,8	-1,1	-4,2	526	—	Нормально
Включение компенсирующих устройств	23,8	+0,4	+1,5	454	—	Нормально
Короткое замыкание на соседнем тяговом электровозе на 25 позиции ВЛ60	26	-6,5	-25	330	550	Нормально
Короткое замыкание на соседнем тяговом электровозе на 29+33 позиции ВЛ60	26	-8,4	-30	420	1 800	Опрокидывание

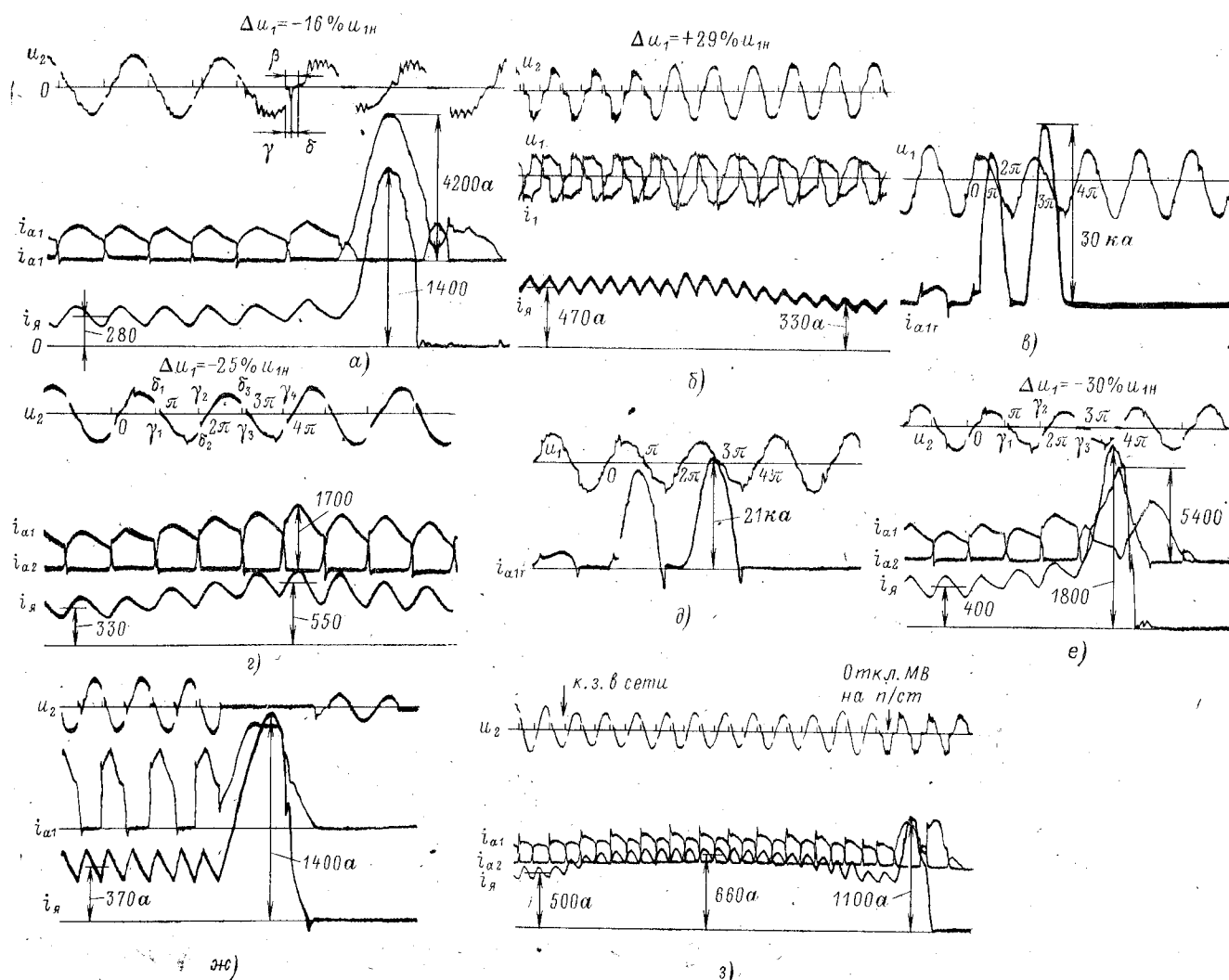


Рис. 2. Осциллограммы переходных процессов в однофазном инверторе при эксплуатационных и аварийных режимах в системе электроснабжения и на электровозе.

а — при переходе на консольное питание участка железной дороги; б — при переходе на двухстороннее питание участка железной дороги; в, г — при коротком замыкании на тяговом (в) электровозе на 25 позиции; д, е — при коротком замыкании на тяговом (д) электровозе на 33 позиции; ж — при близком коротком замыкании в сети или отключении главного выключателя (ГВ); з — при удаленном коротком замыкании в сети.

воза, вызванных эксплуатационными переключениями или аварийными режимами либо в системе электроснабжения, либо на соседнем электровозе, работающем в тяговом режиме; при пропусках в работе плеч преобразователя.

В первом случае опрокидывание происходит либо при снижении напряжения до такого уровня, при котором угол запаса δ становится недостаточным для восстановления запирающих свойств вентилей, либо при полном снятии напряжения (отключение главного выключателя электровоза, близкое короткое замыкание в контактной сети и др.).

Специально проведенные исследования на одном из действующих электрифицированных участков железной дороги показали, что наиболее распространенные оперативные переключения в системе тягового энергоснабжения (отключения или включения отдельных фидеров подстанции, дополнительного тягового трансформатора, устройств компенсации реактивной мощности и фидеров на посту секционирования) вызывают сравнительно небольшие колебания напряжения на токоприемнике ре-

куперирующего электровоза (в пределах $\pm 5\%$) и не приводят к опрокидыванию инвертора (табл. 1).

Редко встречающиеся в эксплуатации одновременные отключения двух фидеров одного плеча питания или двух одноименных фидеров смежных тяговых подстанций в случае включения поста секционирования, отключения тягового трансформатора со стороны внешней системы энергоснабжения с одновременным отключением одного из фидеров подстанции приводит к одностороннему или консольному питанию тяговой сети. В этом случае наблюдается снижение действующего значения напряжения в контактной сети на 15—30% и заметное искажение формы напряжения, что приводит к опрокидыванию инвертора.

Характерная осциллограмма такого режима представлена на рис. 2,а. Из осциллограммы видно, что уменьшение напряжения сети на 16% вызывает рост тока рекуперации и соответствующее ему увеличение угла коммутации вентилей γ при одновременном уменьшении угла запаса δ . Уже через период после начала процесса угол запаса

становится практически равным нулю, и развивается аварийный режим, сопровождающийся потерей вентилями преобразователя управляемых свойств. Под действием суммы э. д. с. трансформатора и тяговых генераторов ток рекуперации резко возрастает (в 4—5 раз по сравнению с начальным током), что может привести к выходу из строя преобразователя и тяговых генераторов.

При переходе с консольного питания тяговой сети на нормальное двухстороннее питание форма кривой напряжения в контактной сети улучшается, а его эффективное значение повышается примерно на 20% $U_{нач}$. Момент включения фидеров сопровождается уменьшением тока якоря на рекупирующем электровозе (рис. 2,б). Устройство авторегулирования угла опережения β в первый полупериод повышения напряжения увеличивает угол запаса до 50° , и в дальнейшем устанавливается рекуперативный режим с заданным углом запаса. Режим не опасен для электрооборудования силовой цепи электровоза.

Исследования показали также, что при коротких замыканиях (круговой огонь по коллектору тягового двигателя, короткое замыкание силового трансформатора, например, при глухом пробое плеча выпрямителя) на электровозе, работающем в тяговом режиме в непосредственной близости от рекупирующего электровоза, кратковременное снижение напряжения на пантографе последнего может достигать 40% начального значения и в отдельных случаях приводить к опрокидыванию инвертора. При этом важная роль принадлежит системе авторегулирования, реагирующей на изменение угла коммутации вентилей инвертора, которая в ряде случаев обеспечивает поддержание достаточного для сохранения вентильной прочности угла запаса δ .

Для иллюстрации сказанного рассмотрим осциллограммы, приведенные на рис. 2,в и г и 2,д и е. Из рис. 2,в и г видно, что при однополупериодном коротком замыкании силового трансформатора электровоза, работающего в тяговом режиме (рис. 2,в), напряжение на пантографе рекупирующего электровоза снизилось примерно на 25% начального

значения (рис. 2,г). Это вызвало возрастание тока рекуперации, соответствующее ему увеличение угла коммутации γ_1 и уменьшение угла запаса δ_1 .

В следующий полупериод, когда ток короткого замыкания на электровозе, работающем в тяговом режиме, падает до нуля и напряжение на пантографе рекупирующего электровоза восстанавливается до начального значения, система авторегулирования обеспечивает увеличение угла δ_2 , создавая запас вентильной прочности. К моменту времени 3л значение тока короткого замыкания на электровозе, работающем в тяговом режиме, снова возрастает, напряжение на пантографе рекупирующего электровоза снижается, и соответственно возрастает ток рекуперации при уменьшении значений угла запаса до $\delta_3 < \delta_1$, достаточного, однако, для нормальной коммутации вентилей. В последующие моменты времени аварийный режим на электровозе, работающем в тяговом режиме, прекращается, и система авторегулирования уже через период обеспечивает увеличение угла запаса до значения, предшествующего переходному процессу.

При более сильном уменьшении напряжения на пантографе рекупирующего электровоза, например на 30% начального значения, как показано на рис. 3,д и е, угол запаса уменьшается при втором импульсе тока короткого замыкания на тяговом электровозе настолько, что нормальная коммутация вентилей становится невозможной. Система авторегулирования не обеспечивает достаточного для коммутации тока увеличения угла опережения β в течение последующего полупериода, поэтому развивается аварийный режим опрокидывания инвертора с увеличением тока рекуперации в 5 раз, вызывающий срабатывание защиты (табл. 2).

С точки зрения совершенствования системы авторегулирования интерес представляет разработка быстродействующей системы, основанной на измерении с помощью трансформаторов тока TT угла коммутации вентилей, включенных в цепь переменного тока вторичной обмотки силового трансформатора (рис. 1).

В случае внезапного отключения главного выключателя электровоза или близкого (глухого) ко-

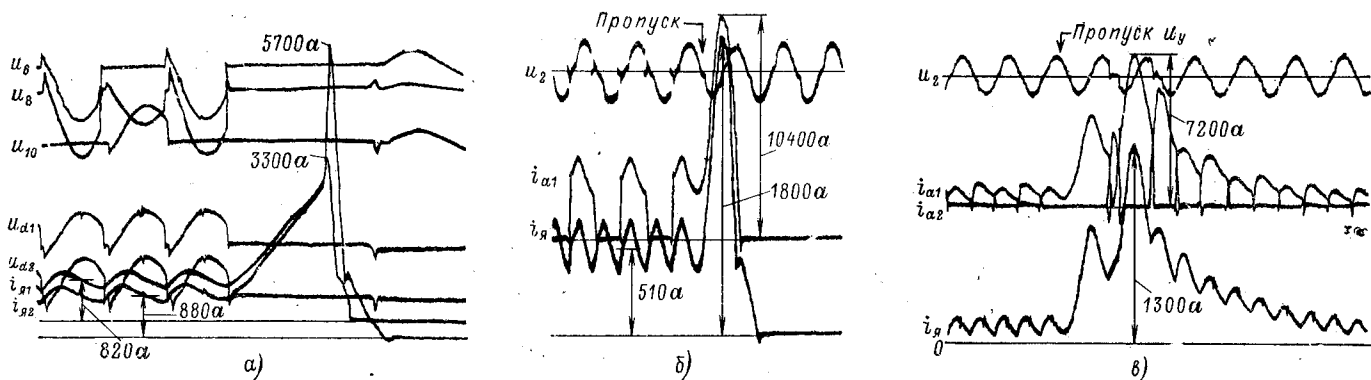


Рис. 3. Осциллограммы переходных процессов.

а — при отключении ГВ на электровозе ВЛ80Р; б — при пропуске импульса управления на 25 позиции ВЛ60Р; в — «вытягивание» из опрокидывания при одиночном пропуске.

Дополнительные обозначения на осциллограммах: U_1, U_2 — напряжение на токоприемнике и вторичной обмотке трансформатора; i_{a1T} — анодный ток плеча преобразователя соседнего электровоза, работающего в тяговом режиме; U_d — выпрямленное напряжение; U_6, U_8, U_{10} — напряжение соответствующих плеч преобразователя электровоза ВЛ80Р; i_1 — ток первичной обмотки силового трансформатора.

роткого замыкания в контактной сети возникает короткое замыкание тяговых генераторов через плечи преобразователя. Переходный процесс характеризуется высокой скоростью нарастания аварийного тока, и для предотвращения выхода из строя электрооборудования, в первую очередь тиристорных инвертора, требуется применение быстродействующей защиты (рис. 2, ж и 3, а).

При удаленном коротком замыкании в сети рекуперирующий электровоз связан с местом короткого замыкания через пост секционирования и контактную сеть. В этом случае опрокидывание инвертора происходит через некоторое время после начала короткого замыкания, когда за счет срабатывания ределейной защиты в устройствах электрооборудования возникает консольное питание рекуперирующего электровоза (рис. 2, з). Повысив качество работы устройств авторегулирования, можно обеспечить работу инвертора при удаленных коротких замыканиях, для чего необходимо вместе с понижением напряжения увеличить угол опережения β до значения, достаточного для очередной коммутации тока.

Рассмотрим другую возможную причину опрокидывания инвертора — пропуски в работе плеч преобразователя, которые могут быть как длительными, так и одиночными.

При длительных пропусках, например при неисправности выходных усилителей импульсов плеч преобразователя, развивается процесс опрокидывания инвертора, поддерживающийся за счет энергии, поступающей из контактной сети и от тяговых генераторов. Значения и скорости нарастания аварийных токов определяются суммой э. д. с. тяговых генераторов и силового трансформатора, что вызывает необходимость применения быстродействующей защиты (рис. 3, б).

Необходимо отметить, что рассмотренный переходный процесс в схеме выпрямления с нулевой точкой трансформатора (электровоз ВЛ60Р) развивается при неисправности выходных усилителей импульсов одного из плеч преобразователя, а в мостовой схеме или схеме многоплечевых тиристорных преобразователей (электровоз ВЛ80Р) — при неисправности выходных усилителей двух фазных плеч или общего канала управления. При неисправности усилителей одного плеча преобразователя в мостовой схеме развивается режим опрокидывания инвертора, аналогичный режиму при снятии напряжения с первичной обмотки силового трансформатора электровоза.

В случае одиночных пропусков в работе плеч преобразователя, например при сбое в работе системы управления вентилей, протекание переходного процесса в значительной степени определяется динамическими качествами системы авторегулирования, т. е. ее способностью осуществить форсированное изменение угла β до значения, достаточного для обеспечения нормальной коммутации вентилей.

Характерная осциллограмма, иллюстрирующая втягивание системы в инверторный режим с помощью устройства авторегулирования, приведена на рис. 3, в. Уже через период после начала режима опрокидывания система авторегулирования увеличила угол β , однако этого оказалось недостаточ-

но для коммутации тока короткого замыкания. В последующие моменты времени угол β возрастает по сравнению с начальным, соответственно увеличивается количество энергии, отдаваемой из сети для коммутации тока вентилей, и инвертор втягивается в нормальный режим через (5÷6) μ после начала переходного процесса.

Таким образом, при системе автоматического регулирования с хорошими динамическими качествами основными причинами, вызывающими опрокидывание инвертора в условиях эксплуатации, можно считать: полное снятие напряжения с трансформатора рекуперирующего электровоза и длительный пропуск в работе плеч преобразователя.

При проведении исследований на АВМ основное внимание было уделено именно этим режимам.

Исследования на вычислительных машинах.

Исследования выполнялись применительно к параметрам перспективного тиристорного электровоза с рекуперативным торможением типа ВЛ80Р с тяговыми двигателями НБ-418К при значениях стабилизирующих сопротивлений $r_{ст} = 0,189; 0,145; 0,085; 0,04; 0$ ом. Принималось, что электровоз работает в высшей IV зоне регулирования напряжения.

Результаты исследований режимов отключения напряжения на первичной обмотке силового трансформатора и пропуска в работе плеч преобразователя без применения защиты приведены в табл. 2. Из данных таблицы видно, что исключение из схемы электровоза стабилизирующих сопротивлений приводит к увеличению аварийного тока примерно в 5 раз и скорости его нарастания примерно в 3 раза. Это налагает повышенные требования к быстродействию защиты преобразователей и тяговых двигателей, так как уже через 2—2,5 мсек ток переходного процесса достигает предельно-допустимого значения.

Учитывая, что время срабатывания применяемых в настоящее время быстродействующих автоматов АВ-4Р составляет 7—25 мсек, целесообразна разработка новых средств защиты, в частности автоматов с электронной схемой управления и быстродействующих ограничителей [Л. 4]. Необходима также разработка датчиков, воздействующих на эти быстродействующие устройства.

При защите же электрооборудования электровоза ВЛ80Р быстродействующими выключателями

Таблица 2

Стабилизирующее сопротивление $r_{ст}$, ом	Отключение первичного напряжения				Пропуск в работе плеч ВИП			
	$\frac{i_{я.уст}}{i_{я.н}}$	$\frac{di_{я.уст}}{dt}$ за 10 мсек, а/мсек	$t_{н до i_{я.уст}}$, мсек	$t_{н до 4i_{я.н}}$, мсек	$\frac{i_{я.уст}}{i_{я.н}}$	$\frac{di_{я.уст}}{dt}$ за 10 мсек, а/мсек	$t_{н до i_{я.уст}}$, мсек	$t_{н до 4i_{я.н}}$, мсек
0,189	4	170	30	17	7,5	500	30	10
0,145	6	180	35	15	9	580	35	7,5
0,085	9,5	200	40	12	13,5	650	40	5
0,04	18	250	55	10	23,6	750	55	4
0	28	400	80	8	34	850	80	2,5

Обозначения: $i_{я.уст}/i_{я.н}$ — отношение тока якоря к номинальному; $di_{я.уст}/dt$ — начальная скорость нарастания тока якоря; $t_{н}$ — время достижения током максимума; $t_{н до 4i_{я.н}}$ — время достижения предельно допустимого значения тока переходного процесса.

АБ-4Р целесообразно применение стабилизирующих сопротивлений $0,145 \div 0,189 \text{ ом}$.

В настоящее время на электровозах переменного тока с рекуперативным торможением типа ВЛ80Р применяется групповое включение тяговых двигателей с общим сглаживающим реактором и быстродействующими автоматами в цепи каждого двигателя. Такое включение тяговых двигателей имеет следующие недостатки:

1. При круговом огне на коллекторе одного из двигателей возникает контурный генераторный ток. Оставшийся в работе двигатель подпитывает аварийный. Последнее повышает вероятность групповых перебросов и снижает надежность схемы.

2. Жесткое параллельное соединение двигателей ухудшает противобоксовочные и противоюзные свойства схемы, так как в этом случае затруднено индивидуальное воздействие на боксующий двигатель.

3. При переходных процессах за счет неодновременного срабатывания быстродействующих отключающих устройств происходит перераспределение токов по параллельно включенным тяговым двигателям группы (рис. 3,а). Так при неодновременности, составляющей $1,5\text{--}2 \text{ мсек}$, в цепи тягового двигателя, быстродействующий автомат которого срабатывает позже, ток возрастает с 3300 до 5700 а. Перераспределение токов при неодновременном срабатывании быстродействующих устройств может быть устранено введением в параллельные цепи индивидуальных сглаживающих реакторов (рис. 1).

Схема рекуперации электровоза ВЛ80Р без стабилизирующих сопротивлений. Указанные недостатки, проявляющиеся наиболее сильно при исключении из схемы стабилизирующих сопротивлений, могут быть устранены применением схемы раздельного включения тяговых двигателей и индивидуальных сглаживающих реакторов. В качестве примера такое решение иллюстрируется схемой, представленной на рис. 4, которая позволяет полностью исключить контурные токи при возникновении кругового огня на коллекторе одного из тяговых двигателей. Становится возможным использование групповых отключающих устройств. Кроме того, повышаются противобоксовочные и противоюзные свойства схемы, так как она позволяет строить защиту от боксования (юза) воздействием на фазу открытия вентилей одной из анодных групп, тем самым снижая тягу (нагрузку) только на боксующем двигателе.

При исключении стабилизирующих сопротивлений распределение тока по двигателям в такой схеме может быть обеспечено за счет коррекции фазы открытия соответствующих анодных групп вентилей, а электрическая устойчивость генераторов и инверторов при регулировании последних с постоянным углом погасания может быть обеспечена путем коррекции фазы открытия плеч преобразователей, работающих в режиме регулирования угла $\alpha_{\text{рег}}$. Это достигается введением отрицательной обратной связи по углу основной коммутации в цепь узлов фазового управления $\alpha_{\text{рег}}$.

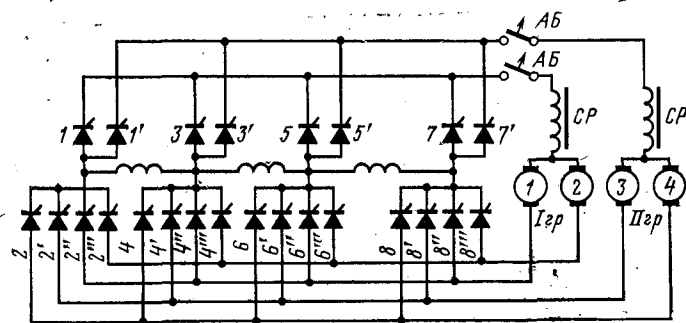


Рис. 4. Силовая схема выпрямительно-инверторного преобразователя для плавного регулирования напряжения на группах тяговых двигателей.

В случае использования быстродействующих отключающих устройств в цепи каждого тягового двигателя необходимо применение в данной схеме также индивидуальных сглаживающих реакторов, позволяющих исключить перераспределение токов по параллельным цепям за счет неодновременности срабатывания этих устройств.

Выводы. 1. Система автоматического регулирования инвертора должна обеспечивать устойчивую работу электровоза при снижении действующего значения напряжения на его пантографе до 30%.

2. При защите электрооборудования электровоза ВЛ80Р быстродействующими автоматами типа АБ-4Р целесообразно применение стабилизирующих сопротивлений $0,145\text{--}0,189 \text{ ом}$. Дальнейшее уменьшение стабилизирующих сопротивлений возможно только после проведения исследований коммутационной устойчивости тяговых двигателей, работающих в режиме генераторов, в переходных процессах.

3. При исключении из схемы электровоза стабилизирующих сопротивлений и ограничении кратности тока до $3,5\text{--}4i_n$ необходимо применение быстродействующих средств защиты с временем срабатывания, не превышающим $2\div 3 \text{ мсек}$. Для этого требуется разработка специального датчика срыва инвертора.

4. Для обеспечения необходимого качества переходных процессов и повышения противобоксовочных (противоюзных) свойств электровоза целесообразно применение схемы с раздельными анодными группами вентилей и индивидуальными сглаживающими реакторами.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рекуперативное торможение на выпрямительных электровозах переменного тока.— «Электрическая и тепловая тяга», 1964, № 10. Авт.: Б. Н. Тихменев, Л. И. Скиба, А. В. Каменев и др.
2. Лозановский А. Л., Копанев А. С., Наумов Б. М. Испытание тиристорного электровоза переменного тока типа ВЛ80Р.— «Электротехника», 1970, № 2.
3. Жиц М. З. Расчет переходных процессов в электрических машинах постоянного тока.— «Вестник электропромышленности», 1960, № 11.
4. Полупроводники в преобразовательной технике. Под ред. С. Кошлера, М. Кубата. М., «Энергия», 1965.

[28.2.1973]



Магнитно-модуляционный синусно-косинусный преобразователь

Кандидаты техн. наук АЗАНОВ В. А.,

Москва

УВАКИН В. Ф.

Саратов

Компенсационные схемы устройств для измерения физических параметров с выходным напряжением постоянного тока, например магнитометров, имеют высокую точность ($10^{-2} \div 10^{-3}\%$). Однако отсутствие точных и надежных синусно-косинусных преобразователей (СКП), работающих на постоянном токе, затрудняет реализацию ряда устройств, выполняющих функции преобразования координат и геометрического суммирования (разложения) векторов.

На существующих синусно-косинусных вращающихся трансформаторах (СКТ) преобразование координат на постоянном токе осуществляется при включении в каждую фазу модулятора. Изготовить же модуляторы с очень высокой идентичностью, линейностью и стабильностью характеристик весьма трудно. Кроме того, в схемах с использованием модуляторов и СКТ требуется компенсация температурной нестабильности амплитудной и фазовой характеристик устройства.

Упомянутые операции при входных напряжениях постоянного тока можно производить на электрических машинах, аналогичных СКТ и являющихся одновременно двухкомпонентными модуляторами [Л. 1]. В отличие от компонентных кольцевых магнитных модуляторов, чувствительных к напряженности магнитного поля Земли [Л. 2], магнитно-модуляционный СКП является измерителем индукции, создаваемой обмотками ротора или статора, и отличается от существующих СКТ только наличием модуляционной обмотки, подключенной к источнику переменного тока.

Рассматриваемый преобразователь состоит из статора 1 и ротора 2 (рис. 1, а), на которых расположены по две квадратурных синусоидально-распределенных обмотки 4. Обмотка возбуждения w_1 уложена равномерно по периметру спинки ротора

и изолирована от магнитопровода стаканом 3 с пазами для обмотки.

Переменный ток обмотки возбуждения I_w периодически (с удвоенной частотой по отношению к частоте тока возбуждения) доводит материал спинки ротора до насыщения, изменяя суммарный магнитный поток.

Значения напряжений второй гармоники, наводимые в обмотках ротора, при соответствующем выборе тока возбуждения I_w будут пропорциональны составляющим полной н. с. статорных обмоток F_0 по измерительным осям роторных обмоток.

На рис. 1, б приведена схема компенсационного метода измерения составляющих напряженности постоянного магнитного поля, создаваемого н. с. статорных обмоток по осям обмоток ротора d и q .

Выходные обмотки СКП в этой схеме с целью повышения точности и расширения функциональных возможностей преобразователя соединены с входом фазочувствительного выпрямителя 5 через резистор обратной связи R_{oc} . Масштабный резистор R_m и резистор R_{oc} подключены к выходу фазочувствительного выпрямителя 5.

Напряжения второй гармоники с обмоток ротора только тогда будут равны нулю, когда постоянные токи компенсации роторных обмоток уравновесят действие соответствующих составляющих н. с., создаваемых токами статорных обмоток.

