

ДЕКТРИЧЕСТВО

1967



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

8

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

К 50-летию Советской власти

УДК 621.311.63

Развитие сельской электрификации СССР за 50 лет

Д. Т. КОМАРОВ

Министерство энергетики и электрификации СССР

*«...Мы Россию всю, и промыш-
ленную и земледельческую, сделаем
электрической»¹*

С первых лет Советской власти в нашей стране началось строительство сельских электростанций. В 1919 г. в с. Ярополец Волоколамского уезда, Московской губернии была построена первая в Советской России сельская электростанция; в 1920 г. в этом же уезде было построено еще 11 сельских электростанций, в том числе в деревне Кашино, на открытие которой был приглашен В. И. Ленин.

В 1921 г. в эксплуатации уже находилась 221 электростанция мощностью 12 тыс. кВт.

«Этими мелкими станциями, — говорил тогда В. И. Ленин, — были созданы в деревне центры современной новой крупной промышленности. Они хотя и ничтожны, но все же показывают крестьянам, что Россия не остановится на ручном труде, не останется со своей примитивной деревянной сохой, а пойдет вперед к другим временам».

За годы Советской власти электрификация сельского хозяйства прошла долгий путь от строительства отдельных небольших электростанций до электрификации всех колхозов и совхозов в ряде республик, краев и областей, широкого применения электрической энергии в сельскохозяйственном производстве и в быту.

В довоенном 1940 г. в стране насчитывалось 6 250 электростанций общей мощностью 265 тыс. кВт, кроме того, было 4 575 трансформаторных подстанций, не связанных с сельскими элек-

тростанциями. Всего было электрифицировано 10 000 колхозов, 2 500 МТС и 1 200 совхозов. Сельское хозяйство потребило в 1940 г. 538 млн. кВт·ч электроэнергии; в колхозах, совхозах и МТС работало 30 000 электродвигателей.

За время войны в районах оккупации и прифронтовой полосе выбыли из строя более $\frac{2}{3}$ сельских электростанций и электроустановок.

С первых послевоенных лет началась большая работа по восстановлению и дальнейшему развитию электрификации сельского хозяйства. В мае 1948 г. Совет Министров СССР принял постановление «О плане развития сельской электрификации на 1948—1950 гг.». Было признано необходимым развивать строительство межколхозных гидроэлектростанций укрупненной мощности как более экономичных и надежных в работе по сравнению с мелкими электростанциями, создавать местные энергетические системы, объединяющие сельские тепловые и гидроэлектростанции. Постановление обязало местные советские органы принять меры к увеличению производства электротехнических материалов. Неиспользуемое на государственных предприятиях электрооборудование разрешалось передавать организациям Сельэлектро, выполнять на предприятиях заказы на изготовление оборудо-

¹ В. И. Ленин, Собрание соч., т. 35, стр. 370.

дования и материалов для нужд сельской электрификации.

Правительство обязало Министерство сельского хозяйства СССР улучшить руководство строительством сельских электростанций, сократить сроки этого строительства, обеспечить широкое применение типовых проектов.

В 1948 г. было упорядочено кредитование работ по электрификации сельского хозяйства, что способствовало привлечению на строительство сельских электростанций государственных и колхозных средств, а в 1949 г. были решены вопросы финансирования строительства сельских электростанций и электроустановок.

Мощность сельских электростанций в 1950 г. по сравнению с 1945 г. возросла в 3 раза, а потребление электроэнергии в сельском хозяйстве в 3,4 раза и составило 1,28 млрд. кВт·ч.

Однако существенным недостатком в развитии электрификации сельского хозяйства в тот период было запрещение присоединять сельских потребителей к государственным энергосистемам и промышленным электростанциям, а также строить сельские электростанции на жидком топливе.

В сентябре 1954 г. Совет Министров СССР принял постановление о проведении работ по электрификации колхозов, совхозов и МТС путем присоединения к государственным энергосистемам, промышленным и коммунальным электростанциям.

Министерству электростанций и ряду других ведомств правительство поручило выполнять проектно-изыскательские работы и строительство (по договорам с Министерством сельского хозяйства СССР) линий электропередачи и трансформаторных подстанций, необходимых для электрификации колхозов, МТС и совхозов. За 1954—1955 гг. предусматривалось построить 115 трансформаторных подстанций и 3 385 км линий электропередачи.

При этом было указано, что для централизованного электроснабжения сельского хозяйства могут быть использованы все возможности, а именно: районные энергетические системы, крупные промышленные электростанции, тяговые подстанции железнодорожного транспорта и строительство сельских гидро- и теплоэлектростанций на базе использования местных энергетических ресурсов и привозного топлива.

В постановлении говорится, что строительство линий электропередачи напряжением 6—10 и 35 кВ и трансформаторных подстанций 35/10 кВ для электрификации колхозов должно производиться за счет государственных средств, а строительство понижающих подстанций 6—10/0,4 кВ и низковольтных электросетей в колхозах — за счет средств колхозов.

В результате принятых партией и правительством мер по усилению электрификации сельскохозяйственного производства за счет более активного использования государственных энергосистем мощность всех сельских электростанций за период 1951—1958 гг. увеличилась в 3,8 раза, а мощность трансформаторных подстанций от несельских электростанций в 5,2 раза.

К началу 1959 г. в СССР насчитывалось 32 915 электрифицированных колхозов, или в 1,8 раза

больше, чем в 1950 г. В колхозах, МТС и совхозах работало 958 тыс. электродвигателей или в 6,3 раза больше, чем в 1950 г.; их общая мощность достигла в 1958 г. почти 4 млн. кВт.

Объем выполненных в 1951—1958 гг. работ по вводу в действие новых мощностей и установке электродвигателей более чем в 3 раза превысил объем аналогичных работ за все предшествующие годы Советской власти.

В период семилетки (1959—1965 гг.) решались важные и сложные задачи сельской электрификации, являющейся неотъемлемой составной частью общего плана сплошной электрификации страны. Основные направления развития сельской электрификации были определены в постановлении ЦК КПСС и Совета Министров СССР от 21 февраля 1961 г. «Об электрификации сельского хозяйства СССР в 1961—1965 гг.».

В постановлении указывается, что в районах действия государственных энергосистем и электростанций электрификацию сельского хозяйства необходимо осуществлять путем присоединения сельских потребителей к существующим и вновь сооружаемым электрическим сетям, а также к тяговым подстанциям электрифицированных железных дорог.

В районах, удаленных от электросетей государственных энергосистем, промышленных электростанций и тяговых подстанций, должны сооружаться сельские электростанции укрупненной мощности.

Вторым важным мероприятием партии и правительства в развитии электрификации сельского хозяйства за истекшую семилетку явилась передача в конце 1962 г. сельской энергетики, находившейся в ведении Всесоюзного объединения «Союзсельхозтехника», Министерству энергетики и электрификации СССР. Принятое в январе 1963 г. специальное постановление Совета Министров СССР «О мерах по ускорению электрификации сельского хозяйства» имело важное значение для повышения темпов развития и улучшения качества сельской электроэнергетической базы.

Создание единого руководства энергетическим хозяйством страны позволило комплексно решать вопросы электроснабжения сельского хозяйства наравне с другими отраслями народного хозяйства.

Министерством проведена организационная перестройка, укрепление кадрами и техническое оснащение эксплуатационных, строительно-монтажных и проектных организаций, занимающихся работами по электрификации сельского хозяйства. Это положительно сказалось на повышении технического уровня проектирования, строительства и эксплуатации сельских электрических сетей и трансформаторных подстанций, позволило проводить единую техническую политику в области электроснабжения сельского хозяйства, в результате чего возросли темпы электросетевого строительства. Из табл. 1 видно, что строительство линий электропередачи напряжением 0,4—35 кВ в 1965 г. возросло по сравнению с 1959 г. в 2,3 раза. За семилетный период построено около 1,2 млн. км сельских линий электропередачи, в том числе за последние 3 года более 690 тыс. км.

Таблица 1

Годы	1959	1960	1961	1962	1963	1964	1965	Всего
Введено в действие линий всех напряжений, тыс. км	109,7	122	125,3	144,4	199,2	243,2	248,7	1192,5
В том числе:								
ЛЭП 35 кВ	3,9	8,2	7,7	9,1	13,2	14,3	14,4	70,8
ЛЭП 10 кВ	46,2	52,2	54,0	65,4	88,6	113,3	120,5	540,2
сетей низкого напряжения . .	59,6	61,6	63,6	69,9	97,4	115,6	113,8	581,5

Расширилось применение электроэнергии в сельскохозяйственном производстве и в быту сельского населения. Удельный вес электроэнергии, получаемой сельским хозяйством от государственных энергосистем, достиг в 1965 г. 72% от общего потребления (табл. 2).

В результате проведенных работ по электрификации сельского хозяйства процент колхозов, пользующихся электроэнергией, поднялся с 49% в 1958 г. до 95% в 1965 г., а в совхозах — до 99%. Потребление электроэнергии в колхозах и совхозах возросло с 4,3 млрд. кВт·ч в 1958 г. до 15 млрд. кВт·ч в 1965 г., или в 3,5 раза (табл. 3).

Однако ввиду слабой электромеханизации производственных процессов в сельском хозяйстве многие построенные и эксплуатируемые энергосистемами трансформаторные подстанции и электрические сети работают с низкой загрузкой и нерентабельно.

В 1965 г. уровень электромеханизации на животноводческих фермах колхозов и совхозов составлял: доение коров — 32%, подача воды на фермы крупного рогатого скота — 50%, а птицефермы — 32%. Электромеханизация приготовления кормов, очистки помещений, электроподогрев воды находится только в начальной стадии внедрения.

Директивами XXIII съезда КПСС по пятилетнему плану развития народного хозяйства СССР на 1966—1970 гг. предусматривается: «Резко расширить работы по электрификации колхозов и совхозов. Главное внимание направить на комплексное использование электрической энергии в целях повышения производительности и облегчения сельскохозяйственного труда, а также для улучшения культурно-бытового обслуживания сельского населения.

Таблица 2

Годы	1958	1960	1962	1963	1964	1965
Потребление электроэнергии в сельском хозяйстве (всего по СССР), млрд. кВт·ч	6,91	9,97	14,08	16,13	18,41	20,0
В том числе отпущено государственными электростанциями и энергосистемами, млрд. кВт·ч	2,65	4,2	7,1	9,54	11,0	14,4
В процентах к общему потреблению, %	38	40	50	59	60	72
Потребление на душу сельского населения, кВт·ч	55	92	130	150	170	185

Предусмотреть увеличение потребления электроэнергии в сельском хозяйстве за пятилетие примерно в 3 раза. Повысить удельный вес централизованного электроснабжения колхозов и совхозов от государственных энергосистем и электростанций».

Центральный Комитет КПСС и Совет Министров СССР 27 августа 1966 г. приняли специальное постановление «Об электрификации сельского хозяйства СССР в 1966—1970 гг.», в котором признали необходимым:

обеспечить электрической энергией к 50-й годовщине Великой Октябрьской социалистической революции все колхозы и совхозы, а к концу 1970 г. в основном электрифицировать дома колхозников и работников совхозов;

довести к 1970 г. удельный вес электроснабжения сельского хозяйства от государственных энергосистем в среднем по стране до 80—90%;

увеличить потребление электроэнергии в сельском хозяйстве в 1966—1970 гг. примерно в 3 раза.

Установлено задание по строительству и вводу в действие в 1966—1970 гг. сельских линий электропередачи напряжением 20 кВ и ниже, общей протяженностью 1400 тыс. км, предназначенных для электрификации колхозов, совхозов и других сельскохозяйственных предприятий и организаций.

В целях повышения ответственности за работы по сельской электрификации разграничены обязанности между Министерством энергетики и электрификации СССР, Министерством сельского хозяйства СССР и Всесоюзным объединением «Союзсельхозтехника».

Специализированные организации Министерства энергетики и электрификации СССР отвечают за сооружение новых и реконструкцию действующих электрических сетей и подстанций, а также за

Таблица 3

Годы	1958	1961	1962	1963	1964	1965
Охват электрификацией, %:						
колхозов	49	78	83	88	92	95
совхозов	96	98	99	99	99	99
дворов колхозников	30	49	55	61	68	74
домов в совхозах	—	67	70	75	79	83
Потребление электроэнергии в колхозах и совхозах (всего), млн. кВт·ч	4 317	8 425	9 961	11 414	12 731	15 010
В том числе на производственные цели	2 638	5 048	6 081	7 061	8 001	9 357
Удельный вес производственного потребления, %	60	60	61	62	63	62
Наличие электродвигателей в колхозно-совхозном производстве, тыс. шт.	556	915	1 109	1 336	1 622	2 073
Их мощность, тыс. кВт	3 064	5 108	6 154	7 519	9 127	11 506

их эксплуатацию и обеспечение бесперебойного электроснабжения сельских потребителей.

Министерство сельского хозяйства СССР и министерства сельского хозяйства союзных республик разрабатывают годовые и перспективные задания и мероприятия по электрификации производства в колхозах и совхозах и быта сельского населения; организуют научно-исследовательские работы по применению электроэнергии в производственных процессах сельского хозяйства; обеспечивают совместно с Всесоюзным объединением «Союзсельхозтехника» разработку систем электрифицированных машин, механизмов и аппаратов для электрификации процессов производства, а также технических требований на них; оказывают колхозам и совхозам помощь в выборе и заказе необходимого им электрифицированного оборудования, участвуют в создании образцово-показательных электрифицированных колхозов и совхозов, пропаганде и внедрении в сельское хозяйство передового опыта применения электроэнергии; организуют подготовку инженеров, техников и других специалистов для обслуживания электрифицированных машин, механизмов и аппаратов, а также повышение их квалификации.

В аппарате этих министерств создаются соответствующие подразделения, занимающиеся вопросами применения электроэнергии в сельском хозяйстве. Предусматривается укрепить службу энергетики в колхозах и совхозах квалифицированными кадрами, способными обеспечить надежную эксплуатацию и ремонт электрохозяйства.

Министерству сельского хозяйства СССР поручено разработать и утвердить по союзным республикам задание по электрификации трудоемких процессов в сельском хозяйстве.

В текущем пятилетии в области электрификации сельскохозяйственного производства предусматривается постепенный переход от механизации отдельных процессов к комплексной механизации всего цикла работ, связанных с производством зерна и продуктов животноводства.

Электрификация позволит в широких масштабах проводить автоматизацию процессов производства. Первоочередными комплексами автоматизации явятся: водоснабжение, приготовление и раздача кормов, уборка навоза на фермах, поточные линии послеуборочной обработки зерна и оросительные системы.

Автоматизация отдельных процессов и комплексов машин постепенно будет расширяться до полной автоматизации сельскохозяйственных предприятий. На таких предприятиях труд обслуживающего персонала будет сводиться к периодическому наблюдению за работой машин и механизмов, сам же технологический процесс будет осуществляться механизмами, работающими от программных или часовых устройств без вмешательства человека.

Предусматривается также шире использовать в сельскохозяйственном производстве лучистую энергию, токи высокой частоты, ультразвук и другие виды энергии для ускорения развития и уменьшения гибели животных и растительных организмов.

Подъем социалистической экономики, рост благосостояния и культурных потребностей сельского населения страны выдвигают неотложные задачи улучшения коммунально-бытового обслуживания, которое должно развиваться по пути создания общественных электрифицированных предприятий, а также применения в домашнем хозяйстве бытовых электрифицированных машин и приборов. При этом учитывается, что электрификация процессов коммунально-бытового обслуживания для сельского населения является более актуальной, нежели для городского, поскольку многие города, помимо электроэнергии, располагают бытовым газом и централизованным теплоснабжением.

Выполняя решения XXIII съезда КПСС и принятые обязательства к 50-летию Великой Октябрьской социалистической революции, коллективы строительно-монтажных, эксплуатационных и проектных организаций и предприятий министерства провели в 1966 г. большую работу по дальнейшей электрификации сельского хозяйства путем подключения потребителей к централизованным источникам электроснабжения.

Общий объем подрядных строительно-монтажных работ по электрификации сельского хозяйства всеми организациями министерства выполнен в 1966 г. на сумму 500 млн. руб., или на 11% больше, чем в 1965 г. За год построено и введено в действие 240 тыс. км сельских линий электропередачи напряжением 20 кВ и ниже, введено более 14 тыс. км линий электропередачи напряжением 35—110 кВ для электрификации сельского хозяйства.

Государственными энергосистемами отпущено сельскому хозяйству около 17 млрд. кВт·ч электроэнергии, или на 18% больше, чем в 1965 г. Районные энергетические управления приняли на свой баланс от колхозов и совхозов линии электропередачи напряжением 0,4—6—20 кВ с подстанциями общей протяженностью 225 тыс. км и выполнили по договорам с колхозами и совхозами работы по ремонту электростанций и оказанию организационно-технической помощи в эксплуатации принадлежащих им электросетей и внутренних электропроводок на сумму 30,3 млн. руб.

За один год переведено на централизованное электроснабжение 4 000 колхозов и совхозов и заново получили электроэнергию 1 900 хозяйств, электрифицировано свыше 1,5 млн. домов в колхозах и совхозах.

Значительно расширилось применение электроэнергии в сельскохозяйственном производстве. Если к началу 1959 г. в колхозах и совхозах имелось всего 556,3 тыс. электродвигателей, то за один 1966 г. установлено их около 600 тыс., а общее их количество превышает 2,6 млн.

Потребление электроэнергии в сельском хозяйстве составило в 1966 г. около 24 млрд. кВт·ч, т. е. увеличилось по сравнению с 1958 г. в 3,5 раза, при этом удельный вес электроэнергии, полученной сельским хозяйством от государственных электростанций и энергосистем, поднялся до 72% от общего потребления.

В результате проведенных работ по электрификации сельского хозяйства процент колхозов, поль-

зующихся электроэнергией, увеличился с 49% в 1958 г. до 97% в 1966 г., а совхозов — до 99,5%. При этом 79% колхозов и совхозов получают сейчас электроэнергию от государственных энергосистем.

К началу 1967 г. завершена в основном электрификация всех колхозов и совхозов, т. е. подведена электроэнергия от централизованных источников электроснабжения в Литовской ССР, Молдавской ССР, Латвийской ССР, Армянской ССР и Эстонской ССР, в Московской, Ленинградской, Ивановской, Владимирской, Тульской и Калининградской областях РСФСР, Донецкой, Днепропетровской, Крымской и Запорожской областях Украинской ССР, Ташкентской области Узбекской ССР. В 34 областях, краях и автономных республиках РСФСР электроэнергией пользуются все колхозы и совхозы, но не все они еще имеют централизованное электроснабжение.

Важнейшему делу электрификации сельского хозяйства уделяют большое внимание и оказывают конкретную помощь многие республиканские, краевые и областные партийные, советские и сельскохозяйственные органы, а также колхозы и совхозы.

ЦК КП Белоруссии и Совет Министров Белорусской ССР позаботились о дополнительном строительстве в 1966 г. сельских линий электропередачи и электрических сетей. В результате принятых мер в республике введено сверх плана 2760 км сельских линий электропередачи.

В Российской Федерации оказывали помощь сельской электрификации партийные и советские органы Брянской, Кировской, Костромской, Рязанской, Тамбовской, Тюменской, Ульяновской, Омской и Калининской областей, Татарской, Бурятской и Чувашской автономных республик.

Большую помощь в электрификации сельского хозяйства оказали в 1966 г. студенческие отряды «Энергия». За 42 рабочих дня ими выполнено строительно-монтажных работ на сумму 13,2 млн. руб. — это годовая программа довольно крупного треста по электросетевому строительству; построено свыше 7 000 км линий электропередачи напряжением 10—35—110 кВ и низковольтных сетей 0,4 кВ, электрифицировано свыше 16 тыс. жилых домов и 447 коммунально-бытовых объектов.

В докладе о проекте Директив XXIII съезда КПСС по пятилетнему плану развития народного хозяйства СССР на 1966—1970 гг. отмечается, что «в 1970 г. потребление электроэнергии на селе возрастет до 60—65 млрд. кВт·ч, что в 3 раза превысит уровень 1965 г. и будет на 30% больше, чем потреблялось электроэнергии в 1940 г. всей страной».

Экономический эффект от применения электроэнергии в сельскохозяйственном производстве состоит в экономии затрат сельскохозяйственного труда и снижении издержек на производство сельскохозяйственной продукции.

По расчетам Всесоюзного научно-исследовательского института электрификации сельского хозяйства в среднем каждый киловатт-час электроэнергии, рационально использованный в сельском хозяйстве на производственные нужды, дает эконо-

мию по затратам труда 1 чел·ч и 0,2 руб. по издержкам производства. Электродойка коров по сравнению с ручной снижает затраты труда на 67%, а эксплуатационные расходы по производству молока — на 34%. Еще больший экономический эффект дает электрификация раздачи кормов на свинофермах. Трудовые затраты и эксплуатационные расходы по сравнению с ручной раздачей снижаются на 95%. Электромеханизация водоснабжения животноводческих ферм по сравнению с конно-ручным водоснабжением сокращает затраты труда на 96%, электрификация очистки и сортировки зерна по сравнению с очисткой и сортировкой на базе механического привода экономит затраты труда на 30—35%. Применение электропривода при орошении позволяет по сравнению с механическим приводом сэкономить трудовые затраты на 20—30%.

Сейчас, когда электроэнергия подана почти всем совхозам и колхозам страны, заметно растет потребление электроэнергии в сельскохозяйственном производстве. Например, в 1966 г. на производственные нужды израсходовано 10,2 млрд. кВт·ч, или в 2 раза больше, чем в 1961 г.

Экономический эффект от такого роста очевиден, если учесть, что затраты труда в сельском хозяйстве при полной электрификации снижаются на производство 1 ц молока втрое, на 1 ц привеса свиней — в 10—15 раз, на тысячу яиц — в 6—7 раз.

Еще более широкому использованию электроэнергии в сельскохозяйственном производстве будет способствовать снижение с 1 января 1966 г. тарифов на электрическую энергию, отпускаемую государственными энергосистемами и электростанциями.

В успешном осуществлении электрификации сельскохозяйственного производства решающее значение имеет бесперебойное электроснабжение. Особенно остро эта проблема встает при переходе на широкую механизацию производственных процессов, ибо в условиях электрифицированного сельскохозяйственного производства всякие перемены в электроснабжении наносят крупный ущерб хозяйству, дезорганизуют производственный процесс.

Недостаточная степень надежности электроснабжения также является серьезным препятствием широкому внедрению электроэнергии в сельскохозяйственном производстве.

Для повышения надежности и долговечности сельских ЛЭП и трансформаторных подстанций в безлесных районах значительно расширяется применение железобетонных опор и сборных конструкций. Если в 1963 г. было изготовлено 100 тыс. м³ железобетонных опор и построено на них 20 тыс. км линий, то в 1967 г. будет изготовлено около 500 тыс. м³ таких опор и построено на них 70 тыс. км линий.

В Украинской ССР будет построена 21 тыс. км линий на железобетонных опорах, или 42% к общему объему, в РСФСР — 30 тыс. км, или 21%, в Белорусской ССР — 7 тыс. км, или 45%, в Эстонской ССР — 82%, в Литовской ССР — 100%.

Воздушные электрические линии должны обладать достаточной грозоупорностью, которая обу-

словлена их конструкцией, уровнем изоляции и правильным выбором и расстановкой грозозащитной аппаратуры.

Сельские электрические линии строятся радиальными и характеризуются большой протяженностью и рассредоточенностью потребителей, поэтому при повреждении или отключении такой линии все питающиеся от нее потребители теряют питание.

Для повышения надежности электроснабжения и проведения планово-предупредительных ремонтов необходимо в ближайшие 2—3 года осуществить секционирование, эффективно сочетая его с автоматическим повторным включением (АПВ).

Основными аппаратами для секционирования являются: предохранители обычного типа, а также специально разработанные предохранители с АПВ, сетевые выключатели и автоматические отделители. Необходимо, чтобы заводы электротехнической промышленности обеспечили выпуск этой аппаратуры в нужном количестве.

Бесперебойность электроснабжения сельских потребителей в большой степени зависит от эксплуатационников. Они должны графики ремонтов и профилактических осмотров электрических линий согласовывать с режимом работы наиболее ответственных потребителей. Необходимо исключить технически неоправданные отключения потребителей во время гроз, вводимые энергосистемами, а также отключения, связанные с недостаточной мощностью питающих трансформаторных подстанций.

Техническим мероприятием, направленным на повышение надежности электроснабжения, является механизация ремонтных работ, которая позволит проводить ремонт линий под напряжением, а применение различных средств связи, в том числе и радиосвязи между ремонтной бригадой и дежурным района электросетей, сокращает сроки ремонта. Для этого в районах электрических сетей создаются ремонтно-механизированные станции (РМС), которые, будучи оснащены механизмами и транспортными средствами согласно утвержденному табелю, могут оперативно выполнять ремонт электрических сетей в любую погоду.

За пятилетие намечено создать 640 РМС. Помимо производственного эффекта, организация РМС позволит намного снизить затраты на обслуживание электрических сетей. Расчеты показывают, что все расходы на укомплектование РМС машинами, механизмами и средствами малой механизации окупятся за один год.

Важным мероприятием, направленным на повышение экономичности сельских электроустановок и обеспечение надежного электроснабжения сельского хозяйства, является повышение надежности электроснабжения и улучшение использования электроэнергии в сельском хозяйстве, в котором признано целесообразным сосредоточить в ведении районных энергетических управлений линии электропередачи, внешние низковольтные электрические сети и трансформаторные подстанции колхозов и совхозов, подключенные к электросетям и электростанциям государственных энергосистем.

Выполняя это постановление, районные энерге-

тические управления министерства приняли от колхозов и совхозов в 1964—1966 гг. более 677 тыс. км ЛЭП 6—10 кВ и низковольтных сетей, а также проводят большую работу по ремонту и приведению их в должный порядок, что безусловно намного улучшило электроснабжение колхозов и совхозов.

С 1 апреля 1965 г. введено в действие специальное положение «О порядке и условиях отпуска электроэнергии колхозам, совхозам и другим сельскохозяйственным потребителям», повышающее ответственность энергоснабжающих организаций за бесперебойное электроснабжение сельскохозяйственных потребителей.