Для уменьшения влияния внешних магнитных полей корпус 6 преобразователя изготавливается из магнитно-мягкой стали и выполняет роль экрана. Фазочувствительные выпрямители на интегральных схемах можно устанавливать непосредственно на роторе или в корпусе СКП.

К преимуществам такого преобразователя следует отнести:

возможность работы в режиме построения вектора и преобразования координат при входных сигналах как постоянного, так и переменного тока (универсальность);

возможность получения выходных сигналов как на переменном токе (без фазочувствительного выпрямителя), так и на постоянном токе (при компенсационном методе измерения);

повышение температурной стабильности коэффициента передачи для компенсационного метода измерения, которая при условии устранения влияния остаточной намагниченности материала определяется в основном стабильностью характеристик элементов обратной связи.

Анализ магнитно-модуляционного СКП при выходных сигналах на переменном токе проведем для случая линейно-кусочной аппроксимации динамической кривой намагничивания материала магнитопровода (рис. 2) и синусоидальном токе в обмотке возбуждения при следующих допущениях:

электромагнитные процессы анализируются для предельной петли гистерезиса материала магнитопровода преобразователя;

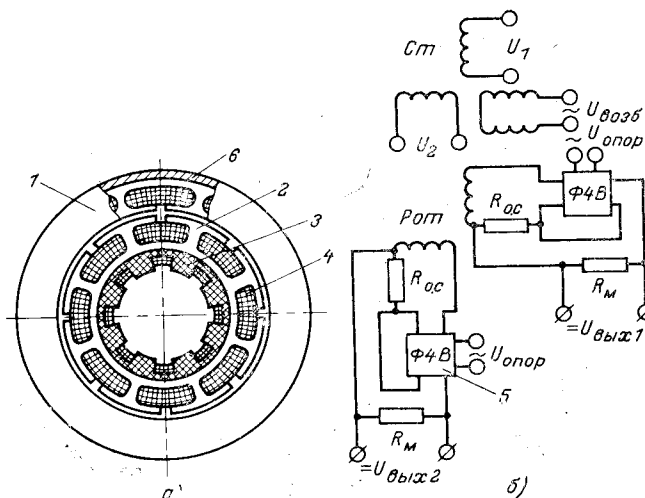


Рис. 1. Конструкция преобразователя (а) и компенсационная схема измерения составляющих постоянного тока на СКП (б).

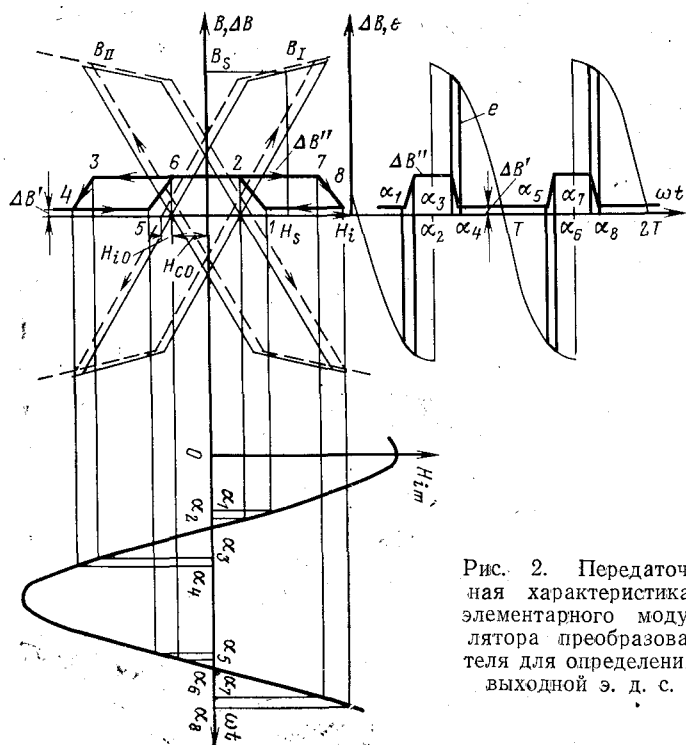


Рис. 2. Передаточная характеристика элементарного модулятора преобразователя для определения выходной э. д. с.

квадратурные обмотки статора и ротора симметричны и имеют синусоидальное распределение витков по расточке;

воздушный зазор между ротором и статором и магнитная проводимость в любом радиальном направлении постоянны, а поле по расточке радиально.

Эти допущения, как показывает эксперимент, приводят к погрешности расчета характеристик преобразователя, не превышающей 10%.

Амплитуды первых гармоник н. с. F_{01d} и F_{01q} , создаваемые токами в обмотках статора I_x и I_y , равны [Л. 3]:

$$\left. \begin{aligned} F_{01d} &= \frac{2}{\pi} \sqrt{I_x^2 + I_y^2} \omega_{с.эфф} \sin \psi_F; \\ F_{01q} &= \frac{2}{\pi} \sqrt{I_x^2 + I_y^2} \omega_{с.эфф} \cos \psi_F, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $\omega_{с.эфф}$ — эффективное число витков обмотки статора; ψ_F — угол между вектором суммарной н. с. F_{01} и осью q обмотки ротора.

Для магнитной цепи преобразователя (рис. 3) с распределенной н. с. $F_{01d} \sin \varphi$ с учетом принятых выше допущений можно записать дифференциальное уравнение [Л. 4]:

$$\frac{d\Phi_d(\varphi)}{d\varphi} = -g_\varphi \dot{U}_{\varphi 1}, \quad (2)$$

где $\frac{d\Phi_d(\varphi)}{d\varphi}$ — производная от потока в спинках магнитопровода по угловой координате расточки φ , создаваемого н. с. $F_{01d} \sin \varphi$; g_φ — удельная проводимость контура с координатами $(-\varphi, \varphi)$, образованного средними диаметрами спинок ротора и статора; $\dot{U}_{\varphi 1} = F_{01d} \sin \varphi$ — магнитное напряжение на участке выбранного контура.

Выделим в преобразователе элементарную трубку тока (рис. 3), образованную пакетами ротора 1 и статора 2 с координатами по расточке $(\varphi + \Delta\varphi/2; \varphi - \Delta\varphi/2)$, $(-\varphi + \Delta\varphi/2; -\varphi - \Delta\varphi/2)$ и спинками пакетов ротора и статора на участке $(-\varphi, \varphi)$, симметричную относительно обмотки ротора q .

Уравнение (2) для элементарной трубки можно записать в виде:

$$\Delta\Phi(\varphi) = -2G_\varphi F_{01d} \sin \varphi, \quad (3)$$

где $\Delta\Phi(\varphi)$ — приращение потока в спинках магнитопровода от действия магнитного напряжения $U_{\varphi 1}$ в трубке; G_φ — магнитная проводимость элементарной трубки, которая до насыщения материала спинок ротора равна:

$$G_\varphi = \frac{\mu_0 \mu_r l r \Delta\varphi}{2 \left[\delta_1 + 2 \left(\frac{r}{b} \right) r \varphi \Delta\varphi \right]}; \quad \delta_1 = \mu_r \delta + 2k_z l_z, \quad (4)$$

где μ_0 — абсолютная магнитная проницаемость вакуума; μ_r — относительная магнитная проницаемость на участке динамической кривой намагничивания до насыщения материала магнитопровода; b, l — ширина и длина спинки пакетов ротора и статора; l_z — высота зубцов пакетов ротора и статора, отсчитываемая от среднего диаметра спинок; k_z — коэффициент, учитывающий наличие пазов на роторе и статоре [Л. 3]; δ — зазор между пакетами ротора и статора; r — радиус расточки статора.

Приращение потока $\Delta\Phi(\varphi)$ в трубке от действия н. с. по оси обмотки ротора $q (F_{01q} \cos \varphi)$ в силу симметрии равно нулю.

Для реальных конструкций преобразователей: $r/b = 3 \div 8$, $\mu_r = (5 \div 10) 10^3$, $r/\delta = 50 \div 100$, $2(r/b) r \varphi \Delta\varphi \ll \delta_1$, поэтому вторым членом в знаменателе (4) можно пренебречь. Уравнение (3) при этом примет вид:

$$\Delta\Phi(\varphi) = -\frac{\mu_0 \mu_r l r F_{01d} \sin \varphi \Delta\varphi}{\delta_1}. \quad (5)$$

Среднее значение напряженности поля внутри элементарной трубки $H_{i0}(\varphi)$, создаваемое U_φ на участке $\Delta\varphi$, определяется по закону полного тока:

$$H_{i0}(\varphi) = \frac{|\Delta\Phi(\varphi)|}{\mu_0 \mu_r l r \Delta\varphi} = \frac{F_{01d}}{\delta_1} \sin \varphi. \quad (6)$$

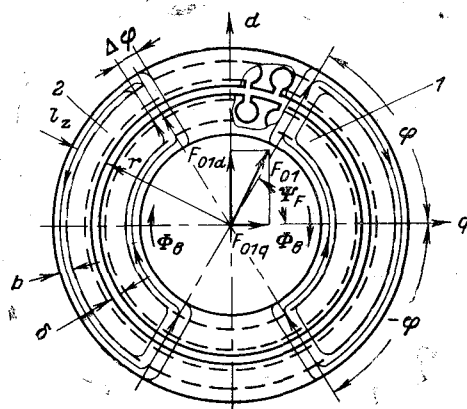


Рис. 3. Схема магнитной цепи преобразователя.

Выделим в преобразователе вторую элементарную трубку, симметричную первой относительно оси d . Обе трубки можно рассматривать как полуэлементы магнитного модулятора с общей измерительной роторной обмоткой, расположенной на участке $(-\varphi, \varphi)$. Потоки возбуждения на участке модуляции не наводят э. д. с. первой гармоники, так как они замыкаются по спинке ротора.

Передаточная характеристика такого модулятора по полю возбуждения с учетом постоянного поля H_{i0} , построенная аналогично [Л. 5], представлена на рис. 2 и имеет координаты:

$$1(H_s - H_{cd} + H_{i0}; \Delta B_1); \quad 2(H_s - H_{cd1} - H_{i0}; \Delta B_2); \\ 3(-H_s - H_{cd1} + H_{i0}; \Delta B_2); \quad 4(-H_s - H_{cd1} - H_{i0}; \Delta B_1),$$

где $H_{cd1} = H_{cd}(1 + \mu_s/\mu_d)$ — динамическая коэрцитивная сила материала моделируемого участка магнитной цепи; H_s — напряженность, соответствующая индукции насыщения; $\Delta B_1, \Delta B_2$ — значения индукции в среднем сечении элементарного модулятора, изменение которой приводит к появлению э. д. с. в измерительной обмотке.

Моменты времени для поля возбуждения $H_{im} \cos \omega t$, соответствующие абсциссам точек 1–8 передаточной характеристики модулятора, определяются в соответствии с рис. 2 из выражения:

$$\alpha_i = \arccos \frac{H_{\Sigma i}}{H_{im}}. \quad (7)$$

После разложения э. д. с. измерительной обмотки $\omega_p(\varphi)$ элементарного модулятора в ряд Фурье и соответствующих преобразований получим распределение косинусной и синусной составляющих э. д. с. 2-й гармоники $E_{2ad}(\varphi)$ и $E_{2bd}(\varphi)$ в элементарных модуляторах с осью чувствительности od :

$$E_{2ad}(\varphi) \approx \frac{16}{\pi} \omega \omega_p(\varphi) br\mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s H_{cd1}}{H_{im}^2} H_{i0}(\varphi); \quad (8)$$

$$E_{2bd}(\varphi) \approx -\frac{8}{\pi} \omega \omega_p(\varphi) br\mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s}{H_{im}} \times \\ \times \left[1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2 + H_{i0}^2(\varphi)}{2H_{im}^2} \right] H_{i0}(\varphi), \quad (9)$$

где $H_{im} = \frac{I_{mv} \omega_p}{2\pi(r - l_z)}$ — амплитуда напряженности

внутреннего поля возбуждения на участке модуляции, изменяющегося с угловой частотой ω ; I_{mv} — амплитуда тока в обмотке возбуждения.

Модуль $E_{2d}(\varphi)$ и фазу $\psi_d(\varphi)$ распределенной э. д. с. 2-й гармоники элементарного модулятора определяем из (8) и (9):

$$E_{2d}(\varphi) \approx \frac{8}{\pi} \omega \omega_p(\varphi) br\mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s}{H_{im}} H_{i0}(\varphi) \times \\ \times \sqrt{1 - \frac{H_s^2 - H_{cd1}^2}{H_{im}^2} + \frac{H_s^4 + 6H_s^2 H_{cd1}^2}{4H_{im}^4}} \times \\ \times \left(1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} \right) \frac{H_{i0}^2(\varphi)}{H_{im}^2}; \quad (10)$$

$$\psi_d(\varphi) = \arctg \frac{-2H_{cd1}}{H_{im} \left(1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2 + H_{i0}^2(\varphi)}{2H_{im}^2} \right)}. \quad (11)$$

Значение H_{cd} при $H_{im} > H_s + H_{cd}$ можно определить по формуле [Л. 6]:

$$H_{cd} \approx \sqrt{0,125 \omega \sigma h^2 B_s H_{im}}, \quad (12)$$

где σ — удельная электрическая проводимость материала магнитопровода; h — толщина пластин модулируемого участка.

Число витков измерительной обмотки элементарного модулятора, в которых наводится э. д. с. 2-й гармоники от н. с. $U_{\varphi 0}$,

$$\omega_p(\varphi) = \int_{-\varphi}^{\varphi} \frac{\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}}}{m} \cos \varphi d\varphi = \frac{2\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}}}{m} \sin \varphi, \quad (13)$$

где $\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}}$ — эффективное число витков обмотки ротора; m — число катушек одной половины обмотки.

Для стабильной работы модулятора преобразователя необходимо, чтобы $H_{im} > H_s + H_{cd1} + H_{i0}(\varphi)$. В этом случае (10) можно привести к виду:

$$E_{2d}(\varphi) \approx \frac{16}{\pi} \omega \frac{\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}}}{m} br\mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s}{H_{im}} H_{i0}(\varphi) \times \\ \times \left[1 - \frac{H_s^2 - H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} + \frac{H_{cd1}^2 (8H_s^2 - H_{cd1}^2)}{8H_{im}^4} - \right. \\ \left. - \frac{1}{2} \left(1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} \right) \frac{H_{i0}^2(\varphi)}{H_{im}^2} \right] \sin \varphi. \quad (14)$$

Суммарное значение э. д. с. 2-й гармоники, наводимой в роторной обмотке d , с учетом (1) и (6) и обозначения $I = \sqrt{I_x^2 + I_y^2}$ равно:

$$E_{2d} \approx \int_0^{\pi/2} \frac{32}{\pi^2} \omega \frac{\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}} \omega_c \cdot \omega_{\text{эфф}}}{m} \frac{rl}{\delta_1} \mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s}{H_{im}} I \sin \psi_F \times \\ \times \sin^2 \varphi \left[1 - \frac{H_s^2 - H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} + \frac{H_{cd1}^2 (8H_s^2 - H_{cd1}^2)}{8H_{im}^4} - \right. \\ \left. - 2 \left(1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} \right) \left(\frac{I \omega_c \cdot \omega_{\text{эфф}}}{\pi \delta_1} \sin \psi_F \right)^2 \frac{\sin^2 \varphi}{H_{im}^2} \right] d\varphi. \quad (15)$$

Интегрируя (15), получаем:

$$E_{2d} \approx ABI \left[1 - \frac{C}{B} I^2 \sin^2 \psi_F \right] \sin \psi_F, \quad (16)$$

где

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{8}{\pi} \omega \frac{\omega_p \cdot \omega_{\text{эфф}} \omega_c \cdot \omega_{\text{эфф}}}{m} \frac{rl}{\delta_1} \mu_0(\mu_d - \mu_s) \frac{H_s}{H_{im}}; \\ B &= 1 - \frac{H_s^2 - H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} + \frac{H_{cd1}^2 (8H_s^2 - H_{cd1}^2)}{8H_{im}^4}; \\ C &= 3 \left(1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} \right) \left(\frac{\omega_c \cdot \omega_{\text{эфф}}}{\pi \delta_1} \right)^2 \frac{1}{H_{im}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

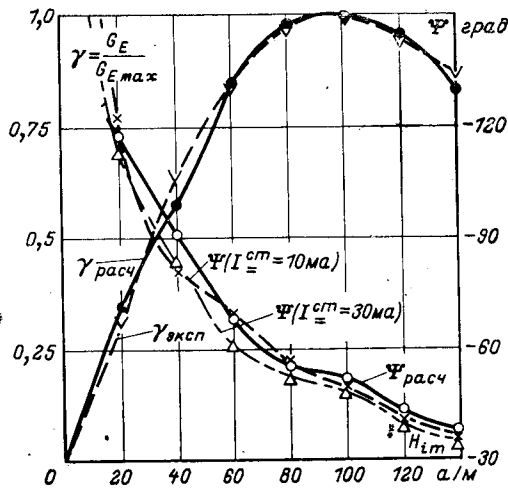


Рис. 4. Амплитудные $\gamma(H_{im})$ и фазовые $\psi(H_{im})$ характеристики преобразователя.

Проводя аналогичные вычисления для э. д. с. обмотки ротора q , получаем:

$$E_{2q} \approx ABI \left[1 - \frac{C}{B} I^2 \cos^2 \psi_F \right] \cos \psi_F. \quad (18)$$

Крутизну характеристики преобразователя G_E определяем из (16) и (18), введя обозначения $I_d = I \sin \psi_F$, $I_q = I \cos \psi_F$:

$$G_E = \left. \frac{\partial E_{2d}}{\partial I_d} \right|_{I_d \rightarrow 0} = AB \left(1 - \frac{3C}{B} I_d^2 \right). \quad (19)$$

Нелинейность характеристики преобразователя $\Delta = \frac{3C}{B} I_d^2$. Анализ (11) для элементарного модулятора показывает, что отношение $\frac{H_{i0}(\varphi)}{2H_{im}} \ll 1$ при всех возможных сочетаниях I , $\omega_{с.эфф}$, δ_1 . Поэтому для определения фазы э. д. с. E_{2d} с достаточной степенью точности можно принять $\varphi = \frac{\pi}{4} = \text{const}$, а выражение (11) записать:

$$\psi_d \approx -\arctg \frac{2H_{cd1}}{H_{im} \left[1 - \frac{H_s^2 + 3H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} - \left(\frac{\omega_{с.эфф}}{\pi \delta_1 H_{im}} I_d \right)^2 \right]}. \quad (20)$$

Из (12) и (20) следует, что фаза э. д. с. 2-й гармоники в основном определяется отношением H_{cd1}/H_{im} . Для увеличения стабильности фазовой характеристики нужно уменьшить частоту возбуждения датчика ω , толщину пластин пакета h с модулируемым участком сопротивления и увеличивать амплитуду напряженности поля возбуждения H_{im} .

Как показывает эксперимент, формулы (16), (18) и (20) справедливы и при $H_{im} \leq H_s + H_{cd1}$, если принять $H_s = H_{im} - H_{cd1}$. На рис. 4 приведены амплитудная характеристика $\gamma(H_{im}) = G_E/G_{E\text{max}}$, выраженная в относительных единицах по отношению к максимально возможной крутизне $G_{E\text{max}}$, а также фазовая характеристика $\psi(H_{im})$ магнитно-модуляционного СКП, выполненного на базе серий-

ного СКТ. Из графиков видно, что для рабочего участка характеристик ($H_{im} > H_s + H_{cd1}$) расхождение расчетных и экспериментальных данных не превышает 10%, а фазовая характеристика преобразователя мало зависит от тока I . Это указывает на то, что принятые ранее допущения приводят к незначительным дополнительным погрешностям.

Нелинейность амплитудной характеристики преобразователя Δ и зависимость $\psi(H_{i0})$ приводят к дополнительным угловым погрешностям преобразователя в следящей системе с СКТ, соответственно, равным:

$$\Delta \psi_{F\Delta} \approx \frac{3}{4} \frac{C}{B} I^2 \sin 4\psi_F; \quad (21)$$

$$\Delta \psi_{F\psi} \approx \frac{H_{cd1} \sin \varphi_d}{2H_{im} \left(1 - \frac{H_s^2 + H_{cd1}^2}{2H_{im}^2} \right)^2} \left(\frac{\omega_{с.эфф}}{\pi \delta_1 H_{im}} I \right)^2 \sin 4\psi_F, \quad (22)$$

где φ_d — фазовый сдвиг между э. д. с. 2-й гармоники с обмотки ротора СКТ приемника и опорным напряжением фазочувствительного выпрямителя усилителя следящей системы.

Наиболее значительной погрешностью рассматриваемого преобразователя является погрешность от остаточной намагнитченности магнитопровода, которая создает индукцию B_r , распределенную по расточке в первом приближении по синусоидальному закону.

Используя выражение для остаточной индукции B_r в разомкнутой магнитной цепи, приведенное в [Л. 6], относительное значение погрешности воспроизведения составляющих F_{01d} и F_{01q} суммарного вектора н. с. F_{01} выходными э. д. с. 2-й гармоники E_{2d} и E_{2q} можно записать в виде:

$$\left. \begin{aligned} \delta_{остd} &= \frac{\pi H_c \left[\frac{\pi}{2} (r + l_z) + 2k_z l_z \right] \sin \kappa}{2I \omega_{с.эфф} \sin \psi_F \left[1 + \frac{\pi (r + l_z) + 4k_z l_z}{2\mu_d \delta} \right]}, \\ \delta_{остq} &= \frac{\pi H_c \left[\frac{\pi}{2} (r + l_z) + 2k_z l_z \right] \cos \kappa}{2I \omega_{с.эфф} \cos \psi_F \left[1 + \frac{\pi (r + l_z) + 4k_z l_z}{2\mu_d \delta} \right]}, \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

где κ — угол между осью q обмотки и направлением оси остаточного намагничивания; H_c — статическая коэрцитивная сила материала магнитопровода.

Наименьшую коэрцитивную силу H_c имеют железоникелевые сплавы типа 79НМ, которые и рекомендуется использовать для преобразователя.

Наиболее эффективным способом уменьшения этой погрешности является перемагничивание материала спинки пакета статора путем пропускания переменного тока по дополнительной обмотке (размагничивающей), размещенной по периметру спинки статора. При этом относительную приведенную погрешность от остаточного намагничивания $\delta_{ост}$ при правильном выборе тока в обмотках статора I можно уменьшить в 3—5 раз (снизить $\delta_{ост}$ до 0,1%).

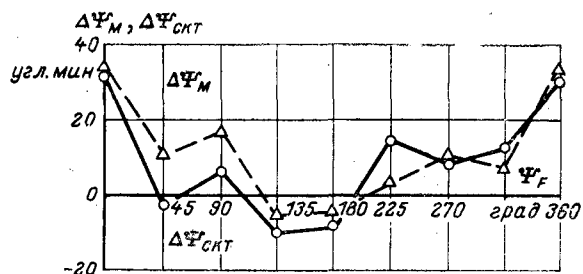


Рис. 5. Угловая погрешность преобразователя в следящей системе в режиме модулятора и СКТ.

Магнитно-модуляционные СКП чувствительны к внешним постоянным и переменным магнитным полям, например к полям электрооборудования, магнитному полю Земли и др. Уменьшить воздействия внешних полей на точность преобразователя можно при выполнении корпуса СКП в виде магнитного экрана.

Используя приближенное выражение для определения коэффициента экранирования бесконечно длинного цилиндрического экрана $S_0(0)$, приведенное в [Л. 7], для случая магнитостатического экранирования и $\mu_d \gg 1$, получаем:

$$S_0(0) = \frac{1}{1 + \frac{1}{2}(\mu_d - 1)\frac{d}{R}}, \quad (24)$$

где R — наружный радиус цилиндрического экрана; d — толщина стенки экрана.

В реальных конструкциях преобразователя корпус-экран обычно выполняется с торцевыми стенками, краевой эффект при этом сказывается слабо, а значение $S_0(0)$ можно получить равным 0,015—0,007.

Для поля помехи с частотой, равной частоте 2-й гармоники выходной э. д. с., когда выполняется условие $d/\delta > 2 \div 3$, выражение для коэффициента

экранирования $S_0(\omega)$ можно привести к виду:

$$S_0(\omega) = \frac{2e^{-d/\delta}}{\sqrt{1 + \frac{R}{\mu_d \delta} + \frac{\mu_d \delta}{2R} + \frac{R^2}{2\mu_d^2 \delta^2} + \frac{\mu_d^2 \delta^2}{8R^2}}}, \quad (25)$$

где δ — эквивалентная глубина проникновения поля.

Коэффициент экранирования $S_0(\omega)$ для средних частот поля помехи значительно меньше $S_0(0)$. Дополнительная погрешность преобразователя от внешнего поля помехи напряженностью $H_n \leq 50$ э при $S_0(0) = 0,01$ не превышает 0,1%.

Для расчета других погрешностей преобразователя, присущих и СКТ, в первом приближении можно воспользоваться выражениями [Л. 3].

Для примера на рис. 5 представлены погрешности преобразователя в следящей системе в режиме датчика-модулятора ($\Delta\Psi_M$) и СКТ-датчика ($\Delta\Psi_{СКТ}$) в зависимости от угла поворота ротора преобразователя Ψ_F .

Расхождение в значениях погрешностей $\Delta\Psi_M$ и $\Delta\Psi_{СКТ}$ объясняется остаточным намагничиванием материала магнитной цепи (материал спинки статора не перемагничивался).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Увакин В. Ф., Выжелевский Б. В. и др. Синусно-косинусный преобразователь. А. С. № 316110 (СССР). Оpubл. в бюлл. — «Изобретения. Пром. образцы. Товарные знаки». 1971, № 29.
2. Geyger W. A. The ring-core magnetometer. A new type of second harmonic flux-gate magnetometer. — «Communication and Electronics», march, 1962, v, 59.
3. Хрущев В. В. Электрические микромашины. М., Госэнергоиздат, 1969.
4. Буль Б. К. Основы теории и расчета магнитных цепей. Л., «Энергия», 1964.
5. Cordon D. J., Lundsten R. H., Chiarado R. A. Factors affecting the sensitivity of gamma-level ring-core magnetometers. «IEEE Transactions magnetics», 1965, № 4, v. I.
6. Розенблат М. А. Магнитные элементы автоматики и вычислительной техники. М., «Наука», 1966.
7. Fild C. G. Magnetic screening Electronic Engineering. February, 1970.

[7.5.1973]



ПЛАКАТЫ ПО ЭКОНОМИИ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ И ТЕПЛОЙ ЭНЕРГИИ ВЫПУСКАЕТ ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

Плакаты красочные, иллюстрированные, призывают экономить электроэнергию, топливо, бережно и рационально расходовать их.

Плакаты печатаются на плотной бумаге размером 45×60 см. Они предназначены для производственных помещений, техкабинетов заводов, фабрик, электростанций и других предприятий.

Для приобретения плакатов следует оформить бланк-заказ, в котором помещен аннотированный перечень плакатов, указан порядок оплаты и получения их.

Бланк-заказ высылается по запросам бесплатно.

За получением бланка-заказа обращаться по адресу: 113114 Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10. Издательство «Энергия», Отдел распространения, тел. для справок: 235-39-27.

Повышение точности трансформаторной дистанционной передачи

КУЛИКОВ В. Н., ЛИПСКИЙ В. А.

Ленинград

В настоящее время повышение точности трансформаторной дистанционной передачи (ТДП), составленной из поворотных трансформаторов (ПТ), осуществляют путем подбора датчика и приемника по классам точности, подбором их с целью взаимной компенсации ошибок и симметрированием датчика и цепей синхронизации [Л. 1—3], т. е. внимание сосредоточено в основном на регулировании параметров датчика и цепей синхронизации.

Как показывает опыт проектирования малогабаритных ПТ, при большом разбросе ПТ по параметрам, характеризующим их класс точности и цепи синхронизации, подбор пар датчика и приемника с целью получения наибольшей точности ТДП является весьма затруднительным.

Большое влияние на точность ТДП оказывает асимметрия магнитопровода статора, которая, как правило, изменяется в широких пределах и обычно в 3—4 раза превышает асимметрию магнитопровода ротора. Если асимметрию магнитопровода статора и датчика в целом значительно уменьшить путем первичного симметрирования, то в приемнике, обмотка управления которого расположена на статоре, симметрирование со стороны статора отсутствует, в результате чего снижается класс точности ПТ, используемого в качестве приемника, и увеличивается погрешность ТДП.

Повысить точность ТДП возможно путем активного воздействия на параметры приемника, например уменьшением его асимметрии с помощью расположенных на нем дополнительных обмоток, как показано на рис. 1, а.

Для анализа основных свойств схемы рассмотрим выражения для напряжений и токов в цепях обмоток.

С целью упрощения системы уравнений допустим, что взаимоиндукция между одинаковыми роторными и статорными обмотками датчика и приемника отсутствует.

Систему уравнений рассматриваемой схемы ТДП представим в виде:

	i_f	i_k	i_a	i_b	i_c	i_d	i_y	
f	Z_f	0	jX_f^{fa}	jX_f^{fb}	0	0	0	$\dot{U}$
k	0	Z_k	jX_k^{ka}	$-jX_k^{kb}$	0	0	0	0
a	jX_f^{af}	jX_f^{ak}	Z_a	0	jX_{II}^{ac}	$-jX_{II}^{ad}$	jX_{II}^{ay}	0
b	jX_f^{bf}	$-jX_f^{bk}$	0	Z_b	$-jX_{II}^{bc}$	jX_{II}^{bd}	jX_{II}^{by}	0
c	0	0	jX_{II}^{ca}	jX_{II}^{cb}	Z_c	0	jX_{II}^{cy}	0
d	0	0	$-jX_{II}^{da}$	jX_{II}^{db}	0	Z_d	jX_{II}^{dy}	0
y	0	0	jX_{II}^{ya}	jX_{II}^{yb}	jX_{II}^{yc}	jX_{II}^{yd}	Z_y	0

Здесь f, k, a, b, c, d, y — обмотки статора и ротора датчика и приемника; i_f и т. д. — токи в цепях обмоток; Z_f и т. д. — полные сопротивления цепей обмоток, в которые входят и внешние сопротивления Z_k и др.; X_f^{af} и т. д. — сопротивления взаимной индукции роторных и статорных обмоток датчика и приемника.

Представим функции взаимной индукции соответствующими индуктивными сопротивлениями:

для статорных обмоток датчика

$$X_f^{fa} = X_f^{af} = x_f^f \sin \alpha; \quad X_f^{ka} = X_f^{ak} = x_f^k \cos \alpha;$$

$$X_f^{fb} = X_f^{bf} = x_f^f \cos \alpha; \quad X_f^{kb} = X_f^{bk} = x_f^k \sin \alpha,$$

где α — угол поворота ротора датчика;

для цепи синхронизации и дополнительных обмоток приемника

$$X_{II}^{ca} = X_{II}^{ac} = x_{II}^c \cos \left(\frac{\pi}{4} - \alpha_0 \right); \quad X_{II}^{da} = X_{II}^{ad} = x_{II}^d \sin \times$$

$$\times \left(\frac{\pi}{4} - \alpha_0 \right);$$

$$X_{II}^{cb} = X_{II}^{bc} = x_{II}^c \sin \left(\frac{\pi}{4} - \alpha_0 \right); \quad X_{II}^{db} = X_{II}^{bd} = x_{II}^d \cos \times$$

$$\times \left(\frac{\pi}{4} - \alpha_0 \right),$$

где α_0 — угол поворота ротора приемника;

для обмотки управления приемника

$$X_{II}^{ya} = X_{II}^{ay} = x_{II}^y \sin \alpha_0; \quad X_{II}^{yc} = X_{II}^{cy} = \frac{x_{II}^{cy}}{\sqrt{2}};$$

$$X_{II}^{yb} = X_{II}^{by} = x_{II}^y \cos \alpha_0; \quad X_{II}^{yd} = X_{II}^{dy} = \frac{x_{II}^{dy}}{\sqrt{2}}.$$

Пусть

$$x_f^f = x_f^k, \quad x_{II}^c = x_{II}^d, \quad x_{II}^{cy} = x_{II}^{dy},$$

$$Z_f = Z_k, \quad Z_a = Z_b, \quad Z_c = Z_d.$$

Тогда, решив систему уравнений (1) относительно тока i_y , для выходного напряжения обмотки управления приемника получим:

$$\dot{U}_y = i_y Z_y = - \frac{\dot{U}_z x_f^f}{\Delta} \{ Z_c Z_f (x_{II}^c)^2 (x_{II}^y)^2 +$$

$$+ Z_a Z_c^2 Z_f x_{II}^y + Z_c^2 (x_f^f)^2 x_{II}^y - j [Z_c (x_f^f)^2 x_{II}^c x_{II}^{cy} +$$

$$+ Z_f (x_{II}^c)^2 x_{II}^{cy} + Z_a Z_c Z_f x_{II}^c x_{II}^{cy}] \} \cos (\alpha - \alpha_0). \quad (2)$$

Здесь Δ — главный определитель системы уравнений (1).

В согласованном положении $\alpha - \alpha_0 = \pi/2$ и $U_y = 0$, т. е. при принятых допущениях схема позволяет осуществить безошибочную передачу угла.

Для режима холостого хода $Z_y = \infty$, тогда для выходной, т. е. с обмотки управления приемника и потребляемого тока

обмотки возбуждения датчика получим:

$$\dot{E}_{yx, x} = -\dot{U} x_{II}^f \frac{(Z_c x_{II}^y - j x_{II}^c x_{II}^{cy}) \cos(\alpha - \alpha_0)}{[Z_a Z_f + (x_f^f)^2] \left\{ 1 + \frac{Z_c Z_f (x_{II}^c)^2}{Z_c [Z_a Z_f + (x_f^f)^2] + Z_f (x_{II}^c)^2} \right\}}; \quad (3)$$

$$\dot{I}_{fx, x} = \dot{U} \frac{Z_a Z_c^2 [Z_a Z_f + (x_f^f)^2] + Z_c - Z_f (x_{II}^c)^2 +}{Z_c [Z_a Z_f + (x_f^f)^2] \{ Z_c [Z_a Z_f + (x_f^f)^2] + } \rightarrow$$

$$\rightarrow \frac{+ 2 Z_a Z_c Z_f (x_{II}^c)^2}{+ 2 Z_f (x_{II}^c)^2} \quad (4)$$

Сравним выражения для потребляемого тока и выходного напряжения холостого хода рассматриваемой и классической схем [Л. 4].

При принятых обозначениях и допущениях для классической схемы имеем:

$$\dot{E}_{yx, x} = -\dot{U} x_{II}^f x_{II}^y \frac{\cos(\alpha - \alpha_0)}{Z_a Z_f + (x_f^f)^2}; \quad (5)$$

$$\dot{I}_{fx, x} = \dot{U} \frac{Z_a}{Z_a Z_f + (x_f^f)^2}. \quad (6)$$

Тогда выражения для отношения токов и напряжений рассматриваемой и классической схем при разомкнутых обмотках управления (режим холостого хода) примут вид:

$$K_I = 1 + \frac{1 - \frac{Z_f}{Z_c} (x_{II}^c)^2}{Z_a Z_c [Z_a Z_f + (x_f^f)^2] + 2 Z_a Z_f (x_{II}^c)^2}; \quad (7)$$

$$K_U = \frac{Z_c - j \frac{x_{II}^c x_{II}^{cy}}{x_{II}^y}}{1 + \frac{Z_f (x_{II}^c)^2}{[Z_a Z_f + (x_f^f)^2] + \frac{Z_f}{Z_c} (x_{II}^c)^2}} \quad (8)$$

Экспериментальные данные были получены на несколько видоизмененной схеме, приведенной на рис. 1, б и выполненной

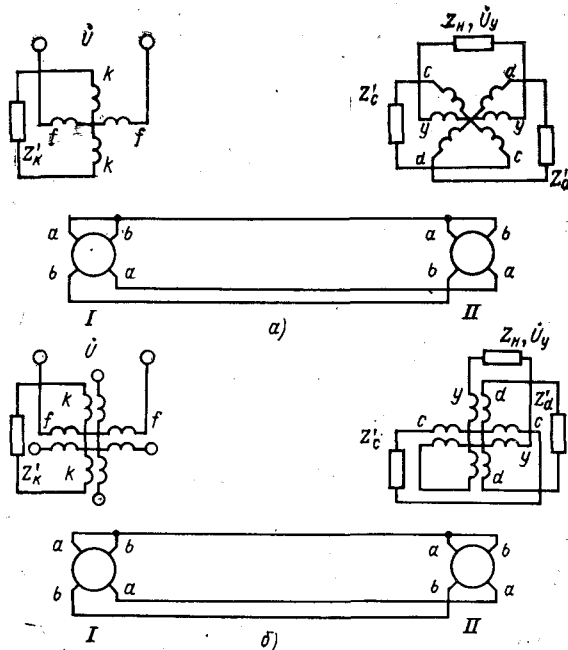


Рис. 1. Принципиальная электрическая схема ТДП.

a — дополнительные обмотки на приемнике расположены под углом $\pm 45^\circ$ к оси обмотки управления; b — дополнительные обмотки расположены попарно-параллельно основным обмоткам, соединенным последовательно.

на серийно выпускаемых поворотных трансформаторах ЗВТ-2ТВ-8 с коэффициентом трансформации, равным единице, полным входным сопротивлением 200 ом и равным числом витков основных и дополнительных обмоток.

В реальной схеме при замкнутых накоротко цепях дополнительных обмоток ($Z'_c = Z'_d = 0$) наблюдалось снижение выходного напряжения управляющей обмотки приемника в 2–2,5 раза по сравнению с классической схемой, а потребляемый ток уменьшался примерно на 10%.

На рис. 2 представлены кривые ошибок ТДП при различных значениях асимметрии приемника, снятые при работе дистанционной передачи по классической схеме и по схеме, изображенной на рис. 1, б, при этом на рис. 2, а приведены кривые ошибок, полученные на одной паре датчика и приемника, соединенных по классической и рассматриваемой схемам, а на рис. 2, б — кривые ошибок, полученные на той же паре поворотных трансформаторов, но при переставленных местах датчика и приемника.

Как видно из приведенных кривых ошибок, с помощью дополнительных обмоток на приемнике можно существенно снизить погрешность ТДП, особенно при больших значениях асимметрии приемника. Невозможность снижения ошибки до нуля с помощью дополнительных обмоток в реальной схеме обусловлена, в частности, тем, что на ошибку ТДП оказывает влияние и неравенство индуктивных и активных сопротивлений цепей синхронизации, которое не устраняется с помощью дополнительных обмоток.

В ходе эксперимента была выявлена возможность изменения закона распределения и уровня квадратурной э. д. с. при согласованных положениях датчика и приемника путем подрегулирования одним из сопротивлений Z'_c или Z'_d , в качестве которых были использованы активные сопротивления.

На рис. 3 представлены кривые квадратурных э. д. с., полученные при различных значениях сопротивлений, включенных в цепи дополнительных обмоток. При этом изменение закона распределения и уровня квадратурной э. д. с. можно осуществить при включении в цепи дополнительных обмоток сопротивлений Z'_c и Z'_d от долей ома до сотен килоомов. Однако следует иметь в виду, что при больших значениях сопротивлений демпфирующее действие дополнительных обмоток будет весьма незначительным, в результате чего асимметрия приемника и погрешность ТДП останутся почти неизменными.

Методика подбора сопротивления с целью изменения закона распределения и уровня квадратурной э. д. с. заключается в следующем.

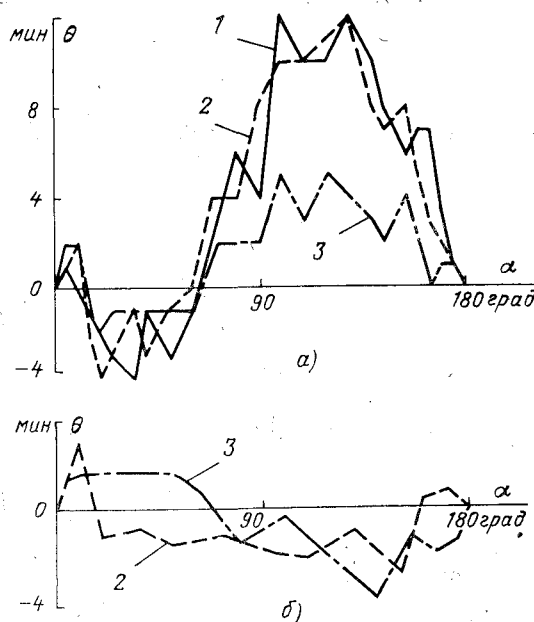


Рис. 2. Кривые ошибок ТДП при асимметрии статора приемника 13' (а) и 9' (б).

1 — выход с обмотки y приемника (классическая схема); 2 — выход с обмотки y приемника, образованной последовательным соединением двух основных обмоток (дополнительные обмотки разомкнуты); 3 — то же, что и 2, но дополнительные обмотки замкнуты накоротко.

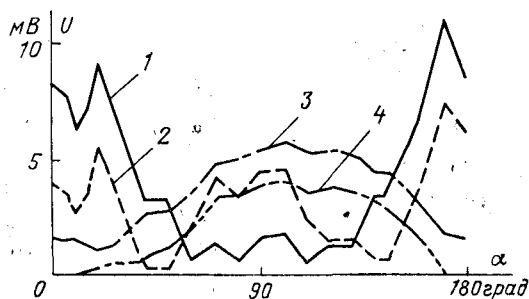


Рис. 3. Кривые квадратурного напряжения.

1 — дополнительные обмотки разомкнуты; 2 — в цепи дополнительных обмоток введены сопротивления $Z'_c = 10 \text{ ком}$, $Z'_d = 11 \text{ ком}$; 3 — дополнительные обмотки замкнуты накоротко; 4 — дополнительная обмотка Z'_c замкнута накоротко, в цепь другой обмотки введено сопротивление $Z'_d = 0,3 \text{ ом}$.

В цепи дополнительных обмоток вводились активные сопротивления близких значений. Затем при любом выбранном согласованном положении датчика и приемника попеременным изменением одного из сопротивлений и доворотом ротора приемника или датчика добивались изменения квадратурной э. д. с. до заданного значения, например 4,5 мВ при угле 90° (кривая 2 на рис. 3) или до нуля при угле 0° (кривая 4 на рис. 3). Угловые положения датчика и приемника после подрегулирования принимались за нулевые, и от них производилась затем без изменения сопротивлений проверка погрешности ТДП и уровней квадратурной э. д. с. при остальных угловых положениях датчика и приемника.

При этом для больших значений сопротивлений (примерно 100 ком), включенных в цепи дополнительных обмоток, разница в сопротивлениях Z'_c и Z'_d после подрегулирования в некоторых случаях достигала десятков килоом, по мере же уменьшения значений сопротивлений уменьшалась и разница между ними, и при замыкании одной из дополнительных обмоток накоротко в цепь другой обмотки для регулирования квадратурной э. д. с. требовалось включить сопротивление лишь в несколько долей или целых значений ома.

Выводы. 1. Подключение одинаковых сопротивлений в цепи дополнительных обмоток приемника трансформаторной дистанционной передачи не вносит погрешности, если датчик и приемник рассматриваются идеализированными.

2. Экспериментальные данные показывают, что путем активного воздействия на параметры приемника с помощью дополнительных обмоток можно значительно уменьшить погрешность дистанционной передачи.

3. Применение дополнительных обмоток на приемнике позволяет использовать для него поворотные трансформаторы более низкого класса, чем в классической схеме трансформаторной дистанционной передачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ахметжанов А. А. Системы передачи угла повышенной точности. М.—Л., «Энергия», 1967.
2. Хрущев В. В. Электрические микромашины переменного тока для устройств автоматики. М.—Л., «Энергия», 1969.
3. Памфилов Р. К. Условия взаимокompенсации технологических ошибок сельсинов в трансформаторной схеме. — «Электричество», 1971, № 6.
4. Хрущев В. В., Павлов О. А. Руководство по теории и проектированию вращающихся трансформаторов, ч. I М.—Л., «Энергия», 1965.

[3.8.1973]



УДК 621.316.1.001.24

Расчет температуры нагрева провода в нестационарных режимах плавки гололеда

БЕЛОУСОВ Ю. Ф.

Волгоград

До последнего времени плавка гололеда осуществлялась в основном током постоянной величины продолжительностью 0,5—2 ч. Результаты наиболее полного исследования плавки в этом режиме опубликованы в [Л. 1]. Эта монография широко использовалась проектными и эксплуатационными организациями при решении вопросов плавки гололеда на линиях 35 кВ и выше, а позднее и линий 6—10 кВ. Опыт эксплуатации показывает, что результаты расчетов, выполненных в соответствии с [Л. 1], вполне удовлетворительно совпадают с фактическими данными плавки.

Однако в тех случаях, когда токи короткого замыкания при имеющихся источниках напряжения превышают длительно допустимые по нагреву провода, использование стационарного режима оказывается невозможным. Увеличение максимально допустимой температуры провода позволяет расширить область применения стандартных напряжений на более короткие линии, но только до определенных пределов. Как показано в [Л. 2], увеличение температуры нагрева свыше 130°C связано с потерей механических свойств провода и поэтому практически невозможно.

В 1964 г. было предложено для плавки гололеда использовать естественные токи короткого замыкания без какого-либо ограничения по их величине [Л. 3]. При этом вопрос был исследован только применительно к плаванию гололеда. Проверка на нагрев участка провода, свободного от гололеда, не производилась.

Предложение по использованию больших токов короткого замыкания получило свое дальнейшее развитие в [Л. 4], однако и здесь был принят ряд упрощений, в результате которых опытные данные значительно отличались от расчетных [Л. 5].

Дальнейшим развитием идеи плавки гололеда большими токами являются методы использования повторно-кратковре-

менного режима, принятые в последнее время в ряде энергосистем [Л. 6—8]. Использование нестационарных режимов позволяет существенно расширить область применения простейших схем плавки гололеда без использования специальных устройств по регулированию напряжения и ограничению тока, что особенно важно для сельских распределительных сетей. В то же время отсутствие простого и достаточно точного метода расчета нагрева провода препятствует наилучшему использованию возможностей повторно-кратковременного режима. Ниже дается методика расчета, основанная на общем решении задачи нестационарной теплопроводности неограниченного цилиндра.

Проводник рассматривается как сплошной цилиндр с внутренними источниками тепла, протекание теплового процесса в котором в любой момент времени характеризуется [Л. 9, 10] дифференциальным уравнением теплопроводности:

$$\frac{\partial v}{\partial t} = a \nabla^2 v + \frac{q}{c\gamma}, \quad (1)$$

где a — коэффициент температуропроводности; c — теплоемкость; γ — удельный вес; v — температура; q — тепловой поток.

Расчеты для групп проводов, наиболее часто используемых в распределительных сетях (сечением до 120 мм^2), показывают, что при наибольшем радиусе провода, максимальном коэффициенте теплоотдачи и плотности тока до 20 а/мм^2 процесс нагрева (охлаждения) провода, свободного от гололеда, определяется теплообменом между поверхностью провода и окружающей средой, а разностью температур по сечению провода можно пренебречь.

С учетом этих упрощений для $q = \delta^2 \rho_0 (1 + \alpha v)$ изменение температуры провода во времени будет описываться диффе-

ренциальным уравнением первого порядка

$$c\gamma \frac{\partial v}{\partial t} = \delta^2 \rho_0 (1 + \alpha v) - \frac{kS}{F} (v - v_0), \quad (2)$$

где k — коэффициент теплоотдачи; S/F — отношение поверхности к сечению провода; δ — плотность тока; ρ_0 — удельное сопротивление провода; α — температурный коэффициент сопротивления.

После разделения переменных и преобразования получаем:

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{1}{c\gamma} \left(\frac{kSv_0}{F} + \delta^2 \rho_0 \right) - \frac{1}{c\gamma} \left(\frac{kS}{F} - \rho_0 \delta^2 \alpha \right) v. \quad (3)$$

При использовании этого уравнения в расчетах нагрева провода имеют место следующие случаи:

1. $\frac{kS}{F} \gg \delta^2 \rho_0 \alpha$;
2. $\frac{kS}{F} > \delta^2 \rho_0 \alpha$;
3. $\frac{kS}{F} = \delta^2 \rho_0 \alpha$;
4. $\frac{kS}{F} < \delta^2 \rho_0 \alpha$;
5. $\frac{kS}{F} \ll \delta^2 \rho_0 \alpha$.

Наиболее детально исследованы первый случай, характеризующий достаточно длительный процесс при малой интенсивности источников энергии, и противоположный ему пятый, для которого тепловой процесс настолько непродолжителен, что температура провода возрастает почти по прямолинейному закону, и расчет производится исходя из отсутствия теплообмена с внешней средой. Таким путем производится проверка проводников на термическую устойчивость токам короткого замыкания.

Решение уравнения (3) для последнего, пятого случая без учета влияния поверхностного эффекта и ряда других упрощений (с погрешностью до 2%) приводит к следующему выражению:

$$v = \frac{1}{\alpha} [(1 + \alpha v_n) e^{\frac{t}{T_1}} - 1]; \quad (4)$$

$$T_1 = \frac{c\gamma}{\delta^2 \rho_0 \alpha}.$$

Отсюда при заданном предельном нагреве провода допустимая плотность тока

$$\delta = \sqrt{\frac{c\gamma}{\alpha \rho_0 t} \ln \left(\frac{1 + \alpha v}{1 + \alpha v_n} \right)}. \quad (5)$$

Область применения повторно кратковременного режима при ручном управлении ограничивается возможностью его осуществления с заданной точностью. При ошибках в осуществлении операций по включению и отключению линии на 1 сек относительная погрешность не будет превышать 5%, если время между операциями составляет не менее 20 сек. При автоматизации процесса управления режимом это время может быть существенно снижено.

Приняв наименьшее время $t = 20$ сек, максимально допустимую температуру $v = 130^\circ \text{C}$ и $v_n = 50^\circ \text{C}$ находим, что предельная плотность тока в алюминиевых проводах составит 16 а/мм². При автоматизации процесса управления нагревом с допустимым минимальным циклом нагрева 5 сек, максимальная плотность составит 33 а/мм². Таким образом, автоматизация процесса управления позволит существенно расширить область применения плавки гололеда большими токами.

Общее решение уравнения (3) при $\frac{kS}{F} \neq \delta^2 \rho_0 \alpha$ и начальных условиях $t = 0$, $v = v_n$ имеет вид:

$$v = v_y (1 + e^{-\frac{t}{T}}) + v_n e^{-\frac{t}{T}}. \quad (6)$$

В этом уравнении для первого случая

$$v_y = \frac{\delta \rho_0 F}{kS} + v_0 \quad \text{и} \quad T_0 = \frac{c\gamma F}{Sk}. \quad (7)$$

Для второго и четвертого

$$v_y = \frac{\frac{kSv_0}{F} + \delta^2 \rho_0}{\frac{kS}{F} - \delta^2 \rho_0 \alpha} = v_0 + \frac{1 + \alpha v_0}{\frac{kS}{F\delta^2 \rho_0} - \alpha} \quad \text{и} \quad T = \frac{c\gamma}{\left(\frac{kS}{F} - \delta^2 \rho_0 \alpha \right)}. \quad (8)$$

Для третьего случая при тех же начальных условиях

$$v = \frac{1}{c\gamma} \left(\frac{kS}{F} v_0 + \delta^2 \rho_0 \right) t + v_n. \quad (9)$$

Таким образом, расчеты следует производить с учетом интенсивности источников энергии (значения тока) и условий охлаждения провода.

Наиболее сложными в тепловом отношении являются случаи, характеризующиеся уравнениями (8) и (9). Эти уравнения соответствуют процессам, для которых время нагрева не настолько велико, чтобы температура провода в конце процесса была близкой к установившейся, и не настолько мало, чтобы можно было пренебречь теплоотдачей в окружающую среду. Уравнения (6) и (7), получившие широкое распространение, не являются универсальными и их использование без учета характера процесса может привести к совершенно недопустимому перегреву провода при плавке гололеда. Приведение сопротивления проводника к максимальной температуре [Л. 8] также приводит к большой погрешности, но обратного знака.

Время, необходимое для нагрева провода с v_n до v_1 для уравнения (6) может быть найдено путем его логарифмирования:

$$t = T \ln \frac{v_y - v_n}{v_y - v_1}. \quad (10)$$

Систематизированные расчеты, предназначенные для повсеместного использования, можно производить по данному уравнению с учетом характера теплообмена и значений T [уравнения (7) и (8)].

Из (9) время нагрева находится путем его простого преобразования:

$$t = \frac{v_1 - v_n}{\frac{1}{c\gamma} \left(\frac{kS}{F} v_0 + \delta^2 \rho_0 \right)}. \quad (11)$$

При отключении линии начинается процесс охлаждения провода. При этом энергия внутренних источников в уравнении (3) равна нулю, и оно принимает вид:

$$\frac{\partial v}{\partial t} = \frac{kSv_0}{c\gamma F} - \frac{kSv}{c\gamma F}. \quad (12)$$

Его общее решение при начальных условиях $t = 0$ и $v = v_n$ имеет вид:

$$v = (v_n - v_0) e^{-\frac{kS}{c\gamma F} t} + v_0. \quad (13)$$

Время охлаждения от v_n до v_1

$$t = T_0 \ln \frac{v_n - v_0}{v_1 - v_0}, \quad (14)$$

где

$$T_0 = \frac{c\gamma F}{kS}.$$

Значение коэффициента теплоотдачи k в вышеприведенных формулах согласно [Л. 1]

$$kS = \left[7,24 \varepsilon d \left(\frac{273 + 0,5v_1 + 0,5v_0}{1000} \right)^3 + 1,1 \sqrt{Vd} \right] \cdot 10^{-2}, \quad (15)$$

где v_1 — температура нагрева провода; V — скорость ветра. Коэффициент теплоотдачи может быть определен и по дополнительному условию, например для (13) по условию $v = v_1$ при $t = t_1$.