Проведение всего комплекса мероприятий по повышению надежности электроснабжения сельских потребителей немыслимо без повышения квалификации и подготовки новых эксплуатационных кадров. В 1967 г. главные эксплуатационные управления Министерства энергетики и электрификации СССР, министерства и главные управления энергетики и электрификации союзных республик должны подготовить вновь и повысить квалификацию 16 680 человек для эксплуатации сельских электроустановок.

Кроме того, энергосистемы должны обеспечить своевременную проверку знаний правил технической эксплуатации и правил техники безопасности своего персонала, а также электромонтеров колхозов и совхозов с выдачей им соответствующих удостоверений. Необходимо ознакомить сельское население с правилами пользования электрическими установками и правилами техники безопасности, а также провести техническую пропаганду применения электроэнергии в быту и сельскохозяйственном производстве.

В юбилейном году перед сельскими электрификаторами стоят большие и ответственные задачи. ЦК КПСС и Совет Министров СССР признали необходимым к 50-й годовщине Великого Октября обеспечить электроэнергией все колхозы и совхозы страны, а к концу 1970 г. завершить электрификацию домов колхозников и работников совхозов. В 1967 г. предстоит построить и ввести в действие 256 тыс. км линий электропередачи 6—10 кВ и низковольтных сетей 0,4 кВ, более 15 тыс. км магистральных линий электропередачи напряжением 35—110 кВ для электрификации сельского хозяйства, 48 тыс. потребительских трансформаторных подстанций. Установлено задание в 1967 г. электрифицировать 1,7 млн. домов в колхозах и совхозах, увеличив уровень их электрификации в целом по стране до 89%.

Общий объем подрядных строительно-монтажных работ по электрификации сельского хозяйства установлен в сумме 540 млн. руб., или на 10% больше, чем выполнено в 1966 г. По некоторым республикам этот рост еще больше. Например, по Украинской ССР он составляет 16%, Латвийской — 17%, Белорусской — 24% и Узбекской — 33%.

Огромные работы, которые необходимо выполнить в текущем году, требуют внедрения и совершенствования индустриальных методов строительства сельских электрических сетей и подстанций путем комплектной поставки оборудования и кон-

струкций заводского изготовления, а также комплексной механизации линейных и других строительно-монтажных работ.

Районные энергетические управления, предприятия и районы электрических сетей должны систематически проводить работу по повышению надежности электроснабжения сельских потребителей. Им предстоит выполнить задания по ремонту и реконструкции линий электропередачи, принятых от колхозов и совхозов, для чего предусмотрено использовать средства по амортизационным отчислениям, а также впервые выделенные Госпланом СССР целевым назначением капиталовложения в сумме 19,5 млн. руб., 10 тыс. т алюминиевого провода и 750 тыс. м³ опор.

В 1967 г. предстоит принять в установленном порядке от колхозов и совхозов на баланс районных энергетических управлений 200 тыс. км линий электропередачи и низковольтных электросетей, подключенных к государственным энергосистемам.

Для мобилизации коллективов, занятых электрификацией сельского хозяйства, на выполнение плана в юбилейном году в конце февраля 1967 г. Министерство энергетики и электрификации СССР провело в Москве Всесоюзное совещание сельских электрификаторов, на котором заслушан и обсужден доклад зам. министра А. П. Александрова «Об итогах выполнения плана электрификации сельского хозяйства за 1966 г. и задачах на 1967 г. в свете постановления ЦК КПСС и Совета Министров СССР от 27 августа 1966 г.

Участники совещания приняли обращение ко всем электрификаторам сельского хозяйства страны широко развернуть социалистическое соревнование за достойную встречу 50-летия Великой Октябрьской социалистической революции, сосредоточить внимание на нерешенных еще вопросах, мобилизовать и использовать все имеющиеся резервы для успешного решения задач по электрификации сельского хозяйства.



УДК 621.311

Метод относительных единиц при решении некоторых технико-экономических задач энергетики

Доктор техн. наук, проф. В. А. ВЕНИКОВ, канд. техн. наук Ю. Н. АСТАХОВ,
инж. Э. Н. ЗУЕВ и инж. Д. Д. КАРАСЕВ

Московский ордена Ленина энергетический институт

Широко примененный во многих научных дисциплинах метод относительных единиц может в значительной степени облегчить рассмотрение ряда технико-экономических вопросов. Так, например, анализ при неполной информации об объектах становится возможным только при применении этого метода. Поскольку основы метода берут свое начало в теории подобия [Л. 1], то, очевидно, данные, представленные в относительных единицах, легко распространить на ряд других подобных объектов.

Выбор оптимальных значений параметров энергетических объектов (x_j) связан, как правило, с определением минимального (оптимального) значения величины расчетных затрат Z . Последнее в наиболее общем виде можно записать следующим образом:

$$Z = \sum_{i=1}^m A_i \prod_{j=1}^n x_j^{\alpha_{ij}}, \quad (1)$$

где A_i — коэффициенты, зависящие от постоянных параметров;

x_j — оптимизируемые параметры;

α_{ij} — показатели степени.

Так, при совместном выборе радиуса действия R трансформаторных подстанций и сечения проводов F низковольтных линий [Л. 2] приходится минимизировать следующее уравнение:

$$Z = b_{1Л} F + \frac{b_{2Л} \omega^2 R^2}{K_p^2 F} + \frac{a_{т.п.}}{2R}, \quad (2)$$

где ω — погонная плотность нагрузки низковольтных линий, кВт/км;

K_p — коэффициент, учитывающий распределенность нагрузки вдоль линии;

$a_{т.п.}$ — независимая от мощности часть затрат на трансформаторную подстанцию, руб/год;

$b_{1Л}$ — удельные затраты на низковольтные линии, зависящие от сечения проводов, руб/мм² · км · год;

$b_{2Л}$ — удельные затраты на низковольтные линии, зависящие от потерь мощности, руб · мм²/год · км · кВт.

Чтобы записать уравнение (2) в обобщенной форме, необходимо ввести следующие обозначения:

$$F = x_1, R = x_2, A_1 = b_{1Л}, A_2 = \frac{b_{2Л} \omega^2}{K_p^2}, A_3 = \frac{a_{т.п.}}{2}.$$

Тогда

$$Z = A_1 x_1^{\alpha_{11}} + A_2 x_1^{\alpha_{21}} x_2^{\alpha_{22}} + A_3 x_2^{\alpha_{31}}, \quad (3)$$

где $\alpha_{11}=1$, $\alpha_{21}=-1$, $\alpha_{22}=2$ и $\alpha_{31}=-1$.

Переход от одного типа задач к другому не меняет формы записи уравнения (1), однако связан с изменением характера всех величин, входящих в это уравнение. Одновременно подобный переход влечет за собой и изменение значений α_{ij} [Л. 3]. В дальнейшем будем предполагать, во-первых, что α_{ij} известны и, во-вторых, что $\alpha_{ij} = \text{const}$.

При технико-экономическом анализе однозначное определение коэффициентов A_i обычно сопряжено с большими трудностями как из-за неточности исходных данных, так и из-за их конъюнктурности. Наибольшую неопределенность приобретает коэффициент A_i в случае, если производится сопоставление вариантов вновь запроектированного оборудования. С другой стороны, определенные с помощью обычных методов оптимальные значения параметров x_{j0} нуждаются часто в дальнейшем корректировании, вызываемом дискретностью шкалы данного параметра и рядом других причин. Подобные отклонения x_j от x_{j0} приводят в свою очередь к отклонению расчетных затрат от оптимального значения. Определение этих отклонений при отсутствии информации о коэффициентах A_i представляет актуальную задачу. Подобного рода анализ дает возможность выявить степень влияния того или иного члена уравнения (1) на расчетные затраты. Если это влияние оказывается небольшим, то такой подход позволяет его исключить, оценив при этом погрешности. Наоборот, при нормированном значении погрешности удается определить целесообразное направление отклонения параметра x_j от оптимального его значения. Аналогичные задачи, естественно, возникают и в случае, если анализируемое уравнение расчетных затрат в заданном интервале изменения x_j имеет не минимальное, а наименьшее значение. Использование соответствующим образом подобранной системы относительных единиц часто дает возможность решить поставленную задачу. Одновременно запись исходного уравнения (1) в относительных единицах позволяет применить весь арсенал теории подобия к технико-экономическому анализу [Л. 4].

Пусть дано уравнение (1) и система базисных величин Z_6, A_{i6} ($i=1, 2, \dots, m$); x_{j6} ($j=1, 2, \dots, n$), причем каждая базисная величина отлична от нуля и бесконечности. Если взять какой-нибудь вариант энергетического объекта, то расчетные затраты Z , коэффициенты A_i и параметры x_j могут быть выражены через выбранные базисные величины следующим образом:

$$Z = Z_6 Z_6; A_i = A_{i6} A_{i6}; x_j = x_{j6} x_{j6}, \quad (4)$$

где

$$\bar{Z} = \frac{Z}{Z_6}; \bar{A}_{i6} = \frac{A_i}{A_{i6}}; \bar{x}_{j6} = \frac{x_j}{x_{j6}}.$$

Подставим соотношения (4) в уравнение (1):

$$\bar{Z}_6 Z_6 = \sum_{i=1}^m \bar{A}_{i6} A_{i6} \prod_{j=1}^n \bar{x}_{j6}^{\alpha_{ij}} x_{j6}^{\alpha_{ij}}.$$

Перегруппируем члены полученного выражения, предварительно разделив правую и левую его части на Z_6 . Тогда

$$\bar{Z}_6 = \sum_{i=1}^m \frac{A_{i6}}{Z_6} \prod_{j=1}^n x_{j6}^{\alpha_{ij}} \bar{A}_{i6} \prod_{j=1}^n \bar{x}_{j6}^{\alpha_{ij}}. \quad (5)$$

Обозначим безразмерные отношения базисных величин (критерии подобия) $A_{i6} \prod_{j=1}^n x_{j6}^{\alpha_{ij}} / Z_6$ через π , при-

чем порядковый номер у π будет соответствовать порядковому номеру у A , т. е.

$$\frac{A_{i6}}{Z_6} \prod_{j=1}^n x_{j6}^{\alpha_{ij}} = \pi_{i6} \quad (i=1, 2, \dots, m). \quad (6)$$

С учетом введенных обозначений получим:

$$\bar{Z}_6 = \sum_{i=1}^m \pi_{i6} \bar{A}_{i6} \prod_{j=1}^n \bar{x}_{j6}^{\alpha_{ij}}. \quad (7)$$

Подобного рода замена переменных в общем случае нецелесообразна, поскольку остаются неизвестными величины критериев подобия π_{i6} . Однако, если соответствующим образом выбрать систему базисных величин, то анализ уравнения (7) дает, как будет показано ниже, полезную информацию о характере исходного уравнения (1). Отметим, что уравнение (7) позволяет определить относительное значение изменения расчетных затрат при отклонении x_j от базисного значения.

Ниже исследованы три системы относительных величин: примитивная, критериальная и оптимальная. Названия систем условны и в основном связаны с методикой их выбора.

Примитивная система базисных величин¹. Выберем в качестве базисных любые значения A_i и x_j , лежащие в интервале от 0 до ∞ , а базисные значения расчетных затрат Z_p определим из уравнения (1):

$$Z_p = \sum_{i=1}^m A_{ip} \prod_{j=1}^n x_{jp}^{\alpha_{ij}}. \quad (8)$$

В свою очередь, формула относительного изменения расчетных затрат (7) в примитивной системе базисных единиц будет иметь вид:

$$\bar{Z}_p = \sum_{i=1}^m \pi_{ip} \bar{A}_{ip} \prod_{j=1}^n \bar{x}_{jp}^{\alpha_{ij}}. \quad (9)$$

Величину A_{ip} целесообразно принять равной A_i . При этом $\bar{A}_{ip} = 1$. С учетом этого формула (9) примет вид:

$$\bar{Z}_p = \sum_{i=1}^m \pi_{ip} \prod_{j=1}^n \bar{x}_{jp}^{\alpha_{ij}}. \quad (10)$$

Выбранные значения A_p однозначно определяют базисную поверхность в $(n+1)$ -мерном пространстве. Конечно, целесообразно принять за базисную именно ту поверхность, пусть и неизвестную, в пределах которой происходит сопоставление вариантов. Это возможно сделать еще и потому, что переход от варианта к варианту связан лишь с изменением x_j , а не A_i , поэтому равенства $A_{ip} = A_i$ выпол-

¹ Для примитивной системы базисных величин вместо индекса «б» введен индекс «р». Соответственно далее для критериальной «к», а для оптимальной «о».