В этом случае

$$v'_1 - v_0 = (v_H - v_0) e^{-\frac{kS}{c\gamma F} t_1}, \quad (16)$$

отсюда

$$e^{-\frac{kS}{c\gamma F}} = \left(\frac{v'_1 - v_0}{v_H - v_0} \right)^{\frac{1}{t_1}},$$

$$k = \frac{c\gamma F \left(\frac{1}{t_1} \ln \left(\frac{v_H - v_0}{v'_1 - v_0} \right) \right)}{S}. \quad (17)$$

Из (13) и (16) можно также получить следующее выражение, удобное при наличии опытных данных:

$$v = v_0 + (v_H - v_0) \left(\frac{v'_1 - v_0}{v_H - v_0} \right)^{\frac{t}{t_1}}. \quad (18)$$

Охлаждение провода в широких диапазонах изменения внешних условий рассмотрено в [Л. 11], где приведена номограмма для определения времени охлаждения. При ее построении в качестве исходной была принята формула, отличающаяся от (15) тем, что в ней вместо значения скорости ветра взято $\left(\frac{V}{2}\right)$, т. е. введен усредненный коэффициент запаса. При

необходимости более точной оценки расчет следует производить по (15) с введением поправочного коэффициента на рельеф местности и коэффициента на направление ветра. Зависимость коэффициента теплоотдачи от угла между проводом и направлением ветра, приведенная в различных материалах [Л. 2 и 9], имеет довольно близкие значения. По усредненным данным этих значений на рис. 1 приведена графическая зависимость снижения расчетной скорости ветра от направления по отношению к проводу.

На рис. 2 приведена номограмма для вычисления постоянной времени охлаждения, построенная с помощью формул (14) и (15):

$$\frac{T_0}{c\gamma} = m = \frac{100\gamma F}{7,24 \text{ед} \left(\frac{273 + 0,5 v_1 + 0,5 v_0}{1000} \right)^3 + 1,1 V \sqrt{d}}. \quad (19)$$

В дифференциальных уравнениях (2) и (12) в качестве одного из условий принято постоянство величины коэффициента теплоотдачи, т. е. k принят независимым от температуры. При этом для нестационарного режима в целях повышения точности решения коэффициент теплоотдачи принимается исходя из средней температуры между начальной и конечной температурой периода охлаждения.

Номограмма, приведенная на рис. 2, построена для охлаждения провода со 130 до 50 °С. При построении принято $v_1 = 90$ °С, $v_2 = 0$, V от 0,7 до 10 м/сек. Значения остальных теплофизических характеристик проводов также приняты для средней температуры расчетного диапазона (90 °С). Приведенная номограмма может быть использована также для нахождения величины постоянной времени нагрева к уравнениям (6) и (7).

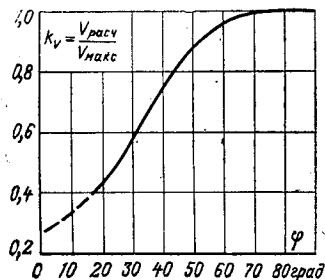


Рис. 1. Отношение эквивалентной скорости ветра к максимальной скорости в зависимости от угла между проводом и направлением ветра.

Постоянная времени для уравнения (8) может быть найдена из соотношения:

$$\frac{1}{T} = \frac{kS}{c\gamma F} - \frac{\delta^2 \rho_0 \alpha}{c\gamma}.$$

Первый член правой части этого уравнения представляет собой величину, обратную T_0 , значение которой приведено на рис. 2, второй член — $1/T_1$.

Введя эти обозначения, находим:

$$\frac{1}{T} = \frac{1}{T_0} - \frac{1}{T_1};$$

$$T = \frac{T_1 T_0}{T_1 - T_0}.$$

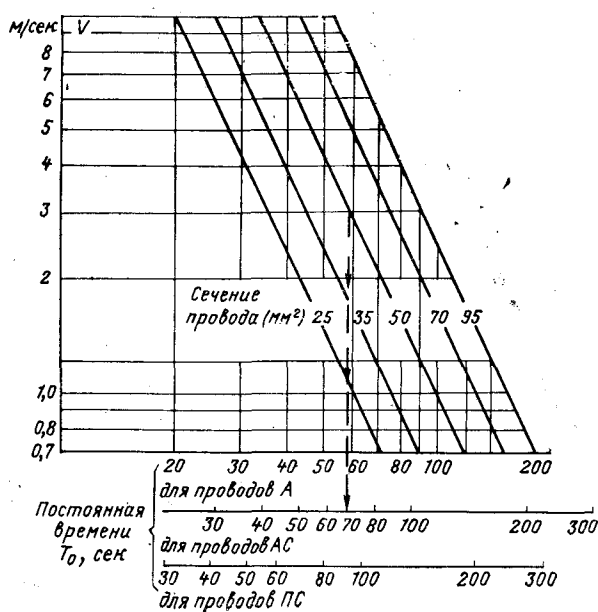


Рис. 2. Номограмма для определения постоянной времени T_0 охлаждения проводов.

Зависимость T_1 от δ для различных проводов приведена на рис. 3, которой можно пользоваться также для определения постоянной времени нагрева в уравнении (4).

Значениями T_0 (рис. 2) и T_1 (рис. 3) можно руководствоваться и для выбора расчетного уравнения нагрева провода: при $T_1 \gg T_0$ в качестве расчетного следует использовать уравнение (7), при $T_1 > T_0$ и $T_1 < T_0$ — уравнение (8), $T_1 \approx T_0$ — (9), $T_1 \ll T_0$ — (4).

Приведенные графические зависимости (рис. 1—3) позволяют уменьшить вычислительную работу по расчету нагрева (охлаждения) провода в нестационарных режимах. При этом учитываются конкретные условия охлаждения и интенсивности нагрева.

До начала расчета нагрева провода, свободного от гололеда, выбирается участок с наихудшими условиями охлаждения. Снижение расчетной скорости ветра в зависимости от направления по отношению к проводу принимается по рис. 1. По рис. 2 и 3 находят значения T_0 и T_1 и производится выбор расчетного уравнения, по которому вычисляется значение установившейся температуры. Расчет времени нагрева с начальной до предельной температуры производится по уравнениям (10) и (11). При этом в качестве предельной температуры, как указывалось выше, можно принять 130 °С.

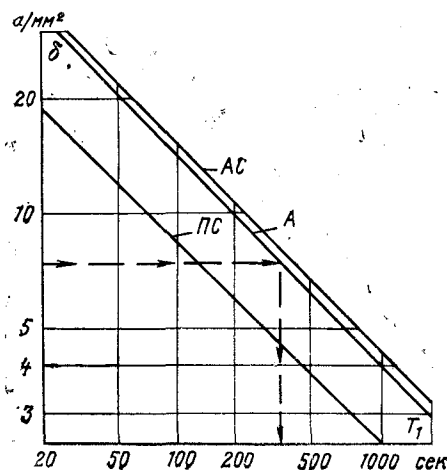


Рис. 3. Зависимость постоянной времени нагрева T_1 от плотности тока для алюминиевых, сталеалюминевых проводов АС-25÷АС-95 и стальных проводов.

Начальная температура для первого цикла включения принимается равной температуре окружающего воздуха, а для повторного включения температуре, до которой охлаждается провод в бестоковую паузу. Последняя, по условию интенсификации процесса плавки, не должна быть близкой к температуре окружающей среды (в системе Волгоградэнерго она принята равной 50 °С). Время охлаждения провода до этой температуры по данным T_0 (рис. 2) находится из уравнения (14).

В заключение необходимо отметить, что предлагаемый способ основан на усреднении теплофизических параметров, в том числе и коэффициента теплоотдачи. При этом расчетное значение установившейся температуры также находится из условия, когда все теплофизические параметры остаются постоянными в процессе нагрева.

В действительности коэффициент теплоотдачи во внешнюю среду при нагреве зависит от стадии и интенсивности процесса. Часть выделяющегося тепла идет на повышение температуры провода, т. е. остается внутри тела. Для каждого превышения температуры провода значения коэффициента теплоотдачи зависит от скорости изменения превышения температуры во времени. Однако эта взаимосвязь при анализе нестационарных процессов нагрева может не учитываться и коэффициент теплоотдачи принимается средним в течение всего процесса. В целях уточнения расчета нагрева был предложен способ [Л. 12], основанный на учете этих изменений. При этом коэффициент теплоотдачи принимается для максимальной температуры установившегося режима нагрева и учитывается его изменение во времени.

Зависимость температуры провода от времени в процессе нагрева по [Л. 12] для общего случая принимает вид:

$$\nu = \frac{(\nu_y - \nu_0) (1 - e^{-\frac{t}{m}})}{1 - k [1 + \alpha (\nu_y - \nu_0) e^{-\frac{t}{T}}]} + \nu_0;$$

$$T = \frac{c\gamma (\gamma_y - \nu_0)}{\delta^2 \rho_0 \alpha \{1 - k [1 + \alpha (\nu_y - \nu_0)]\}}, \quad (20)$$

где k — значение постоянного коэффициента, принятое по результатам исследования равным 0,3.

Таким образом имеет место уравнение с двумя неизвестными. Опытные данные по этому уравнению имеются только для случая свободной конвекции в небольшом диапазоне температур. Решение уравнения (20) путем последовательного подбора в исследованном диапазоне и сопоставление результатов расчета с предлагаемым выше методом усреднения параметров показало хорошую совпадаемость результатов. Для уточнения области применения способа, предложенного [Л. 12],

необходимы дополнительные исследования при различных скоростях ветра и диапазонах температур. До выполнения этой работы расчет можно производить по предложенной методике.

Выводы. 1. При расчете нагрева провода, свободного от гололеда, необходимо учитывать интенсивность нагрева и конкретные условия охлаждения. Расчет можно выполнять по приведенной методике.

2. Область применения плавки гололеда в повторно-кратковременном режиме при ручном управлении ограничивается точностью выполнения операций по включению и отключению линий. Автоматизация процесса управления плавкой позволит расширить область применения повторно-кратковременного режима.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Бургсдорф В. В. Сооружение и эксплуатация линий электропередачи в сильно гололедных районах. М., Госэнергоиздат, 1947, 196 с.
2. Махлин Б. Ю. Нагрев проводов и его влияние на механическую прочность. — Труды ЦНИЭЛ, 1956, вып. V, с. 186—202.
3. Шуть В. В. Борьба с обледенением линий. — Электрические станции, 1964, № 11, с. 81—83.
4. Шуть В. В., Кучерук С. М. Плавка гололеда токами короткого замыкания. — Электрические станции, 1968, № 12, с. 49—51.
5. Никитина Л. Г. Применение больших токов для кратковременной плавки гололеда. — В сб.: Рефераты докладов научно-технической конференции «ВНИИЭ-25 лет». Изд. ВНИИЭ, 1970, с. 112—115.
6. Лившиц А. Л., Сунцов А. А. Плавка гололеда большими токами. — В сб.: Материалы всесоюзного совещания «Плавка гололеда в электрических сетях». Изд. Львовского университета, 1970, с. 34—42.
7. Белоусов Ю. Ф., Санеев А. А. Оценка эффективности схем плавки гололеда в условиях эксплуатации. — В сб.: Материалы всесоюзного совещания «Плавка гололеда в электрических сетях». Изд. Львовского университета, 1970, с. 15—21.
8. Жила Е. И. Из опыта проектирования схем для плавки гололеда. — Электрические станции, 1971, № 2, с. 85—88.
9. Исаченко В. П., Осипова В. А., Супомел А. С. Теплопередача. М., «Энергия», 1969, 439 с.
10. Лыков А. В. Теория теплопроводности. М., «Высшая школа», 1967, 599 с.
11. Князевский Б. А., Кучерук С. М. Охлаждение проводов между циклами плавки гололеда на ВЛ. — Электрические станции, 1971, № 4, с. 48—50.
12. Брагин С. М. Уточненный метод теплового расчета кабеля. — Электричество, 1952, № 5, с. 27—31.

[24.7.1972]

◆ ◆ ◆ НОВЫЕ КНИГИ ИЗДАТЕЛЬСТВА «ЭНЕРГИЯ»

Бескорпусные полупроводниковые приборы. М., «Энергия», 1973. 162 с. с ил. 42 к.

Геллер Б., Веверка А. Импульсные процессы в электрических машинах. Пер. с англ. М., «Энергия», 1973. 440 с. с ил. 2 р. 33 к. В пер.

Ильинский В. М. Измерение массовых расходов. М., «Энергия», 1973. 144 с. с ил. 40 к.

Карпенко Л. Н. Быстродействующие электродинамические отключающие устройства. Л., «Энергия», 1973. 160 с. с ил. 52 к.

Копылов И. П., Щедрин О. П. Расчет на ЦВМ характеристик асинхронных машин. М., «Энергия», 1973. 120 с. с ил. 34 к.

Пороговые элементы на разветвленных магнитных сердечниках. Под ред. М. А. Розенблата. М., «Энергия», 1973. 144 с. с ил. 37 к.

Скобелев В. М., Афанасьева Е. И. Источники света и пускорегулирующая аппаратура. Учебник для электротехнических и электромеханических техникумов. М., «Энергия», 1973. 368 с. с ил. 88 к. В пер.

Скрипник Ю. А. Коммутационные цифровые измерительные приборы. М., «Энергия», 1973. 136 с. с ил. 54 к.

Справочник по электроизмерительным приборам. Под ред. К. К. Илюнина. Л., «Энергия», 1973. 704 с. с ил. 3 р. 31 к. В пер.

Стефани Е. П., Панько М. А., Пикина Г. А. Сборник задач по основам автоматического регулирования теплоэнергетических процессов. Учеб. пособие для студентов теплоэнергетических специальностей вузов. М., «Энергия», 1973. 336 с. с ил. 84 к. В пер.

Тун А. Я. Наладка и эксплуатация релейно-контактной аппаратуры электроприводов. Изд. 2-е, перераб. и доп. М., «Энергия», 1973. 160 с. с ил. 46 к.

Шаров В. С. Высокочастотные и сверхвысокоскоростные электрические машины. М., «Энергия», 1973. 248 с. с ил. 81 к. В пер.

О теории асинхронной машины с массивным ферромагнитным ротором

Академик АН ЭССР ВОЛЬДЕК А. И.

Ленинград

Теории асинхронной машины с массивным ферромагнитным ротором посвящено много работ. Одной из самых ранних и наиболее серьезных является работа И. С. Брука [Л. 1]. Ниже показывается возможность сведения теории указанной машины к теории машины с полым ротором, расположенным между двумя неподвижными сердечниками. Такое эквивалентирование упростит и обобщит теорию машин со сплошным ферромагнитным ротором.

На рис. 1 схематически в развернутом виде изображена машина с массивным ферромагнитным ротором с магнитной проницаемостью μ_c и электрической проводимостью γ_c . В большинстве случаев величина зазора δ и глубина проникновения электромагнитного поля в массивный ротор Δ_c малы по сравнению с полюсным делением τ и радиусом ротора. Поэтому математические выражения из [Л. 1] можно без существенной погрешности значительно упростить [Л. 2], предполагая, что составляющая плотности тока в роторе $j_z=0$, а комплексная амплитуда основной гармоники составляющей на поверхности ротора [Л. 2]

$$j_{my} = -\frac{i\mu_0\gamma_c\omega_1 A_m}{\delta'\lambda_c^2} \left(1 - \frac{\text{ch } \lambda_c y}{\text{ch } \lambda_c a}\right) e^{-\frac{i\pi x}{\tau}}. \quad (1)$$

Здесь

$$\lambda_c = \frac{\pi}{\tau} \sqrt{1 + \frac{\mu_0\tau^2(1+i)}{\pi^2\mu_c\delta'\Delta_c}}; \quad (2)$$

глубина проникновения

$$\Delta_c = \sqrt{\frac{2}{s\omega_1\mu_c\gamma_c}}; \quad (3)$$

эквивалентный зазор с учетом зубчатости и насыщения сердечников

$$\delta' = k_\delta k_\mu \delta;$$

амплитуда основной гармоники линейной токовой нагрузки обмотки статора

$$A_m = \frac{\sqrt{2} I \omega k_{06}}{p\tau},$$

i — мнимая единица; все остальные обозначения соответствуют [Л. 3]. Значение j_x можно определить из условия $\text{div } j=0$.

Отметим, что изображенное на рис. 1 устройство можно рассматривать также как линейную индукционную машину с «ротором» в виде массивного ферромагнитного тела. Все изложенное ниже относится и к этому случаю.

Как известно, в случае плоской волны энергетические соотношения сохраняются, если ферромагнитный массив заменить ферромагнитной пластинкой толщиной Δ_c и предполо-

жить, что по всей толщине этой пластины протекают токи с такой же плотностью, как на поверхности бесконечно глубокого ферромагнитного тела. Ниже рассматривается возможность распространения этого положения на асинхронную машину с массивным ферромагнитным ротором.

Рассмотрим теперь (рис. 2) развернутую асинхронную машину с полым неферромагнитным ($\mu=\mu_0$) ротором [Л. 4] с проводимостью γ .

Предположим, что значения δ и Δ малы по сравнению с $2a$ и τ , а глубина проникновения токов больше Δ . Эти условия также соблюдаются в большинстве практических случаев, поэтому можно принять, что плотность тока постоянна по толщине Δ . Изображенное на рис. 2 устройство можно рассматривать так же, как линейную асинхронную машину или линейную индукционную магнитогиродинамическую машину с жидкометаллическим рабочим телом в предположении, что жидкий металл движется как твердое тело [Л. 5]. Когда обмотка расположена на обоих сердечниках, под A_m нужно понимать суммарную линейную нагрузку.

В рассматриваемом случае комплексная амплитуда составляющей плотности тока по оси y [Л. 4 и 5]

$$j_{my} = -\frac{i\mu_0\gamma s\omega_1 A_m}{\delta'\lambda^2} \left(1 - \frac{\text{ch } \lambda y}{\text{ch } \lambda a}\right) e^{-\frac{i\pi x}{\tau}}, \quad (4)$$

где

$$\lambda = \frac{\pi}{\tau} \sqrt{1 + i\epsilon}, \quad (5)$$

и магнитное число Рейнольдса или добротность асинхронной машины

$$\epsilon = \frac{\mu_0\gamma s\omega_1\tau^2}{\pi^2} \frac{\Delta}{\delta'}. \quad (6)$$

Очевидна аналогия между (1), (2), (4) и (5). Точно такая же аналогия существует между выражениями тока j_{mx} . Отсюда вытекает идея замены машины со сплошным ферромагнитным ротором эквивалентной ей машиной с полым ротором или линейным вторичным телом с толщиной $\Delta=\Delta_c$. Из сравнения приведенных соотношений видно, что это возможно, если положить $\lambda=\lambda_c$. При этом из (2), (5) и (6) вытекает необходимость соблюдать условие:

$$\frac{\mu_0\tau^2(1+i)}{\pi^2\mu_c\delta'\Delta_c} = \frac{i\mu_0\gamma s\omega_1\tau^2}{\pi^2} \frac{\Delta_c}{\delta'}.$$

Отсюда с учетом (3) следует, что электрическую проводимость эквивалентного вторичного тела γ следует принять равной

$$\gamma = \frac{(1-i)\gamma_c}{2}, \quad (7)$$

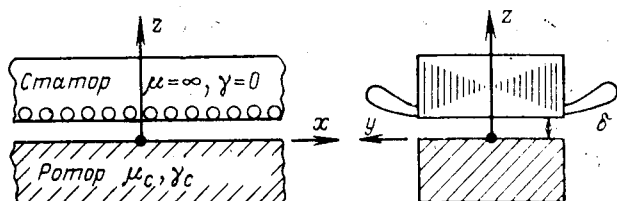


Рис. 1.

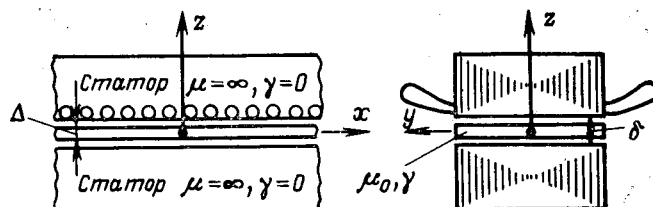


Рис. 2.

при этом эквивалентное удельное сопротивление

$$\rho = \frac{1}{\gamma} = \frac{1+i}{\gamma_c} \quad (8)$$

Сопротивление тела эквивалентного ротора на единицу его внешней поверхности

$$Z = \frac{\rho}{\Delta_c} = \frac{1+i}{\gamma_c \Delta_c}$$

Таково же волновое сопротивление массивного ферромагнитного тела [Л. 6]. Это свидетельствует о равноценности электромагнитных процессов в обоих случаях. Выше рассматривался случай, когда $\mu_c = \text{const}$, поэтому полученные результаты действительны не только для ферромагнитного тела, но и вообще для любой проводящей среды при резком проявлении поверхностного эффекта и $\mu = \text{const}$. В случае ферромагнитного тела из-за насыщения поверхностного слоя в действительности $\mu_c \neq \text{const}$. Тогда согласно исследованиям Л. Р. Неймана [Л. 6 и 7] вместо (8) надо принять

$$\rho = \frac{1,4 + i0,84}{\gamma_c} \quad (9)$$

а глубину проникновения Δ_c рассчитывать по значению магнитной проводимости на поверхности тела μ_c , которая определяется из основной кривой намагничивания по действующему значению напряженности магнитного поля на этой поверхности H_c .

Таким образом, теорию машин с массивным ротором можно развить на базе теории машин с ротором или бегуном

в виде полого цилиндра или шины толщиной Δ_c и удельным сопротивлением ρ по (9). В случае омедненного ротора нужно, кроме того, расположить в зазоре медный цилиндр или шину соответствующей толщины. В обоих случаях применимы все соотношения, полученные для подобных машин [Л. 4, 5], причем и тогда, когда расчетное значение $\Delta_c > \delta'$.

Анализ данной задачи позволяет заключить, что подобная замена ферромагнитного тела оболочкой или шиной правомерна и в других случаях действия переменного электромагнитного поля, когда Δ_c меньше характерных размеров рассматриваемого устройства.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Брук И. С. Теория асинхронного двигателя с массивным ротором. — «Вестник теоретической и экспериментальной электротехники», 1928, № 2 и 5.
2. Кашарский Э. Г., Чемоданова Н. Б., Шапиро А. С. Потери и нагрев в массивных роторах синхронных машин. М., «Наука», 1968.
3. Вольдек А. И. Электрические машины. М.—Л., «Энергия», 1966.
4. Вевюрко И. А. К расчету характеристик двухфазной индукционной машины с полым ротором. — «Вестник электропромышленности», 1957, № 6.
5. Вольдек А. И. Индукционные магнетогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом. М.—Л., «Энергия», 1970.
6. Нейман Л. Р., Демирчян К. С. Теоретические основы электротехники. М.—Л., «Энергия», 1966, т. II.
7. Нейман Л. Р. Поверхностный эффект в ферромагнитных телах. М., Госэнергоиздат, 1949.

[29.12.1972]



УДК 621.3.013:535.56

О приближенном расчете поля в электрооптическом кристалле

Инж. КИЯТКИН Р. П.

Ленинградский политехнический институт

Использование электрооптического эффекта для модуляции оптического излучения [Л. 1] ставит задачу расчета электрического поля в проектируемом устройстве, связанную с оптимизацией его характеристик. Поскольку используемые для этой цели оптические кристаллы часто имеют достаточно сложную форму, например в системах с отражением луча [Л. 2], и обладают анизотропными диэлектрическими свойствами, их расчет представляет сложную задачу.

Единственное опубликованное [Л. 3] решение этой задачи для частного случая кристалла в форме параллелепипеда с поясковыми электродами имеет вид рядов с численными коэффициентами, для точного определения которых нужно решить систему уравнений высокого порядка. Этот результат получен при неучете влияния внешней среды, т. е. справедлив лишь для высокопроницаемых кристаллов. Указанный неучет приводит к некоторому завышению значений потенциала на рабочих торцах кристалла (см. таблицу), которое, очевидно, тем значительнее, чем ниже проницаемость кристалла и чем короче система (a/l и b/l велики) [Л. 4].

Таким образом, для систем, использующих кристаллы с невысокой диэлектрической проницаемостью, либо для укороченных (специальные системы) решение [Л. 3] уже не годится.

Ниже предлагается численное решение задачи расчета электростатического поля в анизотропном кристалле произвольной формы с учетом, хотя и приближенным, влияния внешней среды.

Обычный подход к расчету полей в областях, частично заполненных анизотропной средой, использующий изотропизирующую деформацию анизотропного диэлектрика [Л. 5], приводит в данном случае к разрыву сплошности среды. Допустим, что после преобразования объема кристалла все окружающее его пространство заполнено диэлектриком с $\epsilon = \epsilon_e$, приближенно учтем наличие внешней среды.

В соответствии с принятым допущением получаем следующую расчетную модель. Однородный диэлектрик произвольной формы с проницаемостью [Л. 4 и 5]

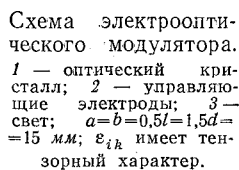
$$\epsilon_i = \frac{\sqrt{\epsilon_1 \epsilon_2 \epsilon_3}}{K} \quad (1)$$

где $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ — главные значения тензора диэлектрической проницаемости анизотропного кристалла; K — постоянная изотропизации, окружен неограниченной средой с ϵ_e . Поле создается системой тонких электродов, расположенных на границе S раздела сред.

В качестве расчетного метода выбран наиболее эффективный для анализа трехмерных полей в кусочно-однородных средах метод вторичных источников [Л. 6]. Однако применение этого метода предполагает задание источников поля в виде распределенных зарядов. Так как поля в электрооптических устройствах создают проводящие электроды, подключаемые к источнику напряжения, то заданным оказывается постоянство потенциалов электродов, а распределение плотности заряда σ_0 по их поверхности S_0 неизвестно. Для определения первоисточников (совместно со вторичными) предлагается следующее.

Задача расчета плотности вторичных зарядов по «известным» значениям σ_0 может быть описана интегральным урав-

x/a	Распределение потенциала U/U_0 по оси x торцевой поверхности кристалла			
	Расчет по [Л. 3]	Моделирование по [Л. 4]	Расчет по (3) при $n=32$	
			$m=64$	$m=80$
0	0,978	0,960	0,981	0,971
0,2	0,980	0,962	0,982	0,973
0,4	0,986	0,968	0,984	0,976
0,6	0,992	0,976	0,988	0,983
0,8	1	0,987	0,994	0,991
1,0	1	1	1	1



◆ ◆ ◆

◆ ◆ ◆

Терминология по надежности в энергетике

(Статья Ф. И. Синьчугова, «Электричество», 1972, № 7)

КУЗЬМИН Г. С., СОБОЛЕВ В. Г.

Калинин

В последнее время назрела необходимость в дополнениях и уточнениях ГОСТ 13377-67, позволяющих отразить задачи и специфику энергетики. Необходимо обсудить также вопросы терминологии, предпочтительного обозначения показателей надежности и самой номенклатуры основных показателей. В связи с этим дискуссия, открытая статьей Ф. И. Синьчугова [Л. 1], является вполне своевременной и актуальной.

Представляется вполне целесообразным предложение автора [Л. 1] ввести термины «элемент» и «система», дав им четкие определения, так как этими понятиями наиболее часто приходится оперировать при анализе сложных устройств и установок. Однако попытка отказаться от общего термина «изделие», на наш взгляд, является неоправданной. Автор [Л. 1], указывая на несостоятельность этого термина, пишет: «как правило, приходится иметь дело не с изделиями, а с установками и устройствами, а также с системами, состоящими из этих установок и устройств». Однако, что же такое устройство или установка, как не изделие, как не продукт человеческого труда. Термин «изделие» наряду с понятиями «устройство» и «установка» является наиболее общим понятием, эквивалентным в зависимости от контекста элементу или системе, что и отражено в [Л. 2].

На наш взгляд, также следует считать целесообразным введение помимо термина «среднее время восстановления» понятий «восстановление» и «время восстановления», а также уточнение терминов «наработка на отказ» и «средняя наработка на отказ» для восстанавливаемых изделий и терминов «наработка до первого отказа» и «средняя наработка до первого отказа» для невосстанавливаемых изделий. Попытка же автора [Л. 1] ввести единые термины и расчетные формулы для восстанавливаемых и невосстанавливаемых изделий явно противоречива.

Следует также обратить особое внимание на тот факт, что в различных публикациях по вопросам надежности для обозначения одних и тех же показателей нередко применяются различные символы. Некоторые несоответствия в обозначениях имеются также и в ГОСТ 13377-67. Так коэффициент технического использования в [Л. 2] обозначается символом k_T , вероятность безотказной работы $p(t)$, средняя наработка до отказа $t_{ср}$, а в [Л. 3] те же показатели обозначаются соответственно символами $k_{T.и}$, $P(t_p)$, $T_{ср}$. Отсутствие единства в обозначениях несомненно вносит известную путаницу и усложняет понимание. Поэтому представляется целесообразным ввести ведомственную нормаль не только на основные термины надежности в энергетике, но и на предпочтительные обозначения основных характеристик надежности.

Заслуживает внимания предложение автора [Л. 1] ввести в ГОСТ в качестве основной характеристики надежности плотность распределения времени до первого отказа, назвав количественную характеристику этой величины термином «частота отказов»; обозначить ее можно символом $a(t)$. Под частотой отказов статистически понимается отношение числа отказавших изделий в единицу времени к первоначальному числу испытываемых изделий при условии, что все вышедшие из строя изделия не восстанавливаются [Л. 4].

Эта величина является одной из основных количественных показателей надежности как невосстанавливаемых изделий, так и восстанавливаемых, в часто встречающемся на практике случае независимости и одинаковой распределенности наработок на отказ (простой процесс восстановления). Часто-

та отказов невосстанавливаемых изделий и параметр потока отказов восстанавливаемых изделий для ординарных потоков с ограниченным последствием связаны интегральным уравнением Вольтерра второго рода:

$$\omega(t) = a(t) + \int_0^t \omega(\tau) a(t - \tau) d\tau.$$

Это уравнение является основным уравнением, связывающим количественные характеристики надежности невосстанавливаемых и восстанавливаемых изделий при мгновенном восстановлении. По известному значению $a(t)$ можно найти все количественные характеристики надежности невосстанавливаемых изделий.

Поддерживая мнение авторов [Л. 5], мы считаем неудачными термины «интенсивность отказов» и «параметр потока отказов».

Представляет интерес предложение автора [Л. 1] ввести термин «вероятность нахождения изделия в данном состоянии». Однако, несмотря на его универсальность, он, на наш взгляд, недостаточно эффективен как нормируемый показатель и слабо отражает основные свойства изделия, закладываемые в него на этапах проектирования и изготовления. Дело в том, что в знаменатель формулы (14) в [Л. 1] для определения вероятности нахождения изделия в данном состоянии ($p = t_i/T$) входит время простоев по организационным причинам T , совершенно не связанное с качеством изготовления (надежностью) изделия. В ряде случаев время на организационные простои значительно превышает время восстановления изделия, в связи с чем этот коэффициент, будучи нормированным, не отражает свойство ремонтпригодности изделия и при проектировании такого изделия может быть принято ошибочное решение. Наиболее удачным в этом отношении является коэффициент готовности, однако и он является не вполне эффективным.

Для оценки надежности ряда изделий, обладающих свойством восстанавливаемости, удобным показателем является коэффициент вынужденного простоя (в некоторых работах он называется вероятностью аварийного простоя, коэффициентом аварийного простоя):

$$k_b = T_b / (T + T_b) = 1 - k_r,$$

где T и T_b — соответственно средняя наработка на отказ и среднее время восстановления; k_r — коэффициент готовности.

На первый взгляд показатель k_b может показаться излишним, так как в ГОСТ предусмотрен показатель k_r . Однако, как показано в ряде работ, для большинства изделий значений наработки на отказ на несколько порядков выше, чем длительность устранения отказа. В этом случае коэффициент готовности близок к единице и мало чувствителен к изменению входящих в него величин.

Коэффициент вынужденного простоя в этом отношении является наиболее чувствительным показателем. Чтобы проиллюстрировать это, приведем простой пример. Пусть имеются два изделия с одинаковой средней наработкой на отказ $T = 2000$ ч. Среднее время восстановления первого изделия $T_b^{(1)} = 2$ ч, а второго — $T_b^{(2)} = 3$ ч. Тогда коэффициенты готовности соответственно: $k_r^{(1)} = 0,9990$; $k_r^{(2)} = 0,9985$, а коэффициенты вынужденного простоя — $k_b^{(1)} = 0,099 \times 10^{-2}$; $k_b^{(2)} = 0,149 \times 10^{-2}$. Как видим, в первом случае различие еле за-

метно, а во втором оно уже существенно, что указывает на значительные преимущества коэффициента k_a .

Выводы. При пересмотре ГОСТ или при разработке ведомственной нормы представляется целесообразным:

- 1) ввести ряд дополнительных и уточнить имеющиеся термины основных показателей надежности;
- 2) расширить ГОСТ за счет введения предпочтительных обозначений основных характеристик надежности;



ГРУДИНСКИЙ П. Г., РОЗАНОВ М. Н., ЭДЕЛЬМАН В. И.

Москва

В [Л. 1] предлагается внести изменения в основные термины ГОСТ 13377-67 или выпустить ведомственную нормаль с основными терминами, отличными от этого ГОСТ. Разделяя нарекания автора [Л. 1] на некоторые термины, мы все же считаем оба предложения неприемлемыми.

В своей практике рецензентов и редакторов статей по надежности мы убедились, какой большой труд потребовался для того, чтобы добиться успехов в применении ГОСТ 13377-67. В большинстве статей предлагались и теперь предлагаются свои, индивидуальные термины, различные у разных авторов, хотя все они ссылаются на то, что эти термины являются привычными для энергетиков. Изменение общего ГОСТ и даже предложение об его изменении затормозят внедрение единой терминологии, так необходимой в то время, когда внимание широких кругов инженеров привлечено к вопросам надежности.

Соблюдение основной терминологии общего ГОСТ в ведомственной нормаль необходимо потому, что энергетика тесно связана с другими отраслями техники — энергомашиностроением, электротехнической промышленностью, электроникой и т. д. Недопустимо говорить с ними на разных языках и нельзя изменять их язык, так как на основе общего ГОСТ по терминологии выпущен ряд дополнительных ГОСТ и ведомственных нормалей, полностью использующих общие термины ГОСТ 13377-67. Отсюда следует, что необходима ведомственная нормаль по терминологии в энергетике, но в ней должны быть сохранены все основные термины общего ГОСТ 13377-67, а дополнительные термины приняты и определены в духе этого ГОСТ. Следует особенно подчеркнуть, что «энергетика» — понятие широкое и ведомственная нормаль должна быть общей для электро-, тепло- и гидроэнергетики.

Помимо общих соображений о недопустимости в ближайшее время вносить изменения в основные термины, рекомендованные общим ГОСТ 13377-67, считаем целесообразным высказать замечания и по ряду конкретных предложений Ф. И. Синьчугова. Хотя неясно, зачем в ГОСТ 13377-67 даны раздельно две системы терминов — для восстанавливаемых и невосстанавливаемых изделий, это не вносит каких-либо затруднений. Понятие же общей терминологии для изделий обоих видов несколько упростило бы ГОСТ, но это не может служить причиной для его изменения в настоящее время.

Не следует вносить также в ведомственную нормаль по надежности термины, определение которых может быть сделано в обоих терминологических документах, в ПУЭ или в ПТЭ. К таким терминам мы относим, например, определение видов резерва — «нагруженный», «ненагруженный», «облегченный» и т. п., предложенные в обсуждаемой статье.

Термины «изделие» и «установка», принятые в общем ГОСТ 13377-67, мы считаем предпочтительнее, чем предложенные в обсуждаемой статье термины «элемент» и «система». Отметим, что ПУЭ включают в себя и требования к электри-

3) ввести в качестве основной характеристики надежности плотность распределения времени до первого отказа, назвав количественную характеристику этой величины «частотой отказов»;

4) показатель надежности коэффициент вынужденного простоя включить в ГОСТ и в методику выбора номенклатуры нормируемых показателей надежности технических устройств.

ческим системам, что означает широкое толкование этим документом термина «установка».

В статье Ф. И. Синьчугова высказывается справедливое соображение о том, что наиболее полное представление о надежности можно получить при совместном рассмотрении распределений отказов изделий и интервалов времени между отказами. Но такому рассмотрению термины общего ГОСТ не ставят препятствий, затруднение состоит лишь в отсутствии необходимых статистических данных, сбор и обработка которых потребует очень большого времени. В настоящее время необходимость уточнения терминологии в отношении «наработки» представляется сомнительной.

Нам представляется также излишним введение термина «восстановление», как события. Восстановление — это процесс или состояние. Состояние установок может быть двух видов: работоспособное (в работе или в резерве) и неработоспособное (в вынужденном или плановом ремонте).

Не следует использовать термины «аварийный» и «профилактический» ремонты. Не всякий отказ влечет за собой аварию, для которой в действующей премиальной системе дано узкое определение, поэтому термин «вынужденный ремонт» предпочтителен. Термин «плановый ремонт» применяется шире, чем «профилактический», и кроме того, при рассмотрении вопросов надежности он лучше подчеркивает отсутствие случайности в этом деле.

Мы считаем, что термины «коэффициент готовности» и «коэффициент технического использования», принятые в общем ГОСТ, удачны, привычны и уже привились, поэтому отступать от них, заменять их нецелесообразно. Дополнительно к ним в ведомственной нормаль необходимо ввести два термина: коэффициент вынужденного простоя (k_v) и коэффициент планового простоя (k_p). Если обозначить среднее время работоспособного состояния изделия или установки через T , среднее время восстановления через T_v , среднее время планового ремонта через T_p , то

$$k_v = \frac{T_v}{T + T_v + T_p} \quad \text{и} \quad k_p = \frac{T_p}{T + T_v + T_p}.$$

Только первый из этих коэффициентов может быть определен, как вероятность нахождения изделия или установки в определенном состоянии (в данном случае — в состоянии восстановления после отказа). Относительно второго этого утверждать нельзя — произведение двух таких коэффициентов для объектов, взаимно резервирующих друг друга, не может характеризовать вероятности совпадения плановых ремонтов.

Нам, как и Ф. И. Синьчугову, термин «параметр потока отказов» представляется очень неудачным, нехарактерным, неудобным. Тем не менее, в целях единства терминологии следует сохранить его в ведомственной нормаль без изменения.



ИГНАТОВСКИ Д. С.

София, НРБ

В настоящий момент исследования надежности оформились как относительно самостоятельное направление в теории и практике электроэнергетических систем. Важность таких вопросов, большое число исследований и публикаций в этой области определяют необходимость единой терминологии, учитывающей все особенности этих систем. Методическое и прикладное значение такой терминологии бесспорно. По рассмот-

ренным в статье [Л. 1] терминам и поднятым вопросам можно высказать следующие соображения.

1. Предложение ввести термины «элемент» и «система», которые соответствуют характеру исследуемых объектов при решении задач надежности электроэнергетических систем, целесообразно. Предлагаемые определения достаточно точны, что особенно важно, так как одна и та же установка (напри-

мер, ВЛ, выключатель и т. п.) в зависимости от цели и уровня исследования может в некоторых задачах рассматриваться как элемент, а в других как система.

Представляется необходимым, однако, ввести также термины, позволяющие определять структуру в смысле надежности того множества элементов, составляющих данную исследуемую систему. Для этой цели возможно принять известный термин «группа отказа». Под группой отказа [Л. 6] понимается такое множество из элементов, отказ которого приводит к отказу системы, а отказ любой собственной части этого множества не приводит к отказу системы. В качестве дополнительного термина при этом возможно использовать, например, термин «группа функционирования». Другая возможность — это использовать термины «минимальное сечение» и «минимальный путь» системы [Л. 7]. Термин «минимальное сечение» по своему содержанию совпадает с термином «группа отказа», а термин «минимальный путь» определяется как минимально возможное множество элементов, которое обеспечивает нормальное функционирование системы. Эти термины структурной надежности характеризуют условия работоспособности системы [Л. 8].

2. Вычисление количественных показателей надежности определенного элемента электроэнергетической системы возможно на основе статистической выборки данных, получаемых в результате наблюдения в условиях эксплуатации множества одинаковых по техническим данным и режимам эксплуатации элементов.

В теории надежности для организации сбора и обработки данных о надежности относительно простых массовых изделий (иногда в экспериментальных условиях) используется термин «план испытания» [Л. 6]. Так как в условиях электроэнергетических систем информация о надежности элементов получается не путем испытаний, а путем наблюдения, более подходящим является термин «план наблюдения», под которым следует понимать организацию сбора данных о надежности определенного (по числу, техническим характеристикам, условиям эксплуатации) множества элементов данного типа.

Составление системы планов наблюдения для установок и изделий электроэнергетической системы облегчает регистрацию и классификацию данных, использование применяемых и предлагаемых форм первичной и отчетной документации [Л. 9] и тем самым повышает достоверность вычисляемых показателей.

Ссылка на характеристику плана наблюдения позволяет сделать заключения о представительности показателей и возможности их применения для конкретной задачи.



ЦИРЕЛЬ Я. А.

Ленинград

С большинством выдвигаемых в [Л. 1] предложений можно согласиться, некоторые из них следует дополнительно обсудить в ходе подготовки отраслевой нормы, учтя при этом соображения [Л. 10 и 11]. В дополнение к [Л. 1, 10 и 11] представляется целесообразным принять во внимание следующее.

1. Согласившись с определениями элемента и системы, приведенными в [Л. 1], следует подчеркнуть, что в зависимости от поставленной задачи одна и та же установка (изделие) может рассматриваться либо как элемент, либо как система. Так, например, при детальном анализе характеристик надежности высоковольтного аппарата его приходится представлять в виде системы, состоящей из более простых элементов — отдельных узлов (компонентов конструкции), при этом надежность аппарата в целом сопоставляется с надежностью конструктивных компонентов. Для иллюстрации такого подхода можно сослаться на [Л. 12], где при решении задачи оптимизации продолжительности межремонтного периода для многообъемного масляного выключателя последний рассматривается как система, состоящая из четырех компонентов (элементов): выводы, привод, дугогасительное устройство, масло в баках; при этом изучается процесс расходования ресурса каждым из элементов отдельно и надежность выключателя определяется как функция надежности отдельных элементов.

С другой стороны, при решении, скажем, задачи определения надежности электроснабжения конкретного потребителя в роли системы обычно выступает схема электрической сети,

3. При исследовании надежности электрических сетей рассматриваются случайные процессы [Л. 6], имеющие различные физические интерпретации. Первый тип процессов — это потоки отказов элементов, характеристики которых являются показателями надежности элементов.

Для исследования надежности питания узлов электрических сетей составляются расчетные схемы, которые являются моделями систем. Потоки отказов этих систем характеризуют непосредственно случайные процессы наступления перерывов электроснабжения. Характеристики этого второго типа процессов получаются из характеристик процессов первого типа с помощью методов теории надежности. В этом смысле предлагаемые в [Л. 1] термины, как термины и для показателей надежности систем, формально могут быть использованы для показателей электроснабжения. Предлагаемые термины, однако, больше соответствуют исследованию надежности элементов, тогда как для показателей надежности электроснабжения более подходящими являются такие термины, как «перерыв электроснабжения», «период непрерывного электроснабжения», «вероятность непрерывного электроснабжения» узла и др. (в соответствии с терминологией в [Л. 1] следовало бы: «отказ», «наработка на отказ», «вероятность безотказной работы» схемы, питающей узла).

Для учета этого специфического условия в стандарте целесообразно указать термины показателей надежности электроснабжения, соответствующие предлагаемым в [Л. 1] терминам. При этом видно, что в данной в [Л. 1] терминологии нет терминов для статистических характеристик периодов восстановления (послеаварийного или планового) элементов или систем. Следует указать, что случайные процессы наступления отказов и восстановлений элементов электроэнергетических систем действительно имеют такой характер, что для многих задач возможно использовать модель потока отказов (т. е. практически считать время восстановления равным нулю). Есть, однако, такие задачи надежности электрических сетей, при которых необходимо учитывать периоды восстановления: определение времени перерыва электроснабжения, определение частоты отказов схем с резервируемыми элементами, вызываемых совпадением периодов восстановления и т. п.

Вывод. В единую терминологию по надежности электроэнергетических систем целесообразно включить термины структурной надежности и термин «план наблюдения», связанный со сбором и обработкой информации о надежности элементов. Так как терминология должна учитывать характерные особенности этих систем, необходимо дать соответствующие термины для показателей надежности электроснабжения.

в которой отдельные коммутационные аппараты рассматриваются как элементы без расчленения их на компоненты.

2. Наряду с особенностями энергетики, названными в [Л. 1], следует отметить и такую существенную особенность, как эргатичность. Операции по поддержанию необходимого режима работы энергетических установок, производство оперативных переключений в нормальной и аварийной обстановке немыслимы без непосредственного участия специально обученных людей — оперативного персонала станций и сетей. Таким образом, надежность работы энергетических установок теснейшим образом связана с качеством работы оперативного персонала, и, следовательно, любая обоснованная оценка надежности технической системы должна включать и оценку надежности работы человека — оператора [Л. 13]. В свою очередь это означает, что анализ надежности действующих энергосистем немыслим без обобщения статистических данных об ошибках оперативного персонала.

Следовательно, разрабатывая терминологию по надежности в энергетике, следует обсудить и терминологию по надежности производства переключений. Представляется, что в применении к человеку термин «отказ» лучше заменить в соответствии с установившейся практикой термином «ошибка» и соответственно говорить о наработке оперативного персонала на ошибку, как о периоде времени между двумя последовательными ошибками. Точно так же можно ввести в отраслевую нормаль и термины «вероятность ошибки», «вероятность

безошибочной работы», «частота ошибок», «интенсивность ошибок», используя для определения этих величин и для их статистических оценок определения и формулы, приведенные в [Л. 1] для соответствующих характеристик отказов.

При этом, естественно, сам оператор должен рассматриваться как элемент и его собственные показатели надежности (т. е. связанные только с его собственными ошибками) должны определяться как показатели отдельного элемента системы оператор — аппаратура.

В то же время надежность производства переключений должна определяться как надежность работы системы, зависящая не только от вероятности ошибки оператора, но и от вероятности отказа оборудования, на котором производится эти переключения.

3. Трудно согласиться с мнением А. В. Мясникова и Е. М. Червонного [Л. 11], предлагающих ввести в отраслевую нормаль параллельно с термином «параметр потока отказов» эквивалентный ему термин «удельная повреждаемость», на том основании, что последний термин «широко применяется энергетиками и общепонятен».

Целесообразно все же во всех случаях, когда это не диктуется какими-то специфическими особенностями отрасли энергетики, ориентироваться на применение единых для всей области надежности терминов, закрепленных к тому же в ГОСТ 13377-67. Иначе, неминуемо создастся опасность разночтений

и затруднения с использованием общего для многоотраслевой теории надежности математического аппарата.

4. С учетом специфики отрасли энергетики отраслевую нормаль, видимо, необходимо пополнить некоторыми терминами, не вошедшими в ГОСТ 13377-67. Так, следовало бы ввести понятие дефекта, как такого состояния устройства, установки, которое не сказывается на выполнении элементом или системой заданных функций, однако может либо ускорить срабатывание ресурса, либо привести к отказу при экстремальных условиях работы. Такой термин соответствует установившейся практике в теории надежности [Л. 14] и в то же время очень удобен, в частности, при анализе статистических данных об опыте эксплуатации оборудования.

Наряду с термином «отказ элемента или системы», понимаемым в соответствии с ГОСТ 13377-67 как событие, заключающееся в нарушении работоспособности устройства, целесообразно ввести и термин «отказ системы электроснабжения». Имеется в виду, что если первый термин, носящий более общий характер, относится ко всем случаям выхода из строя элементов или систем, то второй термин должен применяться только в случаях, когда имело место прекращение энергоснабжения потребителей.

С этой точки зрения, кстати, следовало бы в отраслевой нормале оговорить различие надежности выработки энергии, надежности передачи и надежности энергоснабжения.



НЕВЕДРОВ Г. А., СВЕШНИКОВ В. И.

Ростов-на-Дону

Предложение Ф. И. Синьчугова [Л. 1] о пересмотре существующего ГОСТ 13377-67 является своевременным и правильным.

Не вызывает сомнений необходимость замены термина «изделие» на термины «элемент» и «система». Также целесообразна предложенная автором [Л. 1] классификация состояний элемента. Следует только указать способ вычисления вероятностных характеристик «резерва» (нагруженного, облегченного и ненагруженного).

Помимо дополнительных терминов, предлагаемых автором обсуждаемой статьи, целесообразно введение терминов, характеризующих энергетические и экономические показатели надежности. Также необходимы термины для определения надежности системы в целом. В качестве показателей надежности системы в целом можно предложить «среднюю частоту отказов системы», определяя ее как среднеарифметическую

величину частот отказов всех шин основной сети системы, и «индекс надежности», определяемый как отношение полученной электроэнергии к потребной за один и тот же интервал времени, и т. д.

Некоторые предложения автора являются спорными. К ним можно отнести предложение о введении единой терминологии для восстанавливаемых и невосстанавливаемых систем. Единая терминология в данном случае как раз и будет исключать специфику энергетики.

Представляется целесообразным осуществление предложения Ф. И. Синьчугова о введении ведомственной нормали на основные термины надежности в энергетике. Нормаль должна быть результатом переработки содержания ГОСТ 13377-67 и введения дополнительных терминов, в частности отражающих общесистемные, энергетические и экономические характеристики надежности.



БОЧАРОВ В. И.

Ленинград

Известно, что термин — слово или сочетание слов, обозначающее строго определенное научное понятие, применяемое в технике или науке. К термину предъявляется ряд требований, в том числе: однозначность понятия, дериватность (возможность словообразования) и др. Однако в обсуждаемом ГОСТ 13377-67 не все эти требования учтены. Основной термин ГОСТ надежности прежде всего относится к элементу системы, и, если его можно перенести как словообразование на оценку надежности электронной или радиоэлектронной системы, то это сделать не всегда возможно при оценке энергетической системы. Так, например, если в радиоэлектронной системе отказал элемент и отсутствует резерв, то в большинстве случаев откажет и система, однако в электрической системе с изолированной нейтралью в определенных условиях допускается временная работа системы с замыканием фазы на землю.

Кроме того, физическая природа электронных и электротехнических элементов разная, и поэтому термин отказ элемента одинаков только с математической точки зрения.

Все это должно быть учтено в новом ГОСТ. Существенной особенностью является то, что термин надежность, с одной стороны, обязывает изготовителя изделия обеспечить и подтвердить соответствующий количественный показатель надежности, для чего необходимо произвести помимо обычных испытаний

также и испытания элементов на надежность. Если согласиться с Ф. И. Синьчуговым и определение термина «элемент» записать в новом ГОСТ так, как он предложен автором [Л. 1], т. е. что надежность установки определяется независимо от надежности составляющих ее элементов, тогда только один завод-изготовитель конечного продукта (например изготовитель кабелей, трансформаторов, выключателей и т. п.) или монтажная организация, которая монтирует линию электропередачи и т. п., будут нести ответственность за надежность электроустановки, а комплектующие заводы останутся в стороне от проблемы.

Учитывая вышеизложенное, понятие «элемент» нужно разделить или на два: элемент электроустановки и элемент электросистемы, или дать общие понятия:

Элемент системы — часть электроустановки или электросистемы, предназначенная для выполнения автономных функций, заданных соответствующей программой.

Система — совокупность совместно действующих элементов, обеспечивающая выполнение установленного задания в нормальных и аварийных условиях эксплуатации. Для того чтобы учесть характерную особенность режима работы отдельных участков электросистемы в аварийных режимах, необходимо ввести в ГОСТ новый термин.

Таким новым термином может служить «живучесть», как это сделано в морском и авиационном транспорте.

Тогда определение термина можно сформулировать следующим образом.

Живучесть — свойство энергосистемы, обусловленное бесперебойной подачей энергии потребителям, требуемого качества и количества при наличии отказов в отдельных ее элементах в течение заданного промежутка времени.

В этом случае термин «отказ» можно сформулировать так.

Отказ — событие, после возникновения которого элемент утрачивает способность длительно (в системе с изолированной нейтрально) или в течение заданного промежутка времени выполнять свое назначение.

Если принять за основу предложенные термины, тогда прекращение электроснабжения потребителя будет соответствовать событию потери живучести энергосистемы. Количественной оценкой живучести может служить вероятность бесперебойного обеспечения энергией потребителей в аварийной ситуации с учетом допустимости перегрузки оставшихся в работе элементов.



МОСКАЛЕВ А. Г.