не оправданы. Числовые значения критериев подобия π_{ip} найдем из системы уравнений (6):

$$\pi_{ip} = \frac{A_i \prod_{j=1}^n x_{jp}^{\alpha_{ij}}}{\sum_{i=1}^m A_i \prod_{j=1}^n x_{jp}^{\alpha_{ij}}} \quad (11)$$

Сумма всех критериев подобия π_{ip} обладает интересным свойством. Согласно системе уравнений (11)

$$\sum_{i=1}^m \pi_{ip} = 1. \quad (12)$$

Если принять все x_{jp} равными единице, то значения критериев подобия будут зависеть лишь от отношений коэффициентов A_i , поскольку

$$\sum_{j=1}^n x_{jp}^{\alpha_{ij}} = 1$$

$$\pi_{ip} = \frac{A_i}{\sum_{i=1}^m A_i} = \frac{1}{\sum_{i=1}^m A_i/A_i}.$$

и

Из приведенных выражений следует, что для определения π_p необходимо задаться значениями x_{jp} и знать отношения коэффициентов A . Сами же коэффициенты могут быть и неизвестны.

В качестве иллюстрации рассмотрим применение примитивной системы относительных единиц для обработки уравнения (3). При всех дальнейших расчетах будем считать, что $A_1=1$; $A_2=2$; $A_3=3$. Прежде всего определим критерии подобия. Для сокращения записи примем, что $x_{1p}=x_{2p}=1$. Тогда

$$\pi_{1p} = \frac{1}{1 + \frac{A_2}{A_1} + \frac{A_3}{A_1}} = \frac{1}{6};$$

$$\pi_{2p} = \frac{1}{1 + \frac{A_1}{A_2} + \frac{A_3}{A_2}} = \frac{1}{3};$$

$$\pi_{3p} = \frac{1}{1 + \frac{A_1}{A_3} + \frac{A_2}{A_3}} = \frac{1}{2}.$$

В свою очередь, относительное значение изменения расчетных затрат при отклонении x_j от единицы найдем из уравнения (10):

$$\dot{Z}_p = \frac{1}{6} \dot{x}_{1p} + \frac{1}{3} \dot{x}_{1p}^{-1} \dot{x}_{2p} + \frac{1}{2} \dot{x}_{2p}^{-1}.$$

В частности, когда $\dot{x}_{1p} = 2$, $\dot{x}_{2p} = 3$, $\dot{Z}_p = 2$.

Примитивную систему относительных единиц целесообразно использовать в том случае, если расчетные затраты на заданном интервале x имеют не минимальное значение, а лишь наименьшее. Выявив тем или иным способом значения x , которые дают наименьшее значение Z , в дальнейшем принимаем эти значения параметров за x_{jb} . Анализ отклонения Z от Z_p , проведенный в соответствии с формулой (10) при отклонении x_j от x_{jp} , дает возможность выявить вес каждого слагаемого исходной формулы (1) и тем самым определить его

влияние на величину Z , что в свою очередь может привести к значительному упрощению исходного уравнения. Во-вторых, при изменении величин A_i , но сохранении их отношений, выводы, полученные от первоначального анализа, могут быть полностью использованы в последующих расчетах, поскольку в этом случае $\pi_i = \text{idem}$.

Критериальная система базисных величин. К выбору системы базисных величин можно подойти несколько иначе, чем это было сделано выше, а именно с позиции теории подобия [Л. 5]. Согласно канонам этой теории из системы базисных величин Z_k, A_{ik}, x_{jk} лишь небольшая их часть может быть выбрана независимо. Остальные являются функциями первых. Число независимых базисных единиц и вид функциональной связи в рассматриваемом случае могут быть наиболее эффективно выявлены на основе анализа индикаторов подобия, которые согласно формулам (6) имеют вид:

$$\frac{M_i}{M} \prod_{j=1}^n M_j^{\alpha_{ij}} = 1, \quad (13)$$

где M_j — масштабы x_j ;

M_i — масштабы A_i ;

M — масштаб Z .

Поскольку суммарное число индикаторов подобия равно m , а общее количество масштабов в свою очередь составляет лишь $n+1+m$, то число независимых масштабов будет:

$$(n+1+m) - m = n+1.$$

Во всех последующих выкладках будем считать, что $m = n+1$. Это предположение дает нам возможность однозначно определить масштабы M_j и M . Все же масштабы M_i мы принимаем за независимые, что позволяет выбирать их значение произвольно и поэтому считать величинами известными.

Для определения вида функциональной связи M_j и M с M_i прологарифмируем уравнение (13), предварительно несколько преобразовав их. В итоге получим систему из m уравнений вида

$$\sum_{i=1}^n \alpha_{ij} \ln M_j - \ln M = - \ln M_i. \quad (14)$$

Система уравнений (14) является системой линейных алгебраических уравнений, где число неизвестных, в данном случае $\ln M_j$ ($j=1, 2, \dots, n$) и $\ln M$, равно числу уравнений, ибо $n+1=m$. Свободными членами являются $\ln M_i$ ($i=1, 2, \dots, m$). Разрешив систему (14) относительно $\ln M_j$ и $\ln M$, после потенцирования получим:

$$M_j = \prod_{i=1}^m M_i^{\frac{\Delta_{ij}}{\Delta}}, \quad (15)$$

где Δ — определитель системы;

$$\Delta = \begin{vmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \dots & \alpha_{1n} & -1 \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \dots & \alpha_{2n} & -1 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \alpha_{m1} & \alpha_{m2} & \dots & \alpha_{mn} & -1 \end{vmatrix}, \quad (16)$$

а Δ_{ij} — взятые с обратным знаком адъюнкты элементов α_{ij} .

В свою очередь

$$M = \prod_{i=1}^m M_i^{\frac{\Delta_{i,n+1}}{\Delta}}, \quad (17)$$

где Δ — определитель системы, аналогичной (16), а $\Delta_{i,n+1}$ — взятые с обратным знаком адъюнкты элементов, стоящих на пересечении i -й строки с $(n+1)$ -м столбцом.

В работе [Л. 5] показано, что функциональная связь между базисными величинами аналогична функциональной связи между соответствующими масштабами в индикаторах подобия, т. е.

$$x_{jk} = \prod_{i=1}^m A_{ik}^{\frac{\Delta_{ij}}{\Delta}}, \quad (18)$$

$$Z_k = \prod_{i=1}^m A_{ik}^{\frac{\Delta_{i,n+1}}{\Delta}}. \quad (19)$$

Поскольку значения A_{ik} могут быть выбраны произвольно в заданном интервале, выберем их, как и ранее, равными A_i . Тогда

$$x_{jk} = \prod_{i=1}^m A_i^{\frac{\Delta_{ij}}{\Delta}}, \quad (20)$$

$$Z_k = \prod_{i=1}^m A_i^{\frac{\Delta_{i,n+1}}{\Delta}}. \quad (21)$$

Кроме того, поскольку $A_{ik} = A_i$, $A_{ik}^* = 1$, и формула изменения расчетных затрат (7) в критериальной системе относительных единиц примет вид:

$$Z_k^* = \sum_{i=1}^m \pi_{ik} \prod_{j=1}^n x_{jk}^{*\alpha_{ij}}. \quad (22)$$

Таким образом, мы выявили те ограничения, которые накладываются при построении критериальной системы относительных единиц. С учетом полученных зависимостей для x_{ik} и Z_k определим значения критериев подобия π_{ik} , для чего воспользуемся системой уравнений (6):

$$\pi_{ik} = \frac{A_i \prod_{j=1}^n x_{jk}^{\alpha_{ij}}}{Z_k} = \frac{A_i \prod_{j=1}^n x_{jk}^{\alpha_{ij}}}{\prod_{i=1}^m A_i^{\frac{\Delta_{i,n+1}}{\Delta}}}, \quad (23)$$

$$\text{где } x_{jk} = \prod_{i=1}^m A_i^{\frac{\Delta_{ij}}{\Delta}}.$$

Несложные выкладки показывают, что числитель выражения (23) равен знаменателю, т. е.

$$\pi_{ik} = 1. \quad (24)$$

Тогда окончательно уравнение (22) при принятых допущениях будет иметь вид:

$$Z_k^* = \sum_{i=1}^m \prod_{j=1}^n x_{jk}^{*\alpha_{ij}}. \quad (25)$$

Благодаря (24) $\sum_{i=1}^m \pi_{ik} = m$, а не единице, как это было в первом случае.

Проиллюстрируем применение критериальной системы относительных единиц для обработки уравнения (3) при тех же исходных данных, что и ранее.

Поскольку значение всех критериев подобия в данной системе относительных единиц равно единице, вычислять их не следует. Значения же x_{1k} , x_{2k} и Z_k определим по формулам (18) и (19), которые в данном случае имеют вид:

$$x_{1k} = A_2^{\frac{\Delta_{21}}{\Delta}} A_3^{\frac{\Delta_{31}}{\Delta}};$$

$$x_{2k} = A_2^{\frac{\Delta_{22}}{\Delta}} A_3^{\frac{\Delta_{32}}{\Delta}};$$

$$Z_k = A_2^{\frac{\Delta_{2,n+1}}{\Delta}} A_3^{\frac{\Delta_{3,n+1}}{\Delta}},$$

где

$$\Delta = \begin{vmatrix} 1 & 0 & -1 \\ -1 & 2 & -1 \\ 0 & -1 & -1 \end{vmatrix} = -4.$$

В свою очередь $\Delta_{21} = -1$; $\Delta_{31} = -2$; $\Delta_{22} = +1$; $\Delta_{32} = -2$; $\Delta_{2,n+1} = -1$; $\Delta_{3,n+1} = -2$.

Тогда

$$x_{1k} = \sqrt[4]{A_2 A_3^2} = 2,06;$$

$$x_{2k} = \sqrt[4]{A_3^2 / A_2} = 1,46;$$

$$Z_k = \sqrt{A_2 A_3^2} = 2,06.$$

Сопоставим относительное отклонение величины расчетных затрат, вычисленных по основной формуле

$$Z_k = x_1 + 2x_1^{-1}x_2^2 + 3x_1^{-1},$$

с величиной, полученной с помощью выражения (25), т. е.

$$Z_k^* = x_{1k}^* + x_{1k}^{*-1} x_{2k}^{*2} + x_{1k}^{*-1}.$$

При $x_1 = x_{1k} = 2,06$ и $x_2 = x_{2k} = 1,46$ по основному уравнению получим $Z = 6,18$. Заметим, что $Z_k = 2,06$, т. е. в m раз меньше Z , полученной по основной формуле. Пусть x_1 отклонилось от x_{1k} в 2 раза и стало равным 4,12, а x_2 от x_{2k} в 3 и приобрело значение, равное 4,38. В этом случае $Z = 14,12$, т. е. расчетные затраты отклонились от базисного значения в 6,86 раза. Для того, чтобы получить эту цифру с помощью основного уравнения, необходимо было знать величины x_{1k} , x_{2k} , Z_k , т. е. в конечном итоге A_1 , A_2 , A_3 . Однако тот же самый результат можно получить, если воспользоваться формулой относительного изменения величины расчетных затрат.

В самом деле,

$$Z_k^* = 2 + 2^{-1} \cdot 3^2 + 3^{-1} = 6,83.$$

Данный пример наглядно показывает, что поскольку выражение для Z_k^* не зависит от A_i , можно выявлять относительное значение отклонения расчетных затрат даже в том случае, если величины A_i неизвестны. При этом полученные выводы будут справедливы для всех уравнений, имеющих одинаковые значения α_{ij} .

Оптимальная система базисных величин. Выше было показано, что на выбор x_{jk} не накладывалось никаких ограничений, в то время как на x_{jk} они были наложены. Значения x_{jk} могли принимать любые значения в заданном интервале. Предположим, что в интервале изменения Z существует экстремальное, в частности минимальное, значение расчетных затрат Z_0 . Проследим, как модифицируется формула (10), если за базисные параметры

и допустимую норму отклонения параметров x_j при заданном значении \bar{Z}_0 .

Следует заметить, что запись уравнения в оптимальной системе относительных единиц позволяет распространить полученные для конкретного уравнения выводы на целый ряд других технико-экономических расчетов. Для того чтобы подобное обобщение было правомочным, необходимо иметь $\pi_{i0} = \text{idem}$.

Из сопоставления двух последних систем следует, что критериальная система является особым случаем оптимальной системы, в которой все критерии приравнены единице. Существенную роль в обеих системах играют показатели степени.

Изложенная в данной статье методика может быть использована как для установления оптимальных шкал электротехнического оборудования (трансформаторов, двигателей, сечений проводов и т. д.), так и при оценке влияния на значение расчетных затрат изменений различных параметров (напряжения, мощности, частоты).

Выводы. Применение уравнений расчетных затрат, записанных в относительных единицах, дает ряд преимуществ. В статье показано, что имеется возможность проводить предварительный технико-экономический анализ, ограничиваясь неполной информацией об исследуемом объекте, и обобщать полученные результаты на подобные объекты.

Литература

1. Веников В. А., Применение теории подобия и физического моделирования в электротехнике, Госэнергоиздат, 1949.
2. Дале В. А., Кришан З. П. и Паэгле О. Г., Оптимизация электрических сетей при росте нагрузок, АН Латв. ССР, 1964.
3. Хасилев В. Я., Обобщенные зависимости для технико-экономических расчетов тепловых и других сетей, «Теплоэнергетика», 1957, № 1.
4. Веников В. А. и Астахов Ю. Н., Применение теории подобия при анализе развития энергосистем во времени. Научные доклады высшей школы, Энергетика, 1959, № 2.
5. Астахов Ю. Н. и Зуев Э. Н., Способы определения критериев подобия, изд. МЭИ, 1964.