Москва

В настоящее время принято (и зафиксировано в Государственной системе стандартизации [Л. 16]), что на основные понятия и показатели различных категорий функционирования в нашей стране устанавливаются единые термины. В силу этого не может быть отраслевых и местных определений надежности, ее основных понятий и основных показателей. Поэтому в принципе нельзя согласиться с постановкой вопроса, содержащейся в статье [Л. 1], где речь идет о независимой терминологии по надежности в энергетике. С другой стороны, можно говорить о понятиях и показателях, которыми определяется надежность средств труда (оборудования и сооружений) энергетических предприятий. Основными понятиями и показателями должны быть установленные в государственных стандартах, а дополнительными — специфичные только для энергетике.

Право на независимую терминологию по надежности в энергетике Ф. И. Синьчугов пытается обосновать тем, что будто специфика энергетике в том, что здесь: а) имеют дело не с изделиями, а с установками и устройствами; б) имеются ремонтируемые и неремонтируемые системы, сооружения, машины, элементы и т. д.; в) часть оборудования и устройств находится в резерве. На самом деле это далеко не так.

1. Утверждая, что в энергетике имеют дело не с изделиями, Ф. И. Синьчугов вкладывает в данный термин не то понятие, которое вложено в него в ГОСТ 13377-67. Там сказано, что под изделием понимают системы и их элементы, в частности сооружения, машины, аппараты, приборы и их части, агрегаты, узлы и детали. Следовательно, при таком определении термина изделие под последним понимается все то, что составляет средства труда. В силу этого нельзя согласиться с тем, что в энергетике имеют дело не с изделиями.

Следует отметить, что термин «изделие» является неудачным для данного понятия. Учитывая это, в проекте пересмотра ГОСТ 13377-67 термин «изделие» заменен термином «объект».

2. Во всех отраслях техники средства труда представляют собой совокупность ремонтируемых и неремонтируемых изделий (объектов). Поэтому данное обстоятельство не может служить признаком специфичности средств труда в энергетике.

3. Наличие (наряду с функционирующими объектами) объектов, находящихся в состоянии резерва, при котором происходит расходование их ресурса, имеет место не только в энергетике, но почти во всех отраслях техники (в наибольшей степени это относится к транспорту и связи). Поэтому данный аргумент также не может служить признаком специфичности средств труда в энергетике.

Заметим, что наличие в средствах труда ремонтируемых и неремонтируемых, а также находящихся в резерве объектов (изделий) нашло отражение в ГОСТ 13377-67 и в ГОСТ 16503-70.

Естественно, при разработке единой терминологии для всех областей науки и техники некоторые местные и отраслевые термины оказались вне государственного стандарта.

Так как вероятность бесперебойного обеспечения энергией потребителей в аварийной ситуации зависит от надежности отдельных элементов, наличия резервных переключателей, трансформаторов, успешного действия АВР, релейной защиты и т. п., то для количественной оценки этой вероятности можно использовать общеизвестные расчетные формулы из теории надежности.

Что же касается термина «наработка на отказ», то в отличие от электронных схем в электроэнергетике используется большое количество контактной аппаратуры. Эта особенность делает необходимым не объединять термин наработки, а раздельно рассматривать наработку на отказ контактной аппаратуры и бесконтактных элементов электросистемы, в том числе кабелей, трансформаторов, воздушных линий электропередачи и т. п. Это тем более важно, если учесть, что отказы в контактной аппаратуре связаны с механическими износами и регулировкой подвижных элементов, а отказы в бесконтактных элементах энергосистемы вызываются физико-химическими факторами и необратимыми процессами старения и разрушения электрической прочности изоляции.

Можно оспаривать тот или иной стандартизованный термин и добиваться его замены другим в установленном порядке, но недопустимо, как это предлагает Ф. И. Синьчугов, создать отраслевой стандарт (нормаль), в котором вместо стандартизованных терминов и обозначений будут свои отраслевые термины и обозначения для тех же самых понятий и показателей. Это запрещено Государственной системой стандартизации (см. ГОСТ 1.5-68).

Что касается узаконения в энергетике независимых терминов и обозначений, то следует иметь в виду, что при рассмотрении общесоюзных и местных законов и правил действуют законы и правила общесоюзные. Последнее основание нам представляется весьма веским для замены местных терминов и обозначений общесоюзными.

Кстати, о термине нормаль. Нормаль — это технический документ, характеризующий нормализуемый объект, а нормализация, как сказано в Большой советской энциклопедии (изд. второе, т. 30, с. 170 и 171), — это установление единых норм и требований по типам, маркам, параметрам, размерам и качеству изделий или их отдельных узлов и элементов, а также по методам изготовления и испытания, по качеству сырья, обозначениям, правилам маркировки, хранения изделий и т. п. Как следует из данного определения, термин нормаль применяется к изделиям, которых, как полагает Ф. И. Синьчугов, нет в энергетике. Термин нормаль не пригоден для предлагаемого документа по другой, более веской, причине — Государственной системой стандартизации для таких целей устанавливаются следующие виды документации: государственный стандарт, отраслевой стандарт, республиканский стандарт, стандарт предприятия и не предусматривается нормаль.

В [Л. 1] предлагается собирательный термин «изделие» заменить на два термина — «элемент» и «система». С этим нельзя согласиться. Нужно иметь один собирательный термин. Предложение о замене собирательного термина «изделие» термином «элемент» нельзя признать удачным, так как последний термин всегда применяется в качестве антипода собирательному термину.

В ГОСТ 13377-67 предусмотрены термины «система» и «элемент». В проекте пересмотра данного стандарта они также предусмотрены со следующими определениями:

система — объект, рассматриваемый как совокупность взаимодействующих частей;

элемент — объект, рассматриваемый как часть другого, более сложного, объекта.

Последние определения представляются более целесообразными.

В проекте пересмотра ГОСТ 13377-67 предусматриваются следующие термины: ремонтируемый объект, неремонтируемый объект, восстанавливаемый объект, невосстанавливаемый объект, с разными определениями. Поэтому предлагаемая в [Л. 1] замена терминов ремонтируемые и неремонтируемые объекты на восстанавливаемые и невосстанавливаемые представляется нецелесообразной.

Предложение о внесении в стандарт термина (понятия) «восстановление», как события, заключающегося в восстановлении нарушенной ранее работоспособности, нельзя признать рациональным по следующим соображениям. Во-первых, восстановление нарушенной работоспособности объекта — не событие, а процесс. Во-вторых, термин «восстановление» применяется в планировании и проектировании для замены объектов, пришедших в непригодное состояние в результате истечения нормированного срока службы. В-третьих, для понятия «восстановление» нарушенной работоспособности в проекте пересмотра ГОСТ 13377-67 предлагается термин «восстановление работоспособности» с определением: «процесс возвращения объекта в работоспособное состояние». Последние являются более приемлемыми, чем предлагаемые в [Л. 1].

Нельзя согласиться с содержащимся в [Л. 1] предложением, что нахождение объекта в ненагруженном резерве не сопровождается расходом ресурса («предполагает отсутствие расходования ресурса»). Так, например, ресурс ВЛ расходуется независимо от того, находится он в работе или в ненагруженном резерве.

Интенсивность отказов невосстанавливаемых объектов и параметр потока отказов восстанавливаемых объектов имеют, по определению, разную размерность, а следовательно, являются разными физическими величинами. То обстоятельство, что в некоторых частных случаях численные значения данных величин могут быть одинаковыми, не может служить основанием для замены одной величины другой. Поэтому нельзя согласиться с предложениями по терминам «частота отказов» и «интенсивность отказов», содержащимися в [Л. 1].

Нельзя согласиться с предложением [Л. 1] об исключении из государственного стандарта показателей «коэффициент технического использования» и «коэффициент готовности» на том основании, что они не универсальные. Данные показатели являются комплексными, по которым можно судить о нескольких свойствах, обуславливающих надежность объекта. В частности, коэффициент технического использования характеризует надежность объекта за прошедший период времени, что очень важно для оценки надежности функционирующих объектов. Предлагаемый Ф. И. Синьчуговым показатель «вероятность нахождения элемента или системы в данном состоянии» взамен коэффициента технического использования не может характеризовать фактическую надежность объекта за прошедший период, а следовательно, также не является универсальным.

Замечание Ф. И. Синьчугова об отсутствии в государственных стандартах показателей для понятий ремонтпригодность, сохраняемость, долговечность лишено оснований. Так, в ГОСТ 13377-67 приводится определение показателей: среднее время восстановления, срок службы, ресурс, гамма-процентный ресурс, назначенный ресурс, а также перечисляется еще пять показателей, а в ГОСТ 16503-70 дополнительно приведены определения для 10 показателей ремонтпригодности, 11 показателей долговечности и 4 показателей сохраняемости.

Следует отметить также справедливость замечаний, изложенных в [Л. 10].

Согласно ГОСТ 13377-67 под термином надежность понимается свойство изделий (объекта) выполнять заданные функции, сохраняя свои эксплуатационные показатели — показатели производительности, экономичности, рентабельности и другие — в заданных пределах в течение требуемого промежутка времени или требуемой наработки. Поэтому в первую очередь представляют интерес такие термины (показатели), с помощью которых можно установить связь между надежностью объекта, с одной стороны, и его производительностью, экономичностью, рентабельностью, с другой, а также такие, с помощью которых можно определить экономически оптимальную надежность. К сожалению, данные термины не нашли никакого отражения в [Л. 1]. Важнейшими из них, в дополнение к терминам ГОСТ 13377-67 могут быть следующие: коэффициент ограничения энергоснабжения; коэффициент бесперебойности функционирования (объекта, канала объекта); коэффициент бесперебойности энергоснабжения; стоимость отказа; экономический коэффициент отказа; экономический коэффициент отказов; относительная стоимость ремонтов; относительная стоимость технического обслуживания.

Упомянутые термины целесообразно определить следующим образом.

Коэффициент ограничения энергоснабжения — отношение суммарной стоимости (количества) энергии, недоотпущенной за год в периоды времени, в которые вводились ограничения выдачи (передачи) энергии $D_{нд.огр}$, к стоимости (количеству) энергии, которая была бы выдана (передана) за год при отсутствии ограничений $D_{н.о}$:

$$k_{огр} = \frac{D_{нд.огр}}{D_{н.о}} \approx \frac{D_{нд.огр}}{D_{ф} - D_{нд.огр}}, \quad (1)$$

где $D_{ф}$ — стоимость (количество) фактически выданной (переданной) энергии за год.

Коэффициент бесперебойности функционирования — разность между значениями коэффициента технического использования $k_{т.и}$ и коэффициента ограничения энергоснабжения:

$$k_{б.ф} = k_{т.и} - k_{огр}. \quad (2)$$

Коэффициент бесперебойности энергоснабжения — отношение суммы произведений коэффициентов бесперебойности функционирования каналов энергоснабжения объекта на стоимость (количество) энергии, переданной по каждому каналу энергоснабжения, к суммарной стоимости (количеству) энергии, переданной через объект:

$$k_{б} = \frac{\sum_{i=1}^m k_{б.ф.ки} D_{э.ки}}{\sum_{i=1}^m D_{э.ки}}, \quad (3)$$

где $k_{б.ф.ки}$ — коэффициент бесперебойности функционирования i -го канала энергоснабжения; $D_{э.ки}$ — стоимость (количество) энергии, переданной по i -му каналу энергоснабжения за год; m — число каналов энергоснабжения.

Канал энергоснабжения — это совокупность элементов средств труда энергопредприятия, по которым энергия подается от источников к потребителям (абонентам). Данный весьма важный термин должен быть включен в число основных терминов систем энергоснабжения.

Стоимость отказа — стоимость всех издержек в энергопредприятии, вызванных отказом, его ликвидацией и последствиями для энергопредприятия.

Экономический коэффициент отказа — отношение стоимости отказа к стоимости основных производственных фондов энергопредприятия в момент возникновения отказа.

Экономический коэффициент отказов — сумма значений экономических коэффициентов всех отказов в предприятии за год.

Относительная стоимость ремонтов — отношение стоимости издержек на все ремонты за год к среднегодовой стоимости основных производственных фондов.

Относительная стоимость технического обслуживания — отношение стоимости издержек на эксплуатацию энергопредприятия за год к среднегодовой стоимости основных производственных фондов предприятия.

Упорядочение терминологии по надежности в энергетике наиболее рационально осуществить путем ввода в действие отраслевого стандарта по надежности, основанного на полном признании государственных стандартов и других нормативных документов государственного значения.

Выводы. 1. Создавать в энергетике независимую терминологию по надежности недопустимо.

2. С целью приведения терминологии по надежности в энергетике в соответствие с государственными стандартами необходимо разработать и ввести в действие отраслевой стандарт (комплекс стандартов) по надежности в энергетике.

3. В первую очередь необходимо установить термины, с помощью которых можно было бы выявить связь между надежностью и экономичностью, а также определить оптимальную надежность энергетических объектов.



Ответ автора

Практически все участники дискуссии разделяют точку зрения автора [Л. 1] о необходимости пересмотра ГОСТ 13377-67 и разработки отраслевого стандарта с учетом специфики энергетики. Исключение составляют П. Г. Грудинский, М. Н. Розанов и В. И. Эдельман, которые, соглашаясь с неудачностью ряда терминов, принятых в ГОСТ, вместе с тем считают, что все основные термины ГОСТ, в том числе и неудачные, должны быть сохранены и перенесены в отраслевой стандарт, разработку которого они также поддерживают. По-видимому, прав А. Г. Москалев, указывающий на недопустимость того, чтобы в отраслевом стандарте применялась терминология, запрещенная ГОСТ. С этим можно согласиться при условии, что в ГОСТ будут внесены соответствующие изменения или, по крайней мере, аннулировано запрещение применять в отраслевых стандартах термины, являющиеся синонимами терминов, принятых в ГОСТ.

Все участники дискуссии, за исключением П. Г. Грудинского, М. Н. Розанова и В. И. Эдельмана, разделяют точку зрения автора [Л. 1] о неудачности термина «изделие». В третьей редакции проекта нового ГОСТ этот термин заменен термином «объект», с чем можно согласиться при условии, что в зависимости от того, о чем идет речь, будет разрешено применение терминов «элемент» и «система». Учтено в проекте ГОСТ также предложение о замене терминов «ремонтируемый» и «неремонтируемый» на «восстанавливаемый» и «невосстанавливаемый». Принята предложенная в обсуждаемой статье формулировка понятия вероятности безотказной работы. Учитывая это обстоятельство, не будем останавливаться на замечаниях и предложениях участников дискуссии, высказанных по этим вопросам.

Предложение о внесении в ГОСТ термина «вероятность нахождения элемента или системы в данном состоянии» нашло поддержку в трех откликах — В. А. Туфанова, Г. С. Кузьмина и В. Г. Соболева, Г. А. Неведрова и В. И. Свешникова. Не согласны с этим предложением авторы двух откликов — П. Г. Грудинский, М. Н. Розанов, В. И. Эдельман и А. Г. Москалев, несостоятельность возражений которых очевидна.

Во-первых, предлагаемый термин, вопреки утверждению А. Г. Москалева, в необходимой мере универсален, так как может характеризовать вероятность нахождения объекта в любом из возможных состояний (например, в горячем резерве, в холодном резерве и т. д.) и, кроме того, на любом интервале времени, включая и любой интервал времени за прошедший период или за весь прошедший период времени. Предложенные же П. Г. Грудинским, М. Н. Розановым и В. И. Эдельманом коэффициенты вынужденного и планового простоя пригодны для характеристики только двух состояний.

Во-вторых, универсальность предлагаемого термина заключается в том, что для получения вероятности нахождения объекта в нескольких состояниях можно просто суммировать вероятности нахождения объектов в этих состояниях, что невозможно делать с предложенными П. Г. Грудинским, М. Н. Розановым и В. И. Эдельманом коэффициентами вынужденного и планового простоя и коэффициентами готовности и технического использования узаконенных ГОСТ, так как в знаменателе у них в трех случаях стоят различные величины.

В-третьих, универсальность предлагаемого термина заключается в том, что в пределе при определении его для данного момента он превращается в зависимости от того состояния, которое характеризует либо в вероятность отказа, либо в вероятность безотказной работы. В связи с этим следует отметить, что П. Г. Грудинский и В. И. Эдельман заблуждаются, утверждая, что коэффициенты вынужденного и планового простоя приблизительно равны вероятности нахождения объекта в данном состоянии [Л. 17]. Например, для оборудования, находящегося 50% календарного времени в резерве, они будут отличаться от вероятности нахождения в соответствующих состояниях ровно в 2 раза.

Замечание В. А. Туфанова [Л. 10] об ошибочности утверждения о независимости вероятности нахождения объекта в данном состоянии от момента времени, для которого она определяется, справедливо, так как в приведенном в [Л. 1] определении этого термина допущена неточность. В нем не указано, что вероятность нахождения объекта в данном состоянии справедливо для любого момента времени на рассматриваемом интервале при условии, что процесс на указанном интервале стационарен или что рассматривается установившийся режим работы, как это сделано в ГОСТ, или, наконец, что нас инте-

ресует усредненное значение этого показателя для рассматриваемого интервала времени.

Замечания В. А. Туфанова [Л. 10] и А. Г. Москалева о необходимости отказа от терминов «коэффициент готовности» и «коэффициент использования», имеющих свою область применения, отличную от области применения термина «вероятность нахождения в данном состоянии», основано на недоразумении. В [Л. 1] «предлагается ввести дополнительный термин «вероятность нахождения» элемента или системы в данном состоянии».

Предложение ввести наряду с термином «отказ» термин «восстановление» нашло поддержку в трех откликах А. В. Мясникова и Е. М. Червонного [Л. 11], Г. С. Кузьмина и В. Г. Соболева, Д. С. Игнатовски. У авторов двух откликов — П. Г. Грудинского, М. Н. Розанова, В. И. Эдельмана и А. Г. Москалева это предложение вызывает возражение на том основании, что восстановление, по их мнению, — это процесс или состояние, а не событие. Приведенный довод не является убедительным. Так же как под отказом (внезапным и постепенным) в соответствии с ГОСТ понимается событие, заключающееся в переходе объекта из работоспособного состояния в неработоспособное, так и под восстановлением (мгновенным — путем автоматической замены или требующим определенного времени для проведения восстановительных работ), логично понимать событие, заключающееся в переходе объекта из неработоспособного состояния в работоспособное. Именно так трактуется этот термин применительно к объектам с конечным временем восстановления в [Л. 6].

То, что термин «параметр потока отказов» является непонятным и неудачным, признается авторами большинства откликов — А. В. Мясниковым и Е. М. Червонным, Г. С. Кузьминым и В. Г. Соболевым, Г. А. Неведровым и В. И. Свешниковым, П. Г. Грудинским, М. Н. Розановым и В. И. Эдельманом. Однако А. В. Мясников и Е. М. Червонный [Л. 11] предлагают заменить его термином «удельная повреждаемость», а П. Г. Грудинский, М. Н. Розанов и В. И. Эдельман, признавая его «очень неудачным, нехарактерным, неудобным», вместе с тем «в целях единства терминологии» считают возможным сохранить его в ГОСТ и даже включить в отраслевой стандарт.

Замена в ГОСТ термина «частота отказов» обобщающим понятием «параметр потока отказов» по меньшей степени нелогична. Несмотря на то, что ГОСТ 13377-67 [Л. 2] введен в действие с 1 июля 1968 г., термин «параметр потока отказов» применяется авторами в основном по требованию издательств, которые обязаны следить за выполнением этого ГОСТ. В отдельных случаях, применяя термин «параметр потока отказов», авторы считают необходимым оговорить свое отрицательное отношение к нему, как это, например, сделано в [Л. 18]. В большинстве же случаев авторы либо обходят требование ГОСТ, применяя выражения «удельная повреждаемость», «удельное число отключений» и т. п., что и дало основание А. В. Мясникову и Е. М. Червонному [Л. 11] предложить термин «удельная повреждаемость», либо просто игнорируют в этом отношении ГОСТ, продолжая применять термины «частота отказов» или «средняя частота отказов» для определенного интервала времени, а в отдельных случаях, что совсем плохо, в одной и той же работе авторы применяют как термин «параметр потока отказов» в соответствии с требованием ГОСТ, так и термины «частота» или «средняя частота», наиболее правильно отражающие существо рассматриваемых процессов.

Правильным выходом из создавшегося ненормального положения является замена неудачного термина «параметр потока отказов» на применявшийся много лет и широко применяющийся до сих пор термин «частота отказов», рекомендованный такими серьезными работами по теории вероятностей и надежности, как [Л. 6, 19 и 20], две из которых вышли в свет много позже выпуска ГОСТ 13377-67 и допущены Министерством высшего и специального среднего образования СССР в качестве учебников: одна для государственных университетов, а другая для высших технических учебных заведений.

Предложение автора [Л. 1] различать «частоту отказов» и «среднюю частоту отказов» рассматривается только в отклике В. А. Туфанова [Л. 10], который считает это предложение ошибочным, так как усреднение плотности вероятностей в интервале наработки, по его мнению, неправомерно. С этим согласиться нельзя.

Во-первых, и в [Л. 19 и 20] говорится не о средней частоте, а о частоте событий. В теории надежности такими событиями являются «отказы» и «восстановления». В [Л. 19] вероятность событий трактуется как некоторая величина, около которой колеблется частота событий, а в [Л. 20] прямо указывается, что вероятность события в самой своей основе связана с понятием частоты события, которая называется статистической вероятностью. Именно, исходя из этих общеизвестных соображений, в статье и предлагается под частотой отказа для данного момента времени понимать плотность вероятности наработки на отказ.

Во-вторых, говорить о средней частоте отказа для данного момента времени это значит говорить о нахождении математического ожидания частоты отказа для множества потоков отказов однородных объектов в данный момент времени, отсчитываемый, например, с момента ввода их в эксплуатацию. Но в этом смысле пришлось бы тогда говорить и о средней интенсивности, средней вероятности отказа, средней вероятности безотказной работы для данного момента времени, чего не делают, так как все эти понятия по своей природе являются операторами математического ожидания над множеством потоков отказов однородных объектов.

Следует отметить, что авторы [Л. 18] тоже считают, что в ГОСТ должен быть восстановлен термин «частота отказов», определяя ее как плотность вероятности времени работы изделия до отказа, но ограничивая область применения ее невозстанавливаемыми изделиями.

Что же касается «средней частоты отказов на интересующем нас интервале», то она имеет большое практическое значение. Например, нас может интересовать средняя частота отказов оборудования в период его приработки на интервале нормальной работы, так как только теоретически частота отказов на этом интервале постоянна или, наконец, средняя частота отказов на участке его старения после определенной величины наработки и т. п. Именно этими показателями очень часто и приходится пользоваться в практической работе. Средняя частота отказов оборудования за определенные интервалы его наработки с момента ввода в эксплуатацию для одного и того же типа оборудования, но выпуска различных годов дает нам основание делать выводы о характере отказов этого оборудования, о наличии прогресса или ухудшении качества изготовления его и т. д., так как получить «мгновенные» частоты отказов для данного момента времени, отсчитывая с момента ввода в эксплуатацию для такого оборудования, как генераторы, мощные трансформаторы и т. п., практически невозможно.

Не случайно В. А. Туфачов в [Л. 21], посвященной определению характеристик надежности силовых трансформаторов, в формуле

$$\omega^*(t) = \frac{n(t, \Delta t)}{N(t, \Delta t) \Delta t}$$

принимает Δt , равным двум годам. Трудно согласиться, что определенная таким образом оценка $\omega(t)$ будет в соответствии с ГОСТ характеризовать среднее количество отказов в единицу времени для рассматриваемого момента времени, так как два года это не момент, а интервал времени.

Можно, пользуясь формулой (25), (29) и (32) приложения к ГОСТ [Л. 2], показать, что средняя частота отказов на интервале наработки $[t_k - t_l]$ при условии, что этот интервал достаточно велик по сравнению со средней наработкой на отказ, с точностью до малой величины более высокого порядка, чем средняя частота отказа, является ни чем иным, как величиной, обратно пропорциональной средней наработке на отказ (в терминологии ГОСТ — «наработки на отказ») на интервале $[t_k - t_l]$.

Действительно в соответствии с формулами (25) и (29) приложения

$$\omega(t) = \frac{m_{cp}(t + \Delta t) - m_{cp}(t)}{\Delta t},$$

а в соответствии с формулой (32)

$$T \approx \frac{t_l - t_k}{\sum_{t_k} \left[\frac{m_{cp}(t + \Delta t) - m_{cp}(t)}{\Delta t} \right] \Delta t} = \frac{t_l - t_k}{\sum_{t_k} \omega(t) \Delta t} = \frac{1}{\omega_{cp}},$$

откуда

$$\omega_{cp} = \frac{1}{t_l - t_k} \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \sum_{t_k} \omega(t) \Delta t = \frac{1}{t_l - t_k} \int_{t_k}^{t_l} \omega(t) dt = \frac{1}{t_l - t_k} \int_{t_k}^{t_l} f(t) dt.$$

К сожалению, в новом проекте ГОСТ повторена ошибка ГОСТ 13377-67 [Л. 2]. Для определения математического ожидания наработки на отказ восстанавливаемых объектов ошибочно применен термин «наработка на отказ», в то время как для обозначения математического ожидания наработки до первого отказа (восстанавливаемых и невосстанавливаемых объектов) совершенно правильно применен термин «средняя наработка на отказ».

Если применительно к частоте отказов необходимо введение двух терминов для обозначения случайных величин «частоты отказов» и «средней частоты отказов», то применительно к наработке на отказ это нелогично, так как в данном случае усреднение производится одновременно и по множеству потоков отказов для однородных объектов и по временной оси.

Во всяком случае, одновременное применение терминов «наработки на отказ» и «средняя наработка до отказа» для обозначения понятия математического ожидания наработки между отказами и до первого отказа недопустимо. Логично под «наработкой на отказ» понимать единичную реализацию такой наработки.

К сожалению, практически не встретило поддержки предложение о введении единой терминологии для восстанавливаемых и невосстанавливаемых объектов. А. В. Мясников и Е. М. Червоный [Л. 11], Г. С. Кузьмин и В. Г. Соболев, Г. А. Неведов и В. И. Свешников оценивают предложение как спорное и противоречивое. П. Г. Грудинскому, М. Н. Розанову и В. И. Эдельману не ясно, зачем в ГОСТ даны раздельно две системы терминов, но они утверждают, что на практике это не приводит к каким-либо затруднениям. В. А. Туфачов [Л. 10] считает предложение принципиально неправильным. По-видимому, такая реакция на предложение создать единую терминологию для восстанавливаемых и невосстанавливаемых объектов объясняется сложностью вопроса и недостаточной ясностью изложения его в статье.

В общем случае в соответствии с определением терминов «элемент» и «система», приведенных в статье, любой объект может рассматриваться и как элемент и как система.

При определении терминов по надежности и выводе формул для аналитического определения показателей надежности объект следует рассматривать как элемент, так как определение его характеристик надежности, как системы, зависящих от целого ряда факторов (характеристики надежности входящих в нее элементов, схемы системы, характера резервирования и т. д.), относится к вопросу методики расчета надежности систем и не имеет прямого отношения к терминологии.

С учетом изложенного приведенная в отклике В. А. Туфачова [Л. 10] формула, которая, применяя обозначения, принятые в [Л. 1], может быть записана в виде

$$\lambda(t) = \sum_{n=1}^{\infty} f_n(t) \quad (1)$$

безусловно правильна. Однако, поскольку элемент в данный момент времени может отказать только один раз, то применительно к элементу поток отказов всегда ординарен, что, в частности, отмечается и в [Л. 21].

Вопрос заключается в другом — насколько правильно исходить из того, что

$$f(t) \approx \sum_{n=1}^{\infty} f_n(f). \quad (2)$$

В [Л. 6], пользуясь уравнением вероятности безотказной работы на интервале наработки $[t, t + \Delta t]$

$$p(t, t + \Delta t) = 1 - F(t + \Delta t - x) + \int_x^{t+\Delta t} [1 - F(t + \Delta t - x)] \lambda(x) dx,$$

показано, что при $\Delta t \rightarrow 0$

$$Q(t, t + \Delta t) = 1 - p(t, t + \Delta t) = \lambda(t) \Delta t + 0(\Delta t),$$

т. е., что

$$\lambda(t) \approx \lim_{\Delta t \rightarrow 0} \frac{Q(t, t + \Delta t) - 1}{\Delta t} = Q'(t) = f(t)$$

или с учетом формулы (1)

$$f(t) \approx \sum_{n=1}^{\infty} f_n(t).$$

Можно, конечно, подойти к этому вопросу и «более строго», как это предлагается рядом авторов, включая Г. С. Кузьмина, В. Г. Соболева и В. А. Туфанова, определяя частоту отказов восстанавливаемых объектов через частоту отказа «времени жизни» объекта (терминология [Л. 6]) с помощью уравнения Вольтерра второго порядка:

$$\lambda(t) = f(t) + \int_0^t f(t-x) \lambda(x) dx. \quad (3)$$

Однако, поскольку уравнение (3) справедливо лишь для ординарных потоков отказов с ограниченным последствием, оно соответствует модели потока отказов, при которой отказавший объект заменяется эквивалентным ему новым или каждый раз после отказа при проведении ремонта обеспечивается восстановление надежности отказавшего объекта до уровня, который он имел до включения в эксплуатацию. Возможно, такая модель потока отказов и справедлива для устройств радиотехники, электроники и судовых энергоустановок, но для электро-энергетических устройств она не применима.

Во-первых, подавляющее большинство отказов воздушных линий и высоковольтных выключателей, в основном определяющих надежность электрических сетей энергосистем, являются внезапными отказами.

Во-вторых, как показывает опыт эксплуатации, и для остальных электротехнических установок и оборудования преобладающими являются внезапные отказы.

В-третьих, как правило, восстановительный ремонт электротехнических установок и оборудования носит характер устранения причин, вызвавших отказ без восстановления их надежности до уровня, который они имели до включения в эксплуатацию.

В силу указанных обстоятельств для электротехнических установок энергосистем и промышленных предприятий более правильно моделировать процесс возникновения в них повреждений ординарным потоком без последствия.

Уместно напомнить, что в примечании к п. 3.2 ГОСТ 13377-67 [Л. 2] однозначно указано, что «на практике поток отказов ремонтируемых изделий является ординарным и не имеет последствия».

Следует также иметь в виду, что в электроэнергетических системах, как правило, преобладающее количество оборудования и установок находится в эксплуатации длительное время, поскольку ежегодный ввод энергетических мощностей и электрических сетей, рассредоточенный по всем энергосистемам, составляет около 6% находящихся в эксплуатации. А как известно, для технических установок, длительное время находящихся в эксплуатации, вне зависимости от закона распределения наработки на отказ поток отказов принимает стационарный характер.

С учетом изложенных соображений есть все основания в качестве модели потока отказов оборудования и установок электроэнергетических систем принять стационарный пуассоновский поток, т. е. простейший поток отказов, как это и было предложено, в частности, в [Л. 23].

Безусловно, этот вопрос требует серьезного изучения на основании анализа статистических данных о повреждаемости электроэнергетического оборудования и установок. Однако уже на сегодняшний день выполнен ряд работ такого рода [Л. 2, 21, 24—26 и др.], которые подтверждают выдвинутую гипотезу, основанную на приведенных выше рассуждениях.

При условии принятия этой гипотезы можно говорить не о приближенном, а о точном соблюдении равенства (2) и, в частности, равенства

$$f(t) = f_n(t). \quad (2a)$$

Если исходить из равенства (2) или (2a), то все основные характеристики безотказной работы как восстанавливаемых,

так и невосстанавливаемых объектов, могут быть определены через плотность распределения вероятности наработки на отказ $f(t)$ по формулам, предложенным в статье.

Следует отметить, что предложение определять основные характеристики безотказной работы через плотность распределения наработки на отказ уже частично учтено в проекте ГОСТ при определении «параметра потока отказов» и «интенсивности отказов».

Что касается замечаний А. Г. Москалева о том, что «интенсивность отказов» и «параметр потока отказов» имеют по определению разную размерность и В. А. Туфанова, видящего противоречие в утверждении автора о том, что для восстанавливаемых объектов частота и интенсивность отказов совпадают, то они просто вызывают недоумение. Общеизвестно (например [Л. 20]), что плотность распределения вероятности отказа обратна размерности случайной величины, а вероятность — безразмерная величина; таким образом, и частота, и интенсивность имеют одну и ту же размерность, а тождество $\lambda(t) \equiv \mu(t)$ является математическим выражением того, что поток отказов является стационарным и не имеет последствий, которые в сочетании в ординарностью потока, по мнению автора [Л. 23], наиболее правильно отражают действительный характер потока отказов. Кстати, в примечании к пп. 3.2 приложения к ГОСТ [Л. 2] содержится ошибочное утверждение о том, что для ординарных потоков отказов без последствия параметр потока событий и интенсивность событий совпадают.

Не имея возможности в ответе подробно обосновывать необходимость создания единой терминологии как для восстанавливаемых объектов и единых формул для аналитического определения показателей надежности, по крайней мере, в энергетике, представляется совершенно необходимым указать хотя бы на некоторые недостатки отсутствия единой системы показателей:

1. Поскольку в зависимости от решаемых задач одно и то же оборудование может рассматриваться и как восстанавливаемое и как невосстанавливаемое, на что указывается, в частности, в отклике В. А. Туфанова, в справочной литературе для каждого вида оборудования необходимо было бы иметь две системы показателей надежности вместо одной, как это делается в настоящее время.

2. Для целого ряда видов оборудования получение количественных оценок всех показателей надежности для двух систем либо практически невозможно из-за трудности получения соответствующих статистических данных об отказах оборудования, либо ошибки в оценке этих показателей будут превышать теоретическую погрешность, которая будет иметь место при единой системе показателей надежности, в основу которой должна быть положена формула (2a).

3. Отсутствие единой системы показателей надежности приводит к многочисленным случаям неправильного пользования терминологией и использованию в расчетах надежности ошибочных количественных показателей, полученных в результате неправильной обработки статистических данных об отказах оборудования.

В заключение хотелось бы подчеркнуть необходимость при пересмотре ГОСТ 13377-67 [Л. 2]:

1) устранения отмеченных в статье и в настоящем ответе автора имеющихся в нем противоречий и неточностей;

2) исключения запрещения применять в отраслевых стандартах термины, являющиеся синонимами терминов, узаконенных ГОСТ.

3) замены неудачного термина «параметр потока отказов» на термин «частота отказов»;

4) введения единой терминологии как для восстанавливаемых, так и для невосстанавливаемых объектов, положив в основу их определения понятие плотности распределения вероятности наработки на отказ;

5) исключения из ГОСТ формул для аналитического определения показателей надежности с тем, чтобы такие формулы могли быть приведены в отраслевых стандартах с учетом специфики отрасли и, в частности, характера потока отказов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Синьчугов Ф. И. Терминология по надежности в энергетике. — «Электричество», 1972, № 7.
2. ГОСТ 13377-67. Надежность в технике. Термины.
3. Методические указания. Методика выбора номенклатуры нормируемых показателей надежности технических устройств. М., МУЗ-69, 1970.
4. Половко А. М. Основы теории надежности, М., «Наука», 1964.

5. Сборник задач по теории надежности. Под ред. А. М. Половко, И. М. Маликова. М., «Советское радио», 1972.
6. Гнеденко Б. В., Беляев Ю. К., Соловьев А. Д. Математические методы в теории надежности. М., «Наука», 1965.
7. Барлоу Р., Прошан Ф. Математическая теория надежности. М., «Советское радио», 1969.
8. Рябинин И. А. Основы теории и расчета надежности судовых электроэнергетических систем. Л., «Судостроение», 1971.
9. Синьчугов Ф. И. Расчет надежности схем электрических соединений. М., «Энергия», 1971.
10. Туфанов В. А. Выступление в дискуссии. — «Электричество», 1972, № 8.
11. Мясников А. В., Червонный Е. М. Выступление в дискуссии. — «Электричество», 1972, № 8.
12. Тамбовский В. Ю., Семяшкин Ф. И. К выбору критериев функций при оптимизации ремонтного цикла электротехнического оборудования. — Изв. вузов. Энергетика, 1972, № 6.
13. Цирель Я. А. Надежность производства оперативных переключений и пути ее повышения. — «Электрические станции», 1969, № 10.
14. Шор Я. Б. Статистические методы анализа и контроля качества и надежности. М., «Советское радио», 1962.
15. ГОСТ 16503-70. Промышленные изделия. Номенклатура и характеристика основных показателей надежности.
16. Государственная система стандартизации. Изд. Комитета стандартов мер и измерительных приборов при Совете Министров СССР.
17. Грудинский П. Г., Эдельман В. И. Оценка надежности узлов системы электроснабжения и всей системы в целом. —

- В сб.: Доклады на III Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1973.
18. Сборник задач по теории надежности. Под ред. А. М. Половко, И. М. Маликова. М., «Советское радио», 1972.
19. Гнеденко Б. В. Курс теории вероятностей. М., «Наука», 1969.
20. Вентцель Е. С. Теория вероятностей. М., «Наука», 1969.
21. Туфанов В. А. Характеристика эксплуатационной надежности силовых трансформаторов 110 кв. — «Электричество», 1971, № 12.
22. Зеличенко А. С., Сандлер П. Е. Опыт эксплуатации и надежности работы линий электропередачи 500 кв в СССР. — В сб.: Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1969.
23. Синьчугов Ф. И. Расчет надежности схем электрических соединений. М., «Энергия», 1971.
24. Показатели надежности воздушных линий электропередачи и коммутационных аппаратов электрических сетей 110 кв. — В сб.: Доклады на II Всесоюзном научно-техническом совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР. М., «Энергия», 1969. Авт.: А. А. Глазунов, В. А. Туфанов, А. В. Быков, В. С. Копылов.
25. Туфанов В. А., Быков А. В. Показатели эксплуатационной надежности кабельных линий электропередачи 110 кв. — «Электрические станции», 1970, № 9.
26. Игнатовски Д. С. Распределение времени безотказной работы при исследовании надежности городских электрических сетей. — «Электрические станции», 1972, № 1.

ОТ РЕДАКЦИИ

На этом редакция заканчивает дискуссию по статье Синьчугова Ф. И. («Электричество», 1972, № 7) и благодарит специалистов, принявших в ней участие.

Редакция надеется, что проведенная на страницах журнала дискуссия будет полезна при составлении проекта нового ГОСТ по терминологии надежности в технике.

УДК 621.316.1.001.2

Информационно-экономические характеристики и их применение для оценки эффективности автоматизации проектирования электрических сетей

(Статья Левина М. С., Мурадяна А. Е., Мамонтова В. Н.,
«Электричество», 1970, № 7)

Инж. БЕБКО В. Г.

Украинское отделение Сельэнергопроекта

Опубликованная в порядке обсуждения методика [Л. 1] представляет интерес для выбора экономичного способа обработки технико-экономической информации при проектировании. Особый интерес представляет сам подход к решению задачи. Решение вероятностно-статистических задач зависит от выбора полной группы событий. В методике [Л. 1] условия опыта и полная группа событий определены недостаточно четко. Область применения методики оказывается неясной. Используя подход [Л. 1], определим информационно-экономические характеристики для некоторых способов отыскания оптимального варианта и тем самым в какой-то мере заполним указанный пробел. Для краткости изложение в основном носит позитивный характер.

Пусть существует n решений задачи. Необходимо отыскать вариант с наименьшими затратами. Допустим, что признак оптимальности не существует. Оптимальный вариант можно отыскать только путем сравнения вариантов. Затраты по каждому варианту неизвестны и подлежат определению. Задача сводится к упорядочению множества с n элементами.

Упорядочить n элементов можно $n!$ способами. Если каждый способ упорядочения равновероятностный, то информа-

ционная энтропия выбора плана

$$H' = \log_2 n!$$

На каждом j -шаге опыта при $j > 1$ имеет место два исхода — выбранный вариант больше или меньше наименьшего из ранее рассмотренных вариантов. Поэтому информационная энтропия выбора

$$H^2 = (n-1) \log_2 2 = n-1.$$

Полная информационная энтропия

$$H_1 = H' + H^2 = \log_2 n! + n-1. \quad (1)$$

Каждый шаг j опыта уменьшает информационную неопределенность на

$$I = \begin{cases} \log_2 n, & \text{если } j = 1; \\ \log_2 (n-j+1) + \log_2 2, & \text{если } j > 1. \end{cases}$$

Если сделано r шагов, то неопределенность уменьшилась на

$$I = \sum_{j=1}^r \log_2 (n-j+1) + r-1.$$

В общем случае, когда план выбора определен с вероятностью p_i , то при общем числе решений n число планов составляет $n!$ и информационная энтропия

$$H_2 = - \sum_{i=1}^{n!} p_i \log_2 p_i + n - 1. \quad (2)$$

В частном случае, если выбор плана равновероятный, то $p_i = \frac{1}{n!}$ и информационная энтропия определяется по (1).

Когда план задан, то для одного плана $p_k=1$ и для всех других $p_i=0$ при $i \neq k$ информационная энтропия $H_3 = n-1$. (3)

Допустим, что существует признак оптимальности. Тогда на каждом шаге вычисляется критерий оптимальности и делаются сравнения с признаком оптимальности. В этом случае для отыскания оптимального варианта необходимо сделать $r \leq n$ шагов. Как правило, число шагов до решения задачи неизвестно. Однако можно задать таблицу вероятностей шагов q_j . В этом случае информационная энтропия определяется

$$H_4 = - \sum_{i=1}^{n!} p_i \log_2 p_i + \sum_{j=1}^n q_j j. \quad (4)$$

В случае, если план определен, то информационная энтропия

$$H_5 = \sum_{j=1}^n q_j j. \quad (5)$$

В случае направленного поиска на каждом шаге проверяется оптимальность и определяется направление поиска. Если на каждом j -м шаге имеется r направлений с вероятностью q_{jk} каждого, то информационная энтропия

$$H_6 = - \sum_{j=1}^n q_j \sum_{k=1}^r q_{jk} \log_2 q_{jk} + \sum_{j=1}^n q_j j. \quad (6)$$

Для способов выбора, для которых определена информационная энтропия (1)–(6), рассмотрим экономические показате-

тели. Для определенности пронумеруем варианты в порядке возрастания затрат $3_{j+1} \geq 3_j$. Для первого случая математическое ожидание затрат равно наименьшим затратам. Опыт полностью закончен и определен вариант с наименьшими затратами:

$$M_1(3_n) = 3_1. \quad (7)$$

Если сделано только r шагов и на этом опыт прерван, то математическое ожидание затрат

$$M_1(3_r) = \frac{\sum_{i=1}^{n-r+1} r A_{r-1}^{n-i} 3_i}{A_r^n}, \quad (8)$$

где $A_r^n = n(n-1) \dots (n-r+1) - r$ размещений без повторений из n элементов.

Формулу (7) можно проверить по графу возможных исходов (см. рисунок) и доказать по индукции для любых значений r, n . Ожидаемая полезность от переработки $n-r$ вариантов

$$P_1 = M_1(3_r) - M_1(3_n). \quad (9)$$

Обозначим затраты на проектирование C_i , они отвечают затратам 3_i . Тогда затраты на проектирование

$$M_1(C_n) = \sum_{i=1}^n C_i. \quad (10)$$

Определим математическое ожидание затрат на проектирование при r шагов. Общее число исходов независимо от порядка вариантов равно сочетанию из n элементов по r . Если i номер вошел в сочетание, то оставшиеся $r-1$ выбираются из $n-1$ элементов. Тогда математическое ожидание затрат на проектирование при сделанных r шагах

$$M_1(C_r) = \frac{r}{n} \sum_{i=1}^n C_i. \quad (11)$$

Обозначим множество планов решения задачи G . При n вариантах множество G состоит из $n!$ элементов $G_i \in G$. Каждый план состоит из n упорядоченных вариантов и отличается один от другого порядком элементов. Обозначим множество вариантов плана G_i с первого до r -го элемента через G_{ri} . Например, для плана $G_4 = \{1, 3, 4, 2\}$ (рис. 1) $G_{24} = \{1, 3\}$. Математическое ожидание затрат на проект и проектирование для второго способа решения задачи, что отвечает информационной энтропии (2)

$$M_2(3_n) = 3_1, \quad M_2(C_n) = \sum_{i=1}^n C_i.$$

Если сделано r шагов, то

$$M_2(3_r) = \sum_{i=1}^{n!} p_i \min_{k \in G_{ri}} \{3_k\};$$

$$M_2(C_r) = \sum_{i=1}^{n!} p_i \sum_{k \in G_{ri}} C_k.$$

В случае, если задан план G_{rm} , то

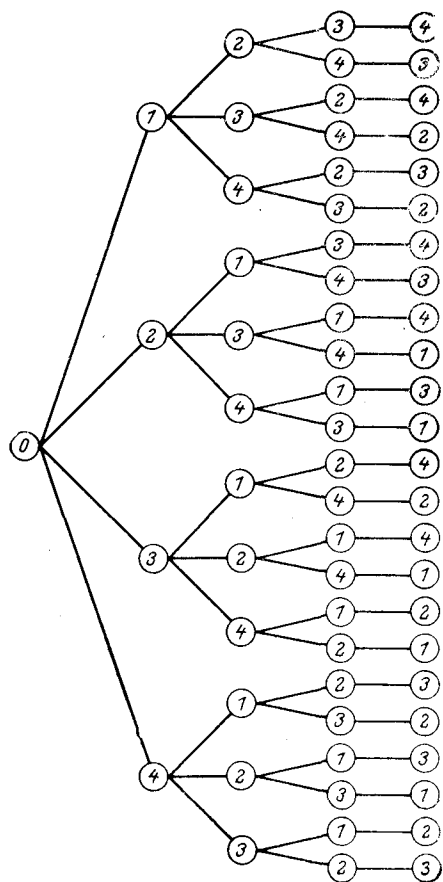
$$M_3(3_r) = \min_{k \in G_{rm}} \{3_k\};$$

$$M_3(C_r) = \sum_{k \in G_{rm}} C_k.$$

Для случая, когда задан признак оптимальности, что отвечает информационной энтропии (4) и (5), математическое ожидание затрат

$$M_4(3) = \sum_{i=1}^n q_i \sum_{j=1}^{n!} p_j \min_{k \in G_{ji}} \{3_k\};$$

$$M_4(C) = \sum_{j=1}^n q_j \sum_{i=1}^{n!} p_i \sum_{k \in G_{ji}} C_k;$$



$$M_s(Z) = \sum_{j=1}^n q_j \min_{k \in G_{jm}} \{Z_k\};$$

$$M_s(C) = \sum_{j=1}^n q_j \sum_{k \in G_{jm}} C_k.$$

Формулу математического ожидания затрат для случая, когда информационная энтропия определяется по (6), указать трудно. В этом случае, по-видимому, целесообразно оценить затраты методом статистических испытаний. Однако, если принять, что направление выбирается детерминировано (направленный поиск), то математическое ожидание затрат равно величине затрат на последнем шаге, а затраты на проектирование равны сумме затрат на каждом шаге.

Таким образом, полученные информационно-экономические характеристики существенно зависят от метода поиска оптимального варианта и ни одна из формул не совпадает с аналогичными формулами методики [Л. 1]. В методике [Л. 1] не указан способ выбора варианта, и мы не смогли найти способа, для которого справедливы формулы [Л. 1]. Отметим, что целью обсуждаемой статьи было не получение формул, а указание методов получения информационных характеристик для конкретных способов отыскания оптимального варианта.

Хорошо известно [Л. 2], что полные затраты по проекту состоят из двух частей: текущих затрат и капитальных вложений, умноженных на нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений E_n . Затраты на проектирование включают в капитальные вложения по проекту. Следовательно, полные затраты на проектирование и реализацию проекта

$$Z = M(Z) + E_n M(C).$$

В методике [Л. 1] по неизвестным причинам выполнено простое суммирование затрат на проектирование и реализацию проекта. В связи с тем, что информационно-экономические характеристики зависят от способа обработки информации (ручная или автоматическая на ЦВМ), от плана решения задач и от количества сделанных шагов решения задачи, можно сформулировать несколько задач.



Ответ авторов

В своем отклике В. Г. Бекко достаточно широко рассматривает задачу определения информационно-экономических характеристик при проектировании и делает ряд обобщений, в том числе формулирует задачи, которые могут решаться с использованием этих характеристик.

Вместе с тем в постановке В. Г. Бекко задача выходит за рамки оценки эффективности автоматизации проектирования электрических сетей, чему в основном посвящена статья [Л. 1].

1. В отклике рассматривается задача, в которой неопределенность при проектировании сетей характеризуется, кроме разнообразия в вариантах (n вариантов), еще и разнообразием способов упорядочения множества этих вариантов. При этом полная система событий включает в себя $n!$ решений. Это предположение является исходным. В [Л. 1] полная система состоит из n событий, каждое из которых является вариантом решения. Экономической характеристикой этого множества является математическое ожидание затрат n вариантов решений $M(Z_n)$. Сравнение величин уменьшения $M(Z_n)$ совместно с оценкой затрат на ее уменьшение определяет эффективность автоматизации проектирования. Поэтому принятое в [Л. 1] выражение (1) полностью характеризует неопределенность задачи для рассматриваемого случая. Таким образом, при сравнении вариантов выполнения сетей выбор того или иного порядка расчета вариантов не уменьшает неопределенности в системе и, следовательно, достаточно рассмотрения множества из n вариантов.

2. В отклике В. Г. Бекко допускается, что при проектировании сетей заранее может быть известен «признак оптимальности», смысл которого автором не раскрыт. В процессе выполнения расчетов результаты определения приведенных затрат сравниваются с «признаком оптимальности». Оптимальным считается вариант, у которого значение приведенных затрат совпадает с «признаком оптимальности». Как только такое

1. Найти оптимальное число шагов для данного способа обработки информации и для данного способа отыскания оптимального варианта. Задача сводится к минимизации затрат:

$$Z(r_0) = \min_{1 \leq r \leq n} \{M(Z) + E_n M(C_r)\},$$

после чего определяются информационные характеристики.

2. Найти оптимальный способ отыскания оптимального варианта.

Задача сводится к минимизации затрат:

$$Z(m_0, r_0) = \min_{\substack{1 \leq r \leq n \\ 1 \leq m \leq M}} \{M_m(Z_r) + E_n M(C_r)\}.$$

3. Найти оптимальный способ обработки информации:

$$Z(t, m_0, r_0) = \min_{\substack{1 \leq r \leq n \\ 1 \leq m \leq M \\ 1 \leq t \leq T}} \{M_n(Z_r) + E_n M_m(C_r)\}.$$

Здесь t, m — индекс способа обработки информации и способа отыскания оптимального варианта; M, T — возможное количество способов.

Третья задача является наиболее общей и включает в себя первые две задачи, как частные.

Опыт применения оптимальных методов проектирования электроснабжения в Украинском отделении Сельэнергопроекта говорит, что принимаемый проектировщиком вариант отличается от оптимального, как правило, на 5—10%. Если имеется большой экономический эффект (15—30%), то оказывается, что проектировщик проводил оптимизацию по другому критерию или учитывал различные другие ограничения, которые не учитывались при строгой оптимизации. Это подтверждается и литературными данными, а также специально поставленными экспериментами по исследованию эвристических способностей человека [Л. 3]. В то же время в [Л. 1] (табл. 2) полезность информации в несколько раз меньше при ручном способе проектирования, чем при автоматизированном. Поэтому, как кажется, сравнивались неравноценные варианты, и данные требуют дополнительного изложения.

равенство достигнуто, дальнейшее рассмотрение вариантов прекращается. Авторы [Л. 1] считают, что при расчете сетей такой «признак оптимальности» заранее не может быть известен. Поэтому этот случай в [Л. 1] не рассмотрен.

В [Л. 1] выполняется информационный анализ процесса реального проектирования с использованием значений вероятностей принятия тех или иных решений. Эти вероятности определяются по статистическим данным. При равенстве их друг другу первоначальная энтропия множества n возможных решений составит $\log n$. После рассмотрения первого варианта энтропия оставшегося множества $(n-1)$ примет вид $\log(n-1)$.

Информация, полученная в результате уменьшения множества вариантов на единицу, равна $I = \log \frac{n}{n-1}$. После $(n-1)$ рассмотрения полученная информация достигнет значения $I = \log \frac{n}{n-1} \cdot \frac{n-1}{n-2} \cdots \frac{3}{2} \cdot \frac{2}{1} = \log n$, т. е. первоначальной энтропии.

В [Л. 1] рассматриваются случаи, когда по тем или иным причинам не могут быть рассчитаны все варианты и, следовательно, не всегда достигается оптимальное решение. Более того, предполагается, что в ряде случаев глобальный оптимум не всегда может быть получен и при машинном счете (например, при решении задачи об оптимальной конфигурации).

Автор отклика исходит из предположения, что в процессе проектирования проектировщики всегда приходят к оптимальному варианту. Естественно, что указанные различия в подходах приводят к различным расчетным выражениям.

В отклике В. Г. Бекко подвергается сомнению численное значение полезности информации при автоматизированном способе проектирования по сравнению с ручным (в несколько

Доктор техн. наук, профессор Артемий Афанасьевич Сиротин

(К 60-летию со дня рождения)

15 октября 1973 г. исполнилось 60 лет со дня рождения и 35 лет научно-педагогической и инженерной деятельности профессора кафедры «Электрооборудование промышленных предприятий» Московского ордена Ленина энергетического института, доктора технических наук Сиротина Артемия Афанасьевича.