[15.6.1966]



УДК 621.316.90

Воздействующие перенапряжения и испытательные напряжения электрооборудования 110—220 кв¹

Канд. техн. наук И. Ф. ПОЛОВОЙ

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

В ЛПИ длительное время исследуются грозовые перенапряжения на подстанциях 110—220 кв. С 1960 г. проводятся также исследования внутренних перенапряжений на подстанциях 110—220 кв в условиях эксплуатации. Основные результаты этих работ — характеристики перенапряжений, воздействующих на изоляцию электрооборудования 110—220 кв, сопоставление с ними современных испытательных напряжений (главным образом, силовых трансформаторов) — изложены в настоящей статье.

Грозовые перенапряжения. Исследование производилось на анализаторе грозозащиты подстанций системы ЛПИ. Наши работы [Л. 1], а также работы других авторов [Л. 2] показывают, что использование анализаторов этого типа обеспечивает хорошее отображение реальных грозовых перенапряжений.

Специальные исследования формы грозовых перенапряжений на силовых трансформаторах были проведены в ЛПИ в 1963 г.; их результаты опубликованы в 1965 г. [Л. 3]. В 1964—1965 гг. в ЛПИ были проведены подробные исследования грозовых перенапряжений на типовых подстанциях 110—220 кв*. При этом исследовано 174 варианта схем грозозащиты двенадцати типов подстанций 110—

220 кв. Методика исследования опубликована ранее, например в [Л. 1].

Проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы относительно формы грозовых перенапряжений.

На подстанциях 110—220 кв, защищенных вентильными разрядниками, грозовые перенапряжения на трансформаторах имеют форму униполярной колебательной волны (рис. 1). Амплитуды последовательных максимумов U_{a1} , U_{a2} ... этой волны (кривая а) уменьшаются быстрее, чем снижается напряжение на хвосте полной испытательной волны стандартной формы, амплитуда которой U_0 равна амплитуде U_{a1} первого максимума волны перенапряжения (кривая б).

Время первого максимума τ_1 и период T колебательной составляющей зависят от расстояния l_p от трансформатора до ближайшего к нему вентильного разрядника и от величины входной емкости C_t трансформатора. Как τ_1 , так и T практически не зависят ни от типа разрядника (РВС или РВМ), ни от крутизны фронта U' и амплитуды U грозовых волн, приходящих на подстанцию с линий.

Перенапряжения на остальном электрооборудовании также представляют собой униполярные колебательные волны, но менее правильной формы; в них часто проявляется наложение двух и более колебательных составляющих соизмеримой величины.

¹ В порядке обсуждения.

* Экспериментальная часть исследований выполнена Н. В. Цимерской.

Таблица 1

Сопоставление характеристик надежности грозозащиты трансформаторов 110 и 220 кВ при применении разрядников РВС и РВМ

№ п/п.	Тип подстанции	U_n , кВ	l_p , м	При разрядниках типа РВС			При разрядниках типа РВМ		
				U_d , %	l_n , км	M , лет	U_d , %	l_n , км	M , лет
1	Тупиковая	110	90	100	1,9 ¹	620	85	1,8	650
2	Пропускная	110	90	100	2,7 ²	160	85	2,2	200
3	Тупиковая	220	60	100	3,5 ³	300	85	3,3	310
4	Пропускная, схема с двойной системой сборных шин	220	90	100	2,7 ³	200	85	2,6	200
5	Пропускная, схема четырехугольная	220	90	100	2,2 ³	200	85	2,3	190
6	Многофидерная	220	90	100	1,8 ²	140	85	1,8	140

¹ Подход на деревянных опорах с горизонтальным расположением проводов.² Подход на двухцепных металлических и железобетонных опорах с двумя тросами.³ Подход на одноцепных опорах portalного типа.

Амплитуда U_{a1} перенапряжений на трансформаторах зависит от удаления l_p разрядников, от амплитуды U и особенно от крутизны фронта U' волны, набегающей с линий, от количества разрядников и их типа (РВС или РВМ).

Уменьшая расстояние l_p и крутизну U' набегающих волн, можно эффективно снижать амплитуду U_{a1} прозовых перенапряжений на силовых трансформаторах и на остальном электрооборудовании. При определенной схеме грозозащиты, когда расстояние l_p , длина защищенного подхода l_n (определяющая крутизну U' фронта волн, набегающих с линий) и количество разрядников заданы, применение улучшенных разрядников типа РВМ также обеспечивает существенное снижение амплитуды грозовых перенапряжений на подстанциях 110—220 кВ.

В табл. 1 приведены результаты исследования сопоставимых вариантов схем грозозащиты подстанций 110—220 кВ, различающихся между собой только типом защитных разрядников. При разрядниках типа РВС величина допустимой амплитуды U_d грозовых перенапряжений на трансформаторах принималась равной $U_{d110}=470$ кВ и $U_{d220}=920$ кВ. Эти значения, принятые в настоящее время для выбора схем грозозащиты, считались 100%-ными. При разрядниках РВМ значения U_d снижались на 15% ($U_d=85\%$).

В табл. 1 l_n представляет собой максимальную длину опасной зоны линий на подходах к подстанциям. Удары молнии в пределах l_n могут вызвать возникновение на подстанции опасных грозовых перенапряжений, т. е. перенапряжений с $U_{a1} > U_d$.

Величина M — показатель грозоупорности подстанций — представляет собой среднее число лет возникновения одного опасного грозового перенапряжения.

Данные табл. 1 показывают, что при применении разрядников типа РВМ снижение импульсного испытательного напряжения трансформаторов 110—220 кВ на 15% не приводит к изменению условий грозозащиты, которые имеют место при современных импульсных испытательных напряжениях (ГОСТ 1516-60) и при использовании разрядников типа РВС.

Внутренние перенапряжения. Исследование в сетях проводилось посредством автоматических реги-

страторов, разработанных в ЛПИ [Л. 4]. Применяемые схемы регистрации обеспечивают достаточную точность результатов [Л. 5]. Регистрация велась с 1960 по 1965 г. на 15 подстанциях 110—220 кВ в шести энергосистемах Союза. Среднее время наблюдения в одной точке превышает 12 мес. Суммарная длительность наблюдения по всем подстанциям составляет 5 205 суток. За это время записано свыше 1 400 фазоосциллограмм переходных процессов с перенапряжениями больше $1,15 U_{ф.с}^{**}$. Общая характеристика подстанций, на которых производилась регистрация, приведена в табл. 2. В табл. 2 даны также общие характеристики полученных результатов.

Как показано ранее [Л. 6], вероятность появления перенапряжений с большими амплитудами зависит в основном от типа выключателей и числа отходящих линий.

В соответствии с этим все подстанции, охваченные измерениями, были разбиты на три группы.

Группа I — подстанции 110—220 кВ с числом отходящих линий 2—4 и с выключателями, дающими опасные повторные зажигания дуги при отключении ненагруженных линий.

Группа II — подстанции 110—220 кВ с числом отходящих линий 2—4 и с выключателями без опасных повторных зажиганий дуги.

Группа III — подстанции 110—220 кВ с большим числом отходящих линий (более четырех).

В табл. 3 приведены статистические ряды, полученные при измерениях для подстанций каждой группы. Проверка показала удовлетворительную

****** Здесь $U_{ф.с}$ — амплитуда среднего рабочего напряжения фаза — земля в точке измерения.

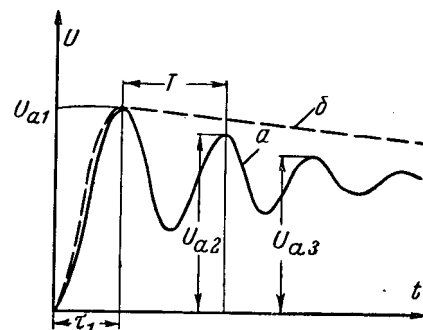


Рис. 1. Форма грозовых перенапряжений на силовых трансформаторах 110—220 кВ при типовых схемах грозозащиты.

U_{a1} , U_{a2} — амплитуды последовательных максимумов волны напряжения; t_1 — время первого максимума напряжения; T — период колебательной составляющей.

Таблица 2

Характеристика мест и результатов регистрации внутренних перенапряжений на подстанциях 110—220 кВ

Условное обозначение подстанций	Номинальное напряжение, кВ	Мощность трехфазного короткого замыкания, МВА	Характеристики отходящих линий		Характеристики выключателей		Тип делителя напряжения	Место подключения регистратора	Общая длительность регистрации, сутки	Число зарегистрированных фазовых перенапряжений с $k \geq 1,15$	Максимальная измеренная кратность перенапряжений на шинах подстанций
			Количество	Диапазон длины, км	Тип	Длительность паузы АПВ, сек					
Л1	220	3 700	3	12—240	МКП-274	0,8—3,2	ТН**	Сборные шины	710	319	2,2
Л2	220	2 500	2	156	АР-2507	—*	ТН	То же	242	47	2,1
У1	220	2 500	3	50—138	АР-2507	—	ТН		230	29	1,9
Л1	110	1 400	2	7—150	ВВН-110	—	Емкостный	" "	103	63	1,8
Д1	150	3 300	2	30	ВВ-154	—		" "	98	72	2,0
А2	220	4 600	4	150—245	ВВН-220	—	ТН	" "	783	182	1,8
Л3	220	3 000	3	20—240	ВВН-220	2,3—4,5	ТН	" "	513	202	1,7
Л5	220	2 700	3	4,2—218	ВВН-220	0,5—2,8	ТН	" "	112	134	1,5
Д6	220	5 300	3	63	ВВН-220	—	ТН	" "	135	18	1,6
Л3	110	2 400	5	4—39	ВВН-110	2,3—6	ТН	" "	235	18	1,3
Л3	220	3 600	7	20—240	ВВН-220	2,3—6	ТН	" "	434	113	1,6
У3	110	2 500	9	4,5—50	ВВН-110	—	ТН	" "	475	40	1,4
А1	110	3 000	7	2—72	ВВН-116	—	ТН	" "	430	29	1,4
А3	110	5 100	7	11—30	ВВН-110	—	ТН	" "	220	7	1,2
С1	220	6 300	5	—	МКП-220	6,8	Емкостный	ЛЭП	485	161	1,6

* Данные отсутствуют.

** Измерительный трансформатор напряжения типа НКФ.

совместимость данных измерений на отдельных подстанциях внутри каждой группы². Из анализа полученных данных [Л. 7] следует, что поток (во времени) внутренних перенапряжений на подстанциях приближенно можно рассматривать как стационарный пуассоновский поток. Такому потоку свойственна пропорциональность ожидаемого количества перенапряжений длительности наблюдения.

При обработке полученных данных было принято допущение, что законы распределения перенапряжений по кратности, полученные для опытных данных (см. табл. 3), сохраняют справедливость также для перенапряжений большей кратности, которые не были зарегистрированы при измерениях полученного объема ввиду малой вероятности их появления.

Это допущение приводит к некоторому завышению вероятности перенапряжений высокой кратности, однако при кратностях, меньших уставки разрядников, завышение не будет существенным.

Для каждой группы подстанций удалось получить формулу вида

$$k_{\tau} = 1,15 + \frac{1}{A} \ln(1,584a\tau), \quad (1)$$

где k_{τ} — расчетная кратность перенапряжений, которая может быть превзойдена на подстанции хотя бы на одной фазе в среднем один раз в τ лет;

a — среднее число перенапряжений в год с кратностью, больше моды \bar{k} . По данным измерений принято $\bar{k} = 1,15$. Значение a получено по опытным данным;

A — параметр распределения кратности перенапряжений.

² Статистический анализ полученных данных выполнен Ю. А. Михайловым.

На основании (1) построены графики значений $k_{\tau} \pm 2\sqrt{D}$, приведенные на рис. 2. Дисперсия D оценки k_{τ} учитывает неточность оценки моды \bar{k} закона распределения, неточность оценки среднегодового числа a перенапряжений с кратностью $k \geq \bar{k}$ и неточность оценки параметра закона распределения A .

Кривые рис. 2 позволяют непосредственно определить среднее число лет появления на подстанции хотя бы на одной фазе одного перенапряжения с кратностью $k \geq k_{\tau}$.

Данные рис. 2 характеризуют перенапряжения, воздействующие на электрооборудование, присоединенное к сборным шинам подстанции. При этом они не охватывают:

а) перенапряжений, воздействующих на электрооборудование линейных ячеек при коммутациях, во время которых это электрооборудование отключено или отключается от шин подстанции (например, перенапряжения на разомкнутом конце при отключении ненагруженной линии);

б) перенапряжений, воздействующих на изоляцию трансформаторов при отключении холостых трансформаторов.

Таблица 3

Ряды распределения измеренного количества перенапряжений различной кратности на шинах подстанций 110—220 кВ

Группа подстанций	Число перенапряжений (на всех трех фазах), равных или выше заданной кратности $k \pm 0,05$											
	1,15	1,25	1,35	1,45	1,55	1,65	1,75	1,85	1,95	2,05	2,15	2,25
I	395	283	193	114	74	44	29	19	11	6	3	—
II	676	329	166	60	23	12	4	1	1	—	—	—
III	368	111	36	5	2	—	—	—	—	—	—	—

Электрооборудование линейных ячеек, которое при коммутациях отделяется от сборных шин и остается связанным с линиями, должно иметь изоляцию, рассчитанную на перенапряжения на линиях. Последние имеют существенно большую вероятность высоких кратностей.

Перенапряжения при отключении холостых трансформаторов могут иметь быстро затухающую колебательную составляющую с высокой амплитудой. Однако эти перенапряжения связаны с относительно небольшим запасом энергии электромагнитных колебаний и поэтому легко ограничиваются грозозащитными разрядниками до величины, определяемой пробивным напряжением искровых промежутков разрядников.

Перенапряжения и испытательные напряжения трансформаторов. В настоящее время в союзной практике принято следующее соотношение «выдерживаемой» кратности внутренних перенапряжений $k_{\text{выд}}$ и одноминутного испытательного напряжения 50 гц $U_{1\text{м}}$ изоляции силовых трансформаторов:

$$k_{\text{выд}} = \frac{U_{1\text{м}}}{U_{\text{ф.м.р}}} 1,35 \cdot 0,9, \quad (2)$$

где $U_{\text{ф.м.р}}$ — наибольшее рабочее фазное напряжение;

1,35 — коэффициент, учитывающий кратковременность воздействия внутренних перенапряжений;

0,9 — коэффициент, учитывающий старение изоляции при неоднократном воздействии перенапряжений с кратностью $k \geq k_{\text{выд}}$.

Максимальная «пробивная» кратность внутренних перенапряжений обычно считается равной $k_{\text{проб}} = 1,1 k_{\text{выд}}$.

При значениях $U_{1\text{м}}$ по ГОСТ 1516-60 для трансформаторов 110—200 кВ по (2) получаются следующие значения кратности: $k_{\text{выд}} = 3,3$; $k_{\text{проб}} = 3,6$. Согласно рис. 2 для подстанций группы I перенапряжения с кратностью $k \geq k_{\text{проб}} = 3,6$ с надежностью 90% возникают в среднем один раз в $\tau = 250$ лет. Для подстанций с выключателями современного типа без опасных повторных зажигания дуги (группа II) путем экстраполяции получается $\tau > 10^5$ лет.

Данные табл. 1 и полученные значения τ позволяют сделать следующие выводы:

а) при использовании разрядников типа РВС и выключателей старых типов испытательные напряжения по ГОСТ 1516-60 обеспечивали приблизительно одинаковую надежность изоляции трансформаторов 110—220 кВ при воздействии как грозových, так и внутренних перенапряжений. Эта надежность характеризуется вероятностью воздействия опасных грозových и внутренних перенапряжений в среднем один раз в несколько сотен лет;

б) использование разрядников типа РВМ и воздушных выключателей без опасных повторных зажигания дуги снижает уровень воздействующих перенапряжений, что приводит к несоответствию испытательных напряжений по ГОСТ 1516-60 уровню перенапряжений, т. е. к излишним запасам изоляции силовых трансформаторов 110—220 кВ.

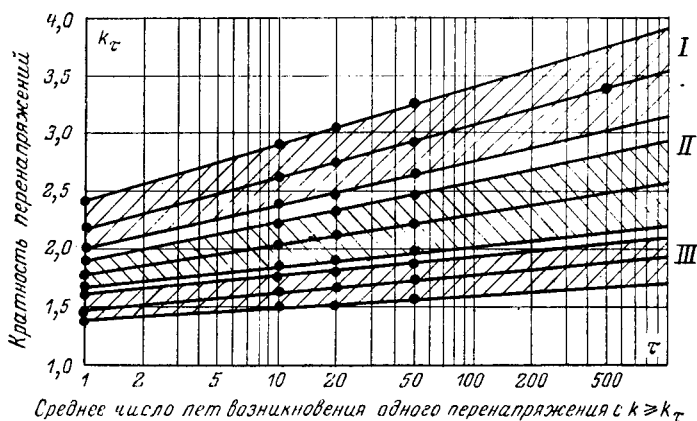


Рис. 2. Среднее число лет τ возникновения перенапряжений с кратностью больше заданной по оси ординат.

I — для подстанций группы I; II — для подстанций группы II; III — для подстанций группы III, заштрихованы области интервала надежности 90%.

Создалась необходимость введения сниженных испытательных напряжений. При строгой постановке задача должна решаться на основе минимизации суммарных ежегодных издержек, учитывающих с одной стороны удешевление трансформаторов и снижение потерь энергии, с другой — увеличение ущерба от повышения вероятности повреждения при снижении запасов изоляции. В принципе эта задача не представляет затруднений, но, кроме статистики перенапряжений, дополнительно необходимы статистические характеристики изоляции трансформаторов при перенапряжениях и статистика ущерба при аварийных повреждениях трансформаторов. Эти дополнительные данные в настоящее время еще недостаточно подготовлены. Поэтому в настоящей работе рассмотрено лишь то снижение запасов изоляции, которое обеспечивается достигнутым прогрессом в выключателях и разрядниках 110—220 кВ при условии, что надежность изоляции сохраняется на прежнем уровне, т. е. при сохранении M (см. табл. 1) и $\tau = 250$ лет. Для подстанций с выключателями нового типа согласно кривой 2 рис. 2 при $\tau = 250$ лет (с надежностью 90%) $k_{\text{проб}} = 2,68$, $k_{\text{выд}} = 2,43$. По формуле (2) одноминутное испытательное напряжение, эквивалентное этим перенапряжениям, равно:

$$U_{1\text{м}} = 2U_{\text{ф.м.р}}. \quad (3)$$

Внутренние перенапряжения воздействуют главным образом на главную изоляцию трансформаторов. Импульсные грозových перенапряжения представляют опасность как для главной, так и для продольной изоляции. В современных конструкциях обеспечивается внутренняя защита продольной изоляции трансформаторов. Поэтому в практике нашел широкое применение пересчет электрической прочности изоляции трансформаторов при импульсных перенапряжениях и электрической прочности при внутренних перенапряжениях посредством коэффициента 0,8—0,85. В союзной практике при грозových перенапряжениях выдерживаемое напряжение U_d принято приблизительно равным амплитуде полной испытательной волны U_0 без учета коэффициентов 0,9, как при внутренних перенапряже-

Таблица 4

Испытательные напряжения изоляции уровня II
для трансформаторов 110—220 кВ

$k_{в.эфф}$	Импульсные			Одноми- нутное при 50 ец, $k_{в.эфф}$	В процен- тах от зна- чений ГОСТ 1516-60
	при пол- ной вол- не U_0 $k_{в.макс}$ с возбуж- дением	при сре- занной волне, $k_{в.макс}$	U_0 в про- центах от значений ГОСТ 1516-60		
110	350	390	83	146	73
150	480	530	82	200	73
220	700	770	84	292	73

Примечание. Амплитуда срезанной испытательной волны принята на 10% выше амплитуды полной испытательной волны.

ниях по формуле (2). Поэтому значение U_0 может быть найдено по формуле (4), в которой $k_{проб} = \frac{k_{в.д}}{0,9}$:

$$U_0 = \frac{\sqrt{2} k_{проб} U_{ф.м.р.}}{0,8} \approx 4,8 U_{ф.м.р.} \quad (4)$$

В табл. 4 приведены значения испытательного напряжения трансформаторов 110—220 кВ, полученные по (3) и (4). Данные табл. 1 показывают, что при применении разрядников типа РВМ введение импульсных испытательных напряжений табл. 4 не приведет к снижению надежности грозозащиты трансформаторов.

Таким образом, изложенные результаты исследования грозовых и внутренних перенапряжений обосновывают предложение о введении двух уровней изоляции трансформаторов 110—220 кВ: уровня I с испытательными напряжениями по ГОСТ 1516-60 и уровня II с испытательными напряжениями по табл. 4 настоящей работы.

Трансформаторы с изоляцией уровня I должны устанавливаться на всех подстанциях с выключателями, дающими опасные повторные зажигания, а также на подстанциях с одной отходящей линией независимо от типа выключателей. Подстанции с трансформаторами, имеющими изоляцию уровня I, могут защищаться вентильными разрядниками типа РВС.

Трансформаторы с изоляцией уровня II могут устанавливаться на подстанциях с числом линий две и более и с выключателями без опасных повторных зажиганий дуги. При трансформаторах с изоляцией уровня II подстанции должны защищаться вентильными разрядниками типа РВМ. Пробивные напряжения искровых промежутков этих разрядников при 50 Гц согласуются с предложенными испытательными напряжениями изоляции уровня II, что обеспечивает ее защиту от перенапряжений при отключении холостых трансформаторов при условии, что между разрядниками и

трансформаторами не будет коммутирующих аппаратов.

В настоящее время около половины подстанций 110—220 кВ в энергосистемах Союза оборудованы воздушными выключателями без опасных повторных зажиганий дуги; все вновь вводимые подстанции также оборудуются этими выключателями. Число подстанций 110—220 кВ, работающих с одной отходящей линией, в энергосистемах сравнительно невелико (10—20%). Поэтому трансформаторы с изоляцией уровня II могут найти широкое применение.

Проведенные расчеты показывают, что применение трансформаторов с изоляцией уровня II обеспечивает экономию капитальных затрат в энергосистемах в размере около 80 руб. и ежегодную экономию потерь электроэнергии в размере около 4,6 руб. на каждый 1 МВА установленной мощности трансформаторов 110—220 кВ.

Предлагаемое в табл. 4 снижение испытательных напряжений повышает рабочие градиенты изоляции силовых трансформаторов, определяющие их надежность при длительном воздействии рабочего напряжения. Так как согласно (3) предлагаемое одномоментное испытательное напряжение 50 Гц вдвое превышает максимальное рабочее напряжение изоляции, можно считать, что при правильно выбранной конструкции и высокой технологической дисциплине производства повышение рабочих градиентов не вызовет повышения аварийности трансформаторов при рабочем напряжении. Это предположение основывается, в частности, на опыте эксплуатации трансформаторов сверхвысокого напряжения и подтверждается опытом проектирования трансформаторов напряжением 750 кВ и выше с изоляцией, рассчитанной на $k_{в.д} \leq 2,0$.

Литература

1. Половой И. Ф., Грозозащита подстанций и вращающихся машин, серия Итоги науки и техники, ВИНТИ, 1956.
2. Dillard J. K., Armstrong H. R., Hileman A. R., Lightning protection in a 120-kV station-field and laboratory studies, AJEE Trans., part III, B, vol. 73, 1954.
3. Половой И. Ф., Форма грозовых перенапряжений на силовых трансформаторах, Труды ЛПИ, № 242, изд-во «Энергия», 1965.
4. Гребешков С. С., Ковалев Н. А., и др. Автоматический регистратор внутренних перенапряжений, сб. «Электрооборудование промышленных предприятий», вып. 14, ЦИНТЭИН, 1961.
5. Ивашев В. В., Михайлов Ю. А. и др., Присоединения автоматических регистраторов внутренних перенапряжений к высоковольтным сетям, Изв. вузов, Энергетика, 1964 № 6.
6. Артемьев Д. Е., Беляков Н. Н. и др., Уровни внутренних перенапряжений в сетях 110—220 кВ. CIGRE, 1962.
7. Михайлов Ю. А. и Половой И. Ф., Результаты регистрации внутренних перенапряжений на подстанциях 110—220 кВ в условиях эксплуатации, «Электрические станции», 1967, № 1.

[2.1.1967]



Критериальное уравнение оптимального пролета ЛЭП

Канд. техн. наук В. В. МИХАЙЛОВ

ЭНИН им. Г. М. Кржижановского

Затраты на сооружение электрических сетей и линий электрических передач (ЛЭП) составляют значительную долю суммарных затрат энергетического строительства, поэтому возможность удешевления строительства ЛЭП представляет большой практический интерес.

Рассмотрение структуры затрат на сооружение ЛЭП показывает, что расходы на провода и их монтаж составляют 20—35%, а остальные 80—65% * расходуются на опоры, основания под опоры, изоляцию, заземление.

Выбор сечения проводов связан с мощностью и энергией ЛЭП, ее протяженностью и решается при оптимизации передачи электрической энергии.

При выборе конструкции опор и пролета ЛЭП заданным является сечение провода, напряжение и расчетные климатические условия, поэтому оптимальное решение этой части ЛЭП является самостоятельной задачей, что и рассмотрено ниже.

Критерием выбора оптимального варианта является минимум расчетных затрат

$$Z = I + EK,$$

где Z — расчетные затраты;

I — ежегодные издержки;

K — расчетные капитальные затраты;

E — нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений.

Это выражение может быть представлено в виде

$$Z = I' + (a + E)K,$$

где a — доля амортизационных отчислений.

Капитальные затраты на сооружение ЛЭП (для заданных сечения проводов, напряжения электропередачи и трассы) определяются выбранным пролетом линии. Увеличение пролета сокращает число опор на линии, но приводит к утяжелению опор, т. е. к удорожанию их. Ежегодные издержки на содержание и ремонт линии (без учета амортизационных отчислений) от значения пролета линии практически не зависят.

Следовательно, в данном случае минимум расчетных затрат определяется минимумом капитальных вложений, а выбор оптимального варианта сводится к выбору оптимального пролета.