Артемий Афанасьевич окончил Московский энергетический институт в 1938 г. С 1939 г. началась его научная и педагогическая деятельность на кафедре ЭПП МЭИ в качестве научного сотрудника.

В начале Великой Отечественной войны А. А. Сиротин был командирован институтом для работы на предприятиях оборонного значения. С июля 1945 г. по декабрь 1950 г. он работал инструктором и инспектором отдела машиностроения в аппарате ЦК ВКП(б).

В 1951 г. А. А. Сиротин возобновил работу в МЭИ, а в 1952 г. после защиты кандидатской диссертации приступил к чтению лекций и руководству одним из основных курсов кафедры «Автоматическое управление электроприводами». Много времени и сил отдает он улучшению методики преподавания курса, развитию лаборатории и совершенствованию учебного процесса. Артемий Афанасьевич активно участвует в работе научно-методической комиссии Минвуза СССР и является автором действующей программы по автоматическому управлению электроприводами для вузов СССР. Мно-



гие из его учеников успешно ведут самостоятельную инженерную и научную работу в различных уголках Советского Союза и за рубежом.

С 1961 по 1963 г. он плодотворно работал в Индии, в Бомбейском технологическом институте, профессором и экспертом ЮНЕСКО, где читал несколько курсов лекций на английском языке.

А. А. Сиротин сочетает преподавательскую и методическую работу с большой научно-исследовательской деятельностью по дискретным системам автоматического управления электроприводами, по оптимальным системам автоматического управления, включающим упругие звенья, и по нелинейной теории систем автоматического управления. Им опубликовано около 100 научных работ, в том числе фундаментальный учебник по автоматическому управлению электроприводами. Под его руководством подготовлено 8 кандидатов технических наук.

За создание и внедрение в промышленность элементов и систем дискретного привода с шаговыми двигателями А. А. Сиротину в 1967 г. присуждена Государственная премия СССР. Результатом исследований по нелинейной теории систем автоматического управления с упругими элементами явилась докторская диссертация, которую Артемий Афанасьевич успешно защитил в 1970 г.; в 1971 г. ему присвоено ученое звание профессора.

Профессор А. А. Сиротин принимает деятельное участие в общественной жизни кафедры и факультета электрификации и автоматизации промышленности и транспорта МЭИ.

А. А. Сиротин награжден орденом Красной Звезды и медалями СССР.

Желаем Артемию Афанасьевичу дальнейших успехов в научно-педагогической и общественной деятельности, счастья и крепкого здоровья.

Группа товарищей

раз). Между тем в табл. 2 [Л. 1] приведены абсолютные значения полезности информации.

Относительная эффективность автоматизации составляет несколько процентов для рассмотренной задачи (см. пример в [Л. 1]).

Затраты на проектирование действительно включаются в капитальные вложения и поэтому можно согласиться с В. Г. Бебко о соответствующей корректировке в [Л. 1] выражений (16), (17), (19)–(22), не влияющей на выводы статьи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Левин М. С., Мурадян А. Е., Мамонтов В. Н. Информационно-экономические характеристики и их применение для оценки эффективности автоматизации проектирования электрических сетей. — «Электричество», 1971, № 7.
2. Госплан СССР, Госстрой СССР, АН СССР. Типовая методика определения экономической эффективности капитальных вложений. М., «Экономика», 1969.
3. Моцкус И. Б. Многоэкстремальные задачи в проектировании. М., «Наука», 1967.

Доктор техн. наук, профессор Юрий Алексеевич Сабинин

(К 60-летию со дня рождения)

25 ноября исполнилось 60 лет со дня рождения и 40 лет инженерной, научной и педагогической деятельности доктора технических наук, профессора Сабинина Юрия Алексеевича.

Ю. А. Сабинин известен в широких научных кругах как один из ведущих специалистов в области автоматизированного электропривода, промышленной автоматики, следящих систем, прецизионных систем автоматического управления. Им опубликовано более 100 научных работ, в том числе 5 книг, получено 15 авторских свидетельств.

Инженерную деятельность Ю. А. Сабинин начал в системе Ленэнерго, где во время Великой Отечественной войны руководил лабораторией автоматики Центральной энерголаборатории. С 1946 г. он работал в Ленинградском политехническом институте им. М. И. Калинина. Здесь он прошел путь от ассистента до заведующего кафедрой. При его участии и под его руководством в этот период был разработан ряд сложных систем автоматизированного электропривода.

Наибольшего расцвета научная деятельность Ю. А. Сабинина достигла в Институте электромеханики (ныне ВНИИЭлектромаш), где он работал



с 1951 по 1970 г. начальником лаборатории, заведующим отделом и заместителем директора по научной работе. Здесь

под его руководством был выполнен комплекс оригинальных и сложных работ по автоматизации астрономических приборов (крупных оптических и радиотелескопов, баллонной астростанции и т. д.). За эти работы он награжден орденом «Знак Почета» и золотой медалью ВДНХ.

С 1970 г. профессор Ю. А. Сабинин руководит кафедрой автоматики и телемеханики ЛИТМО, где ведет большую педагогическую и научную работу.

Много сил Ю. А. Сабинин отдает подготовке научных кадров. Под его руководством 17 человек защитили кандидатские диссертации и успешно работают на предприятиях и в вузах страны.

Огромное внимание Ю. А. Сабинин уделяет воспитательной и научно-общественной работе. Он является председателем Всесоюзной секции электропривода и САУ ЦП НТО энергетики и электротехнической промышленности, членом редколлегии журнала «ЭП — Электропривод», заместителем председателя секции электропривода и САУ ЛДНТП.

Горячо поздравляем Юрия Алексеевича, желаем ему крепкого здоровья и новых успехов в научной, общественной и педагогической деятельности.

Группа товарищей



В конце 1973 г. научно-техническая общественность отметила 500-й выпуск «Библиотеки по автоматике». Эта серия основана в 1958 г. В ее издании принимали участие известные ученые акад. АН СССР В. С. Кулебакин, чл.-корр. АН СССР Б. С. Сотсков, акад. АН Киргизской ССР Н. И. Шумиловский.

Пятнадцатилетний опыт издания серии полностью подтвердил жизнеспособность и целесообразность основных принципов ее построения. Опираясь на широкий круг специалистов, работающих в различных областях науки и техники, серия имеет непрерывно обновляющийся авторский коллектив, что позволяет своевременно отражать новые вопросы теории и практического использования различных автоматических систем и устройств. Относительно небольшой объем каждой книги создает естественные границы для рационального разделения чрезвычайно обширного материала в области теории и практики автоматики и благодаря доходчивой форме изложения дает читателю возможность получить необходимую информацию как по интересующим его узким направлениям в пределах одной книги, так и по более широким проблемам, охватываемым серией в целом.

Многие книги «Библиотеки» имеют непосредственную практическую направленность, освещают опыт конкретной разработки и написаны молодыми авторами. Эти книги способствовали дальнейшему научно-техническому росту их авторов.

Опыт издания серии «Библиотеки по автоматике» использован в ГДР, Польше, Чехословакии и других странах. Многие книги переведены за рубе-

жом. Уже первые выпуски «Библиотеки» освещали не только элементы автоматики и вычислительной техники, но и вопросы автоматического, в том числе программного, управления металлорежущими станками и другими промышленными объектами управления.

В последнее время интересы читателей «Библиотеки» существенно расширились, что определило и соответствующий уровень выпусков серии. Так, релейно-контактная автоматика и аналоговая счетно-решающая техника породили еще более развитое направление бесконтактной автоматики и дискретной вычислительной техники, а автоматизация отдельных промышленных устройств переросла в комплексные автоматизированные системы управления предприятиями (АСУП) с охватом технических и экономических задач управления на базе построения оптимальных алгоритмов. Так, например, 500-й выпуск «Библиотеки» посвящен управлению сбытом в АСУП и содержит ряд рекомендуемых алгоритмов для работы подсистем.

В решении XXIV съезда КПСС поставлена грандиозная задача по комплексной автоматизации всех отраслей народного хозяйства. В решении этих задач активное участие принимает большой научно-технический коллектив работников, разрабатывающих и непосредственно внедряющих в промышленность различные средства автоматизации.

Задачей «Библиотеки по автоматике» по-прежнему остается своевременное и всестороннее освещение всех вопросов, интересующих ее читателей.

Доктор техн. наук, проф. А. С. Шаталов

СОДЕРЖАНИЕ

Поливанов К. М. — К 100-летию «Трактата об электричестве и магнетизме» Дж. К. Максвелла	1	Живов Л. Г. — Регулирование электропривода кранов для уменьшения амплитуды раскачки груза	56
Мирзабекян Г. З., Удалова В. И. — Измерение напряженности поля коронного разряда в запыленном потоке	5	Копанев А. С., Хоменко Б. И. — Переходные процессы в силовой цепи электровоза переменного тока с тиристорным преобразователем в инверторном режиме	60
Авруцкий В. А., Кошиенко В. Н. — Возникновение эффективных электронов при пробое в воздухе	9	Азанов В. А., Увакин В. Ф. — Магнитно-модуляционный синусно-косинусный преобразователь	66
Якобс А. И., Петров П. И. — Об учете «продольного» сопротивления горизонтальных элементов крупных заземляющих устройств	13		
Кучумов Л. А., Спиридонова Л. В. — Особенности расчета параметров фильтров высших гармонических для распределительных сетей переменного тока	19	ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ	
Жуков В. В., Неклепаев Б. Н., Соколик Э. В., Таубес И. Р. — Экспериментальное исследование влияния комплексной нагрузки на токи короткого замыкания в энергосистеме	26	Куликов В. Н., Липский В. А. — Повышение точности трансформаторной дистанционной передачи	71
Бертинов А. И., Миронов О. М., Егоскина Л. А., Мануйлов В. Г. — Основное расчетное уравнение синхронного генератора с криогенным охлаждением обмоток	34	Белоусов Ю. Ф. — Расчет температуры нагрева провода в нестационарных режимах плавки гололеда	73
Коган Ф. Л. — Особенности асинхронного режима высокоиспользованных турбогенераторов	38		
Любин Е. Н., Яковлев Б. С. — Устойчивость и периодические режимы автономных нелинейных регулируемых систем электропитания	43	СООБЩЕНИЯ	
Любимов Э. В., Сапунков М. Л. — Исследование на АВМ процессов в приводе рудничного аккумуляторного электровоза при импульсном регулировании двигателей	46	Вольдек А. И. — О теории асинхронной машины с массивным ферромагнитным ротором	77
Кишко Р. С. — Температурная стабилизация характеристик узла токоограничения экскаваторных электроприводов	50	Кияткин Р. П. — О приближенном расчете поля в электрооптическом кристалле	78
		ДИСКУССИИ	80
		ХРОНИКА	92

CONTENTS

The 100 th Anniversary of J. K. Maxwell's «Treatise on Electricity and Magnetism» — K. M. Polivanov	1	Temperature Stabilization of the Characteristics of the Current Limiting Element in Electric Excavator Drives — R. S. Kishko	50
Measuring the Corona Discharge Field Intensity in a Dusty Stream — G. Z. Mirzabekian, V. I. Udalova	5	Electric Crane Drive Control for Reducing the Magnitude of Load Swinging — G. G. Djivov	56
The Appearance of Effective Electrons During Breakdown in Air — V. A. Avrutski, V. N. Koschienko	9	Power Circuit Transients in an A. C. Electric Locomotive with a Thyristor Converter for Inverter Operation — A. S. Kopanov, B. I. Khomenko	60
On Accounting for the «Lengthwise» Resistance of Horizontal Elements in Large Grounding Devices — A. I. Jacobs, P. I. Petrov	13	A Magnetically Modulated Sine-Cosine Transducer — V. A. Azanov, V. F. Uvakin	66
Special Points in Calculating the Parameters of Higher Harmonic Filters for A. C. Distribution Networks — L. A. Kuchumov, L. V. Spiridonova	19	FROM OPERATING EXPERIENCE	
An Experimental Study on How the Composite Load Influences Fault Currents in a Power System — V. V. Djukov, B. N. Neklepayev, E. V. Sokolig, I. R. Taubes	26	Improving the Accuracy of a Transformer Type Transmission System — V. N. Kulikov, V. A. Lipski	71
The Basic Equation for a Synchronous Generator with Cryogenic Cooling of its Windings — A. I. Bertinov, O. M. Mironov, L. A. Egoshkina, V. G. Manuilov	34	Calculating the Temperature of the Conductors Under Variable Sleet-Melting Conditions — U. F. Belousov	73
Special Features of the Out-of-Step Operation of Highly Utilized Turbo-generators — F. L. Kogan	38		
Stability and Periodic Operating Conditions for Independent Nonlinear Controlled Power Supply Systems — E. N. Liubin, B. S. Jakovlev	43	REPORTS	
An Analog Computer Study of Processes in the Drive for a Mining Battery Locomotive Having Pulse Control of its Motors — E. V. Liubimov, M. L. Sapunkov	46	On the Fundamentals of an Asynchronous Machine with a Solid Ferromagnetic Rotor — A. I. Voldek	77
		Approximate Calculation of the Field in an Electro-Optical Crystal — R. P. Kiyatkin	78
		DISCUSSION	80
		CHRONICLE	92

УДК 621.3.015.51

Возникновение эффективных электронов при пробое в воздухе. Авруцкий В. А., Кошечко В. Н. — «Электричество», 1974, № 1.

Методом измерения статистического времени запаздывания пробоя необлучаемого воздушного промежутка с медными электродами определяется изменение тока эмиссии электронов во времени от момента приложения напряжения к промежутку до начала развития разряда в диапазоне напряженностей электрического поля 50—250 кВ·см⁻¹ при межэлектродных расстояниях 0,2—0,5 см. Для различных способов обработки катода (обработка ионным пучком, покрытие окисной пленкой путем прогрева в атмосфере воздуха, покрытие пленкой более сложной структуры путем распыления меди и латуни ионной бомбардировкой в вакууме) определялись зависимости начального тока эмиссии от напряженности электрического поля. Библ. 9.

УДК 621.015.532.:621.317.32

Измерение напряженности поля коронного разряда в запыленном потоке. Мирзабекян Г. З., Удалова В. И. — «Электричество», 1974, № 1.

Разработана методика измерения напряженности поля коронного разряда в запыленной среде, основанная на измерении заряда пробного шарика, находящегося в межэлектродном промежутке. Установлены границы применимости этой методики. Проанализированы погрешности методики измерения. Показано, что при больших концентрациях дисперсной фазы поле коронного разряда перераспределяется — напряженность поля ослабляется у коронирующего и усиливается у осадительного. Увеличение напряженности поля при концентрациях дисперсной фазы, близких к запыляющим, достигает нескольких десятков процентов. Определены величины концентраций, при которых можно не учитывать перераспределения поля. Библ. 9.

УДК 621.316.995.001.24

Об учете «продольного» сопротивления горизонтальных элементов крупных заземляющих устройств. Якобс А. И., Петров П. И. — «Электричество», 1974, № 1.

Устанавливается граница применимости основного допущения об эквивалентности сложного заземлителя и показывается, что при значительных размерах горизонтальных элементов заземлителя и при сравнительно низком удельном сопротивлении земли расчет электрических характеристик заземлителя по алгоритму метода наведенного потенциала приводит к существенной погрешности, достигающей 50 и более процентов. Предлагается новая модель заземлителя, учитывающая наличие распределенных параметров у горизонтальных элементов, и применительно к этой модели излагается метод расчета электрических характеристик сложных заземлителей. Проводится сопоставление расчетных (по предлагаемому методу) и полученных экспериментально электрических характеристик специально сооруженного опытного заземлителя. Библ. 6.

УДК 621.316.1:621.372.542.3

Особенности расчета параметров фильтров высших гармонических для распределительных сетей переменного тока. Кучумов Л. А., Спиридонова Л. В. — «Электричество», 1974, № 1.

Анализируются технические и технико-экономические требования к параметрам резонансных фильтров, устанавливаемых в распределительных сетях с целью фильтрации высших гармонических в напряжении. Рассмотрены особенности влияния на выбор параметров фильтров и, в частности, его добротности возможных неточностей в настройке фильтров и изменений частотных характеристик системы, которые могут привести к превышению загрузки фильтров по току. Библ. 4.

УДК (621.311.016.31:621.311.014.38).001.5

Экспериментальное исследование влияния комплексной нагрузки на токи короткого замыкания в энергосистеме. Жуков В. В., Неклепаев Б. Н., Соколик Э. В., Таубес И. Р. — «Электричество», 1974, № 1.

Излагаются постановка и результаты опытов двухфазного и трехфазного коротких замыканий на подстанциях энергосистемы, имеющих различную по составу комплексную нагрузку. Описывается организация эксперимента, особенности организации измерений и проведения опытов короткого замыкания.

Дается анализ влияния комплексной нагрузки на токи короткого замыкания энергосистемы. На основании экспериментальных данных определены эквивалентные параметры узлов нагрузки, имеющих различный относительный состав потребителей. Даны рекомендации по учету комплексной нагрузки узлов 6—110 кВ при расчетах токов коротких замыканий. Библ. 4.

УДК 621.313.322:537.312.62

Основное расчетное уравнение синхронного генератора с криогенным охлаждением обмоток. Бертинов А. И., Мионов О. М., Егоров Л. А., Мануйлов В. Г. — «Электричество», 1974, № 1.

Получено основное расчетное уравнение для определения размеров синхронных генераторов с криогенным охлаждением обмоток. Показано, что коэффициент использования пропорционален произведению плотности токов в ядре и индукторе. Определено значение внутреннего диаметра индуктора, при котором потери в обмотках минимальны. Библ. 5.

УДК 621.311.6.001.2

Устойчивость и периодические режимы автономных нелинейных регулируемых систем электропитания. Любин Е. П., Яковлев Б. С. — «Электричество», 1974, № 1.

Получены динамические модели сложных нелинейных регулируемых систем электропитания постоянного тока, содержащих источник питания типа генератора постоянного тока с вибрационным регулятором напряжения и источник питания с управляемым внутренним сопротивлением. Дана методика расчета нелинейных систем электропитания, рассмотренная на примерах простых и сложных комплексов. Приведен способ учета гистерезиса характеристик генератора. Библ. 9.

УДК 622.625.28-83

Исследование на АВМ процессов в приводе рудничного аккумуляторного электровоза при импульсном регулировании двигателей. Любимов Э. В., Сапунков М. Л. — «Электричество», 1974, № 1.

Предлагается упрощенная методика моделирования двигательного и тормозного режимов работы привода с учетом основных факторов: нелинейности кривой намагничивания, вихревых токов в магнитопроводе, влияния работы тиристорного коммутатора. Приводятся конкретные результаты по моделированию привода с двигателями последовательного возбуждения. Библ. 4.

УДК 62-83:621.877.7

Температурная стабилизация характеристик узла токоограничения экскаваторных электроприводов. Кишко Р. С. — «Электричество», 1974, № 1.

Рассмотрена возможность применения термозависимых делителей напряжения, выполненных на базе полупроводниковых терморезисторов (ПТР) с отрицательным ТКС для температурной стабилизации характеристик схем задержанных и линейных обратных связей по току, входным сигналам которых является зависящее от нагрева напряжение на добавочных полюсах и компенсационных обмотках машин. Получены выражения для расчета параметров элементов и погрешности рассматриваемых схем стабилизации. Проведен анализ влияния параметров ПТР и других элементов схемы на точность стабилизации. Показано, что в рассматриваемых схемах погрешность стабилизации стопорных токов и токов отсечки может составлять всего $\pm(1-3)\%$ при колебании температуры машин от -40 до $+120^\circ\text{C}$. Благодаря высокому ТКС ПТР легко достигается перекомпенсация, т. е. повышение стопорного тока при росте температуры. Даны рекомендации по расчету, выбору параметров и наладке схем стабилизации. Приведены данные экспериментальных исследований электропривода механизма поворота экскаватора ЭШ15/90А, в котором применена разработанная схема температурной стабилизации. Библ. 10.

УДК 62-83:621.87

Регулирование электропривода кранов для уменьшения амплитуды раскачки грузов. Живов Л. Г. — «Электричество», 1974, № 1.

Приведены проверенные экспериментально расчетные формулы, которые дают возможность резко снизить амплитуду раскачки груза стреловых самоходных кранов. Библ. 2.

УДК 621.314.5:621.335.2

Переходные процессы в силовой цепи электровоза переменного тока с тиристорным преобразователем в инверторном режиме. Копанев А. С., Хоменко Б. И. — «Электричество», 1974, № 1.

Приведен анализ переходных процессов в однофазном инверторе электровоза при эксплуатационных и аварийных режимах в системе электроснабжения и на электровозе. Приведены результаты исследований переходных процессов на АВМ и непосредственно на электровозах ВЛ60Р, ВЛ80Р.

Даны рекомендации по выбору стабилизирующих сопротивлений при защите электрооборудования быстродействующими выключателями. Разработаны требования к защитам при исключении стабилизирующих сопротивлений из силовой цепи. Показана целесообразность применения индивидуальных сглаживающих реакторов. Предложена силовая схема тиристорного преобразователя для регулирования напряжения на группах тяговых двигателей. Библ. 4.

УДК 621.317.443

Магнитно-модуляционный синусно-косинусный преобразователь. Азанов В. А., Увакин В. Ф. — «Электричество», 1974, № 1.

На основе применения графо-аналитического метода расчета нелинейных магнитных цепей по предельной петле гистерезиса получены выражения амплитуды э. д. с. выходных обмоток синусно-косинусного преобразователя (СКП) в функции геометрических размеров, характеристик материала магнитопровода и входного тока. Приведены данные экспериментов по определению зависимости крутизны выходного напряжения от угла поворота и потребляемого тока, а также кривая погрешности дистанционной передачи с синусно-косинусным вращающимся трансформатором. Даны практические рекомендации по выбору соотношений геометрических и электрических параметров при проектировании магнитно-модуляционных СКП. Библ. 7.

УДК 621.314.214.2:621.391.3

Повышение точности трансформаторной дистанционной передачи. Куликов В. Н., Липский В. А. — «Электричество», 1974, № 1.

Рассмотрена схема трансформаторной дистанционной передачи, выполненной на поворотных трансформаторах, в которой приемник имеет дополнительные обмотки, расположенные со стороны обмотки управления.

Составлены выражения для токов и напряжений в цепях рассматриваемой схемы. Приведены экспериментальные данные, показывающие, что с помощью дополнительных обмоток можно улучшить характеристики приемника и повысить точность дистанционной передачи и, кроме того, изменить закон распределения и уровень квадратурной э. д. с. при согласованных положениях датчика и приемника. Библ. 4.

УДК 621.316.1.001.4

Расчет температуры нагрева провода в нестационарных режимах плавки гололеда. Белоусов Ю. Ф. — «Электричество», 1974, № 1.

Дан анализ факторов, влияющих на нагрев провода в нестационарных режимах. На основании общего решения задачи нестационарной теплопроводности неограниченного цилиндра с внутренними источниками энергии дана методика расчета нагрева провода в зависимости от интенсивности источников нагрева (плотности тока) и условий охлаждения. Предложен способ выбора расчетных уравнений по постоянным времени нагрева. Показана возможность расширения области применения больших токов плавки за счет автоматизации процесса управления режимом. Библ. 12.

О теории асинхронной машины с массивным ферромагнитным ротором. Вольдек А. И. — «Электричество», 1974, № 1.

На основе работ И. С. Брука, И. А. Вевюрко, А. И. Вольдека и Э. Г. Кашарского устанавливается возможность рассматривать асинхронную машину с массивным ферромагнитным ротором как машину с внешним и внутренним шихтованными ферромагнитными статорами и полым ротором, толщина которого равна глубине проникновения плоской электромагнитной волны в массивное ферромагнитное тело, а его электрическое сопротивление на единицу поверхности равно волновому сопротивлению этого тела. Такое представление позволяет обобщить теорию асинхронной машины с ферромагнитным ротором, машин с полым ротором, линейных асинхронных и индукционных магнитогидродинамических машин. Библ. 7.

УДК 621.3.013:535.56

О приближенном расчете поля в электрооптическом кристалле. Кияткин Р. П. — «Электричество», 1974, № 1.

Изложена методика численного расчета электрического поля в оптическом анизотропном кристалле, когда наличие внешней среды учтено приближенно. Расчет своден к решению системы интегральных уравнений первого и второго рода относительно плотностей поверхностных зарядов. Приведен пример расчета поля, управляющего продольным электрооптическим эффектом. Библ. 6.



ИМЕЕТСЯ В ПРОДАЖЕ

Ваня Я. Анализаторы газов и жидкостей. Пер. с чешского. М., «Энергия», 1970. 552 с. с ил. 2 р. 40 к. В пер.

В книге дано систематизированное описание методов измерения и соответствующих конструкций автоматических промышленных анализаторов газов и жидкостей, используемых при автоматизации химических производств. Помимо описательного материала, в ней содержится ряд ценных практических советов по выбору и эксплуатации автоматических анализаторов в производственных условиях.

Рассматриваются теоретические взаимосвязи, методы измерения, а также схемы приборов и вспомогательных устройств. Обсуждаются вопросы градуировки, монтажа, эксплуатации и целесообразных областей применения анализаторов на практике для контроля химического состава сырья, полуфабрикатов, готовой продукции, а также атмосферы производственных помещений. Описываются приборы, основанные на измерении плотности,

теплопроводности, электропроводности анализируемой среды, эффектов взаимодействия со средой различных излучений и т. п.

Учитывая, что раздел техники, охватываемый данной работой, еще слабо освещен в нашей литературе, книга будет весьма полезна специалистам, работающим как в области конструирования промышленных автоматических анализаторов, так и в области проектирования и эксплуатации систем автоматического контроля и регулирования химических и близких к ним процессов производства. Она может быть также рекомендована для работников цехов КИП и автоматики предприятий химической, нефтехимической, пищевой и других отраслей промышленности, а также для студентов вузов соответствующих специальностей.

Заказы направлять по адресу: Москва, 113114,
Шлюзовая набережная, 10. Издательство
«Энергия».



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, И. С. Ефремов, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, Л. Г. Мамиконянц (главный редактор), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: 103012 Москва, Б. Черкасский пер., 2/10. Телефон 294-24-80.

Почтовый адрес: 101000 Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА 12, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

Технический редактор Л. М. Кузнецова

Сдано в набор 15/XI 1973 г.

Формат 60×90/8

Тираж 9 718 экз.

Подписано к печати 28/XII 1973 г.

Печ. л. 12

Зак. 479

T-20428

Уч.-изд. л. 14,21

Цена 80 коп.

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете Совета Министров СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10.