Капитальные затраты на сооружение ЛЭП зависят от нормативных условий расчета, сечения проводов, материала опор и оснований под опоры, конъюнктурных и других факторов.

Выбор оптимального пролета производится при проектировании серии типовых опор, при этом используются определенными ценами на материал опор и изоляции, стоимостью производства монтажа, а также действующими «Правилами устройств».

Несмотря на то, что при заданных условиях функция пролета вблизи оптимума пролета имеет пологий вид, оптимальный пролет нельзя рассматривать как нечто постоянное. Он будет меняться при изменении конструкций и стоимостных показателей, условий прохождения трассы, условий сооружения оснований под опоры, используемых материалов и механизмов, организации работ и др.

Громоздкость вычислений при отыскании оптимального пролета затрудняет оценку соответствия принятого пролета оптимальному при новых условиях. Необходимость же такой оценки увеличивается, в особенности в связи с ростом объема сетевого строительства и сооружения протяженных сетей на малообжитой территории.

Поэтому представляет интерес вывод универсального выражения оптимального пролета.

Функционал затрат на 1 км ЛЭП можно представить в следующем виде:

$$\left. \begin{aligned} Z &= n(z_0 + z_{м.о} + z_{ф} + z_{м.ф} + z_{и1} + \\ &\quad + z_{и2} + z_{т.о} + z_{т.ф} + z_{п.т}); \\ Z &= z_0 + z_{м.о} + z_{ф} + z_{м.ф} + z_{и1} + \\ &\quad + z_{и2} + z_{т.о} + z_{т.ф} + z_{п.т}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где z_0 и $z_о$ — стоимость изготовления одной промежуточной опоры и всех промежуточных опор 1 км линии соответственно;

$z_{м.о}$, $z_{м.о}$ — то же, но монтажа опор;

$z_{ф}$, $z_{ф}$ — то же, но изготовления оснований под опоры;

$z_{м.ф}$, $z_{м.ф}$ — то же, но монтажа оснований;

$z_{п.т}$, $z_{п.т}$ — то же, но монтажа проводов и трасс;

$z_{и1}$, $z_{и1}$ — то же, но изоляции опоры;

$z_{и2}$, $z_{и2}$ — то же, но заземления опоры;

$z_{т.о}$, $z_{т.о}$ — то же, но транспорта опор;

$z_{т.ф}$, $z_{т.ф}$ — то же, но транспорта оснований;

$n = \frac{1}{l}$ — число опор на 1 км линии;

l — пролет, км.

Стоимости монтажа проводов и тросов как малозависящие от пролета из рассмотрения можно исключить.

Поскольку отыскание минимума затрат сводится к отысканию оптимального пролета, целесообразно элементы затрат выразить в формуле (1) функциональными зависимостями $f(l)$, которые имеют вид, приведенный в табл. 1. В ней коэффициенты a_1 , a_2 , b_1 , b_2 , k_1 и k_2 зависят от расчетных условий, типа и материала опор; коэффициенты a_1 , a_2 , a_3 , a_4 , a_5 , a_6 , a_7 и a_8 есть стоимостные показатели изготовления, монтажа и транспорта опор и

* Во Франции ЛЭП сооружаются с большим пролетом, поэтому доля указанных затрат составляет 50%.

Элементы затрат	Формулы для определения элементов затрат	
	На одну опору $f(l)$	На 1 км линии $f(l)$
Вес опоры	$G_0 = a_1 + b_1 l^{k_1}$	$G_1 = \frac{1}{l} G_0 = \frac{a_1}{l} + b_1 l^{k_1-1}$
Стоимость изготовления опор	$z_0 = \alpha_1 G_0$	$z_0 = \alpha_1 G_1 = \alpha_1 \left(\frac{a_1}{l} + b_1 l^{k_1-1} \right)$
Стоимость монтажа опор	$z_{м.о} = \alpha_2 + \alpha_3 G_0$	$z_{м.о} = \frac{1}{l} (\alpha_2 + \alpha_3 G_0) = z_{м.о1} + z_{м.о2}$
		$z_{м.о1} = \alpha_2 \frac{1}{l}; z_{м.о2} = \alpha_3 \left(\frac{a_1}{l} + b_1 l^{k_1-1} \right)$
Вес основания	$G_\phi = a_2 + b_2 l^{k_2}$	$G_2 = \frac{a_2}{l} + b_2 l^{k_2-1}$
Стоимость изготовления оснований	$z_\phi = \alpha_4 G_\phi$	$z_\phi = \alpha_4 \left(\frac{a_2}{l} + b_2 l^{k_2-1} \right)$
Стоимость монтажа оснований	$z_{м.ф} = \alpha_5 + \alpha_6 G_\phi$	$z_{м.ф} = \frac{1}{l} (\alpha_5 + \alpha_6 G_\phi) = z_{м.ф1} + z_{м.ф2}$
		$z_{м.ф1} = \alpha_5 \frac{1}{l}; z_{м.ф2} = \alpha_6 \left(\frac{a_2}{l} + b_2 l^{k_2-1} \right)$
Стоимость транспорта опор	$z_{т.о} = \alpha_7 G_0$	$z_{т.о} = \alpha_7 \left(\frac{a_1}{l} + b_1 l^{k_1-1} \right)$
Стоимость транспорта оснований	$z_{т.ф} = \alpha_8 G_\phi$	$z_{т.ф} = \alpha_8 \left(\frac{a_2}{l} + b_2 l^{k_2-1} \right)$
Стоимость изоляции	$z_{и2}$	$z_{и1} = z_{и2} \frac{1}{l}$
Стоимость заземления	$z_{п2}$	$z_{п1} = z_{п2} \frac{1}{l}$

оснований. Приведем размерность всех элементов таблицы.

Элементы	Размерность
$z_0, z_\phi, z_{м.о}, z_{м.ф}, z_{т.о}, z_{т.ф}, z_{и1}, z_{и2}$	тыс. руб/км
a_1, a_2, G_0, G_ϕ	км
G_1, G_2, b_1, b_2	т
k_1, k_2	т/км
$\alpha_1, \alpha_3, \alpha_4, \alpha_6, \alpha_7, \alpha_8$	тыс. руб/т
$\alpha_2, \alpha_5, z_{и1}, z_{и2}$	тыс. руб.

Для нахождения оптимального пролета в универсальной форме удобно воспользоваться методами теории подобия, в частности методом «базовой точки»¹, при котором отыскание минимума расчетных затрат заменяется отысканием минимума относительного изменения расчетных затрат:

$$\delta z = \frac{z - z'}{z'} = \frac{z}{z'} - 1, \quad (2)$$

где z' — расчетные затраты некоторого базового пролета.

** В ряде случаев может оказаться удобнее использовать размерность G в м³. Соответственно изменится размерность других элементов.

¹ Арсеньев Ю. Д., Применение теории подобия к задачам по выбору оптимальных параметров энергетических установок (метод базовой точки), сб. «Технико-экономические вопросы в энергетике», изд-во «Наука», 1965.

Изменение расчетных затрат относительно базового пролета можно записать как

$$\delta z = \bar{z}'_0 \delta z_0 + \bar{z}'_{м.о} \delta z_{м.о1} + \bar{z}'_{м.о2} \delta z_{м.о2} + \bar{z}'_\phi \delta z_\phi + \bar{z}'_{м.ф1} \delta z_{м.ф1} + \bar{z}'_{м.ф2} \delta z_{м.ф2} + \bar{z}'_{и1} \delta z_{и1} + \bar{z}'_{и2} \delta z_{и2} + \bar{z}'_{т.о} \delta z_{т.о} + \bar{z}'_{т.ф} \delta z_{т.ф}, \quad (3)$$

где $\bar{z}'_0 = \frac{z'_0}{z'}$, $\bar{z}'_{м.о1} = \frac{z'_{м.о1}}{z'}$ и т. д. — относительные составляющие затрат в базовой точке;

$\delta z_0 = \frac{z_0}{z'_0} - 1$, $\delta z_{м.о1} = \frac{z_{м.о1}}{z'_{м.о1}} - 1$ и т. д. — относительные изменения составляющих расчетных затрат.

Заменим переменное l в функциях, приведенных в таблице, на π , где $\pi = \frac{l}{l'}$.

Нетрудно показать, что относительные изменения составляющих расчетных затрат соответственно равны:

$$\delta z_0, \delta z_{м.о2}, \delta z_{т.о} = \frac{\frac{a_1}{\pi} + b_1 (l')^{k_1} \pi^{k_1-1}}{G'_0} - 1;$$

$$\delta z_{м.о1}, \delta z_{м.ф1}, \delta z_{и1}, \delta z_{и2} = \frac{1}{\pi} - 1;$$

$$\delta z_\phi, \delta z_{м.ф2}, \delta z_{т.ф} = \frac{\frac{a_2}{\pi} + b_2 (l')^{k_2} \pi^{k_2-1}}{G'_\phi} - 1.$$

Тогда после соответствующей подстановки выражение (3) примет вид:

$$\begin{aligned} \delta Z = & (\bar{Z}'_0 + \bar{Z}'_{м.02} + \bar{Z}'_{т.0}) \delta Z_0 + \\ & + (\bar{Z}'_{м.01} + \bar{Z}'_{м.ф1} + \bar{Z}'_{н1} + \bar{Z}'_{н2}) \delta Z_{м.01} + \\ & + (\bar{Z}'_{ф} + \bar{Z}'_{м.ф2} + \bar{Z}'_{т.ф}) \delta Z_{ф}. \end{aligned} \quad (4)$$

Разделив обе части выражения (4) на $\bar{Z}'_{ф} + \bar{Z}'_{м.ф2} + \bar{Z}'_{т.ф} = \psi'$, получим:

$$\frac{\delta Z}{\psi'} = \tau'_1 \delta Z_0 + \tau'_2 \delta Z_{м.01} + \delta Z_{ф}, \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} \tau'_1 = & \frac{Z'_0 + Z'_{м.02} + Z'_{т.0}}{Z'_{ф} + Z'_{м.ф2} + Z'_{т.ф}}; \\ \tau'_2 = & \frac{Z'_{м.01} + Z'_{м.ф1} + Z'_{н1} + Z'_{н2}}{Z'_{ф} + Z'_{м.ф2} + Z'_{т.ф}}. \end{aligned}$$

Взяв производную функции (5) по переменной π , приравняв ее к нулю и проведя ряд упрощений, получим выражение минимума расчетных затрат:

$$\pi^{k_2} + \theta'_1 \pi^{k_1} = \theta'_2, \quad (6)$$

где

$$\theta'_1 = \frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7}{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8} \frac{b_1(k_1 - 1)(l')^{k_1}}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}}; \quad (7)$$

$$\begin{aligned} \theta'_2 = & \frac{a_2}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}} + \\ & + \frac{1}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}} \frac{\alpha_2 + \alpha_5 + \alpha_{н1} + \alpha_{н2}}{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8} + \\ & + \frac{a_1}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}} \frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7}{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8}. \end{aligned} \quad (8)$$

Из (6) можно найти $\pi_{опт}$.

Критерии θ'_1 и θ'_2 можно представить в следующем виде:

$$\theta'_1 = \lambda_1 A; \quad (9)$$

$$\theta'_2 = B + C \lambda_2^3 + D \lambda_1, \quad (10)$$

где

$$\lambda_1 = \frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7}{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8};$$

$$\lambda_2 = \frac{\alpha_2 + \alpha_5 + \alpha_{н1} + \alpha_{н2}}{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8};$$

$$A = \frac{b_1(k_1 - 1)(l')^{k_1}}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}};$$

$$B = \frac{a_2}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}};$$

$$C = \frac{1}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}};$$

$$D = \frac{a_1}{b_2(k_2 - 1)(l')^{k_2}}.$$

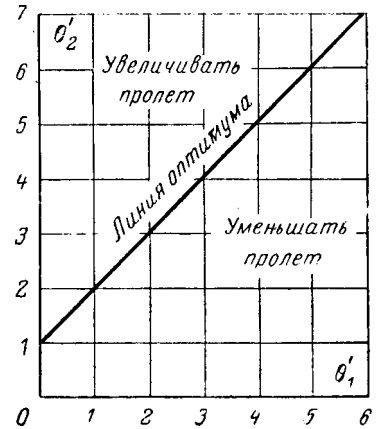


Рис. 1.

При постоянных A , B , C и D и переменных λ_1 и λ_2 уравнение (6) дает область оптимальных пролетов для данного типа опор и данных расчетных условий при изменении стоимостных показателей изготовления и монтажа опор, а также при изменении материала опор.

При постоянных λ_1 и λ_2 получим область оптимальных пролетов в различных конструкциях опор (коэффициенты a_1 , b_1 , k_1) и оснований под опоры (a_2 , b_2 , k_2) для различных расчетных условий.

В частном случае базовое значение пролета l' равно оптимальному пролету $l_{опт}$; при этом $\pi = 1$ и из уравнения (6) можно получить следующее условие оптимальности:

$$\theta'_2 = 1 + \theta'_1. \quad (11)$$

График по уравнению (12), приведенный на рис. 1, позволяет проверить оптимальность принятого пролета для любых ЛЭП. Достаточно подсчитать θ'_1 и θ'_2 для данного пролета l' . Если точка с координатами θ'_1 и θ'_2 ляжет вблизи прямой

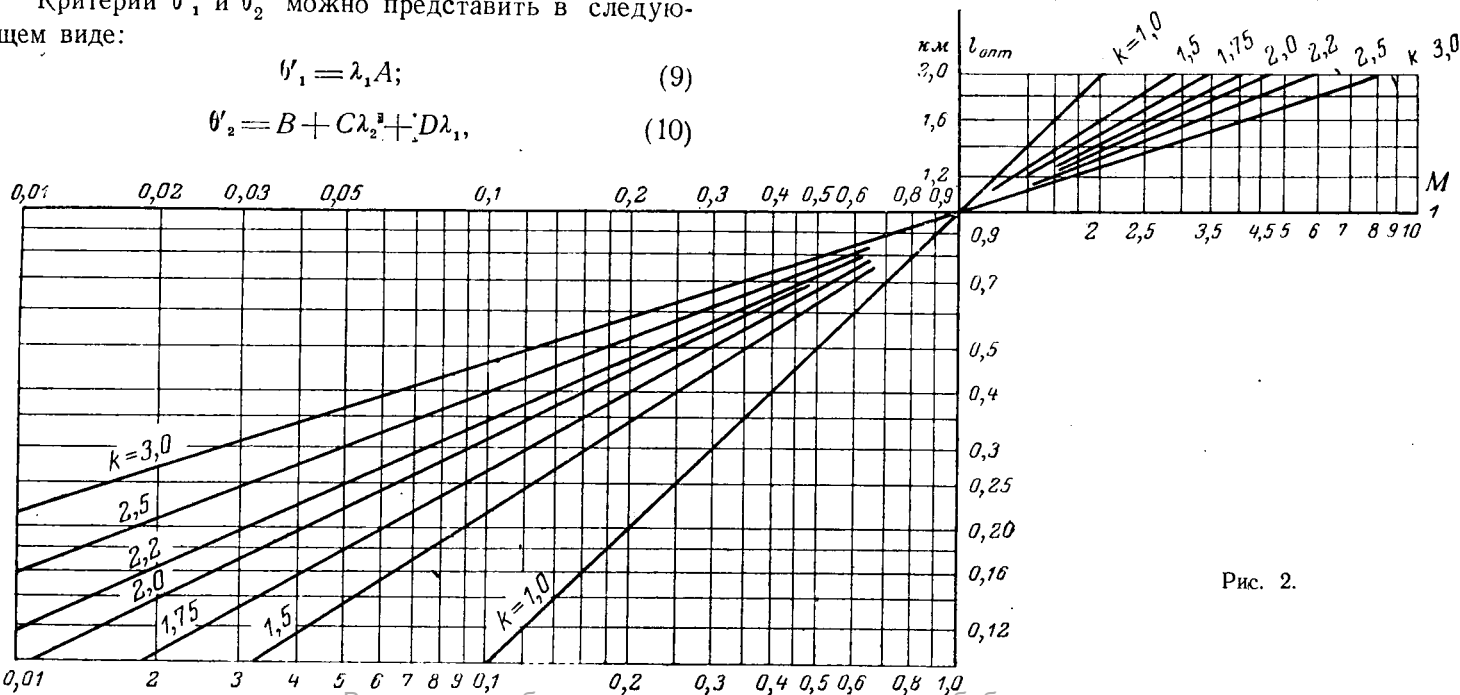


Рис. 2.

$\theta'_2 = 1 + \theta'_1$, то пролет l' является оптимальным. Если же точка легла ниже прямой, то оптимальный пролет будет больше принятого, если выше — то меньше принятого.

Полученные критериальные зависимости (6) и (11) являются универсальными и пригодны для любых базовых значений пролета.

Анализ показал, что обычно $\theta'_1 \geq 3,5$; с учетом этого согласно (11) $\theta'_2 \approx \theta'_1$. Тогда условие оптимальности запишется так:

$$\tau = \frac{\theta'_1}{\theta'_2} = \frac{(k_1 - 1) b_1 (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7) (l')^{k_1}}{a_1 (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7) + a_2 (\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8) + \alpha_2 + \alpha_5 + z_{н1} + z_{н2}} = 1. \quad (12)$$

Если для рассматриваемого пролета $\tau < 1$, то для достижения оптимального решения необходимо увеличивать пролет; если $\tau > 1$, то пролет следует уменьшать.

Решая (12) относительно l' , можно найти непосредственно выражение для $l_{\text{опт}}$:

$$\lg l_{\text{опт}} = \frac{\lg M}{k_1}, \quad (13)$$

где

$$M = \frac{1}{b_1 (k_1 - 1)} \left(a_1 + a_2 \frac{\alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8}{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7} + \frac{\alpha_2 + \alpha_5 + z_{н1} + z_{н2}}{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_7} \right). \quad (14)$$

В прямоугольной системе координат с логарифмической шкалой уравнение (13) представится семейством прямых, проходящих через начало координат с наклоном, определяемым значением k_1 (рис. 2). Зная $a_1, a_2, b_1, \alpha_1 \div \alpha_8, z_{н1}, z_{н2}$ и k_1 по рис. 2 можно найти $l_{\text{опт}}$.

Следует помнить, что уравнение (13) имеет место только при $\theta'_1 \geq 3,5$ и что во всех других наших выражениях должна быть выдержана размерность в соответствии с указанным выше.

Выводы. 1. Одним из путей снижения стоимости сооружения электрических сетей и линий электропередачи является строительство их при оптимальных пролетах.

Громоздкость вычислений при отыскании оптимальности пролета затрудняет оценку соответствия принятого пролета оптимальному в данных условиях, что приводит к нерациональным решениям.

2. Полученные универсальные выражения позволяют легко находить оптимальный пролет ЛЭП при заданных условиях сооружения ЛЭП.

Приложение 1. Порядок отыскания функций $z=f(l)$. Организация, проектирующая опоры ЛЭП, ведет расчет опор и оснований под опоры для нескольких пролетов (достаточно 2—4), причем «крайние» пролеты должны быть заведомо больше и меньше оптимального при заданных условиях.

Для заведомо неоптимального пролета достаточно ограничиться только определением веса опор.

По полученным данным строятся зависимости $G_o=f(l)$ и $G_\phi=f(l)$.

Когда опора закрепляется непосредственно в грунте, необходимость отыскания $G_\phi=f(l)$ отпадает. Часть опоры, погружаемая в грунт, учитывается в весе опоры.

По полученным графикам находятся зависимости:

$$G_o = a_1 + b_1 l^{k_1};$$

$$G_\phi = a_2 + b_2 l^{k_2}.$$

Эти зависимости должны быть указаны в технической документации на принятый тип опор.

Составляются таблицы стоимости изготовления 1 т (1 м³) опор и оснований под опоры (a_1, a_4), а также определяется и стоимость монтажа фундаментов под опоры и опор. Затем находятся зависимости:

$$z_{м.ф} = a_5 + a_6 G_\phi \text{ и } z_{м.о} = a_2 + a_3 G_o.$$

В тех случаях, когда опора закрепляется непосредственно в грунте, стоимость подготовки котлована под опору можно учитывать в стоимости монтажа опор.

Кроме того, составляются таблицы стоимости перевозок 1 т (1 м³) опор и их оснований (a_7, a_8), а также стоимости изоляции и заземления опор соответствующих типов ($z_{н1}, z_{н2}$).

Размерность всех величин должна соответствовать указанной выше.

Приложение II. Примеры расчета. 1. Линия электропередачи 220 кВ сооружается на опорах типа П-23 в 1-м гололедном районе, провод АСО-300. Опоры устанавливаются на подножниках типа Ф-3.

Для рассматриваемого типа опор и фундаментов получены зависимости:

$$G_o = 1 + 11,6 l^{1,5} \text{ м } (a_1 = 1; b_1 = 11,6; k_1 = 1,5);$$

$$G_\phi = 0,6 + 7 l^{1,1} \text{ м } (a_2 = 0,6; b_2 = 7; k_2 = 1,1).$$

Стоимость изготовления металлоконструкций опоры $a_1 = 241$ руб/т. Постоянная составляющая стоимости монтажа опоры $a_2 = 35,8$ руб/т. Переменная составляющая стоимости монтажа опоры (зависящая от веса опоры) $a_3 = 25,2$ руб/т. Стоимость 1 м³ основания под опору $a_4 = 187$ руб/т. Постоянная составляющая стоимости монтажа основания под опору $a_5 = 35,8$ руб/т. Переменная составляющая стоимости монтажа основания под опору $a_6 = 25,2$ руб/т. Стоимость транспорта опор и оснований под опору включена в стоимость монтажа, т. е. $a_7 = 0; a_8 = 0$. Стоимость изоляции линии одной опоры (три гирлянды изоляторов с крепежной арматурой) $z_{н1} = 45$ руб. Стоимость заземления одной опоры $z_{н2} = 60$ руб.

Требуется проверить оптимальность выбранного пролета $l = 495$ м.

Решение. По выражению (14)

$$M = \frac{1}{11,6 \cdot (1,5 - 1)} \left(1 + 0,6 \frac{187 + 25,2}{241 + 25,2} + \frac{35,8 + 35,8 + 45 + 60}{241 + 25,2} \right) = 0,369.$$

По графику рис. 2 находим ($M = 0,369; k = 1,5$) $l_{\text{опт}} = 500$ м, т. е. выбранный пролет 495 м является оптимальным.

2. Для линии, рассмотренной в первом примере, оценить изменение оптимального пролета при сооружении ее на болотистых грунтах, если при этом $G_{\text{ср}} = 1,1 + 9 l^{1,2}$, т. е. $a_2 = 1,1, a_3 = 50$ руб/т, $a_3 = 31$ руб/т.

$$M = \frac{1}{11,6 (1,5 - 1)} \left(1 + 1,1 \frac{187 + 31}{241 + 25,2} + \frac{35,8 + 50 + 45 + 60}{241 + 25,2} \right) = 0,45.$$

По графику рис. 2 находим ($M = 0,45; k = 1,5$) $l_{\text{опт}} = 580$ м.

3. Оценить изменение оптимального пролета для линии, рассмотренной в первом примере, если стоимость 1 т металлоконструкций опоры возросла на 50% ($a_1 = 361$ руб).

Подсчитываем:

$$M = \frac{1}{11,6 (1,5 - 1)} \left(1 + 0,6 \frac{187 + 25,2}{361 + 25,2} + \frac{35,8 + 35,8 + 45 + 60}{361 + 25,2} \right) = 0,308.$$

По графику рис. 2 находим ($M = 0,308; k = 1,5$) $l_{\text{опт}} = 450$ м.

[5.7.1966]



Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ

Канд. техн. наук А. И. ЯКОБС, канд. техн. наук С. И. КОСТРУБА
и инж. В. Т. ЖИВАГО

Всесоюзный научно-исследовательский институт электрификации сельского хозяйства

Введение. Качество заземляющих устройств в зависимости от их назначения определяется электрическими параметрами: сопротивлением и степенью неоднородности в распределении электрического потенциала (максимальными значениями напряжения на теле человека при прикосновении и шаге). При проектировании заземлителей должны удовлетворяться требования надежности и максимальной экономичности (минимум расчетных затрат при сооружении и эксплуатации). Стоимость и надежность заземляющих устройств зависят прежде всего от их конструктивных параметров, которые должны определяться с учетом влияющих на электрические характеристики заземлителей основных реальных факторов: неоднородности удельного сопротивления ρ по глубине верхних слоев земли и сезонных изменений ρ активного¹ слоя.

Для учета неоднородности по глубине верхних слоев земли с 1954 г. применяется [Л. 1] принципиально новая математическая (расчетная) модель в виде двухслойного проводящего полупространства, однородного по ρ в пределах слоя (рис. 1). Применение этой модели дает хорошее приближение к действительной картине изменения ρ по глубине верхних слоев земли, но связано со значительными более сложными и громоздкими расчетами по сравнению со случаем земли с однородным ρ . Это потребовало применения для расчета заземлителей электронных цифровых вычислительных машин (ЭЦВМ).

В США в 1963 г. были опубликованы два доклада IEEE [Л. 2 и 3], в которых приводились номограммы для расчета действующего значения удельного сопротивления — ρ_d двухслойной электрической структуры верхних слоев земли в случае применения заземляющих сеток без вертикальных элементов. Расчеты были выполнены с помощью ЭЦВМ. В СССР в 1963 г. были разработаны, а в 1964 г. опубликованы [Л. 4] алгоритмы расчета собственных и взаимных сопротивлений элементов сложных заземлителей, расположенных в земле с четко выраженной по глубине двухслойной структурой ρ . С помощью ЭЦВМ «Минск» по алгоритмам [Л. 4] были проведены расчеты, результаты которых вошли в подробные справочные таблицы собственных и взаимных сопротивлений горизонтальных и вертикальных элементов сложных заземлителей. Однако в процессе расчета сложных заземлителей объем ручного труда продолжал оставаться весьма большим. Кроме того, было практически невозможно рассчитывать распределение потенциала по территории электроустановки. Поэтому была поставлена задача разработать алгоритм полного расчета электрических парамет-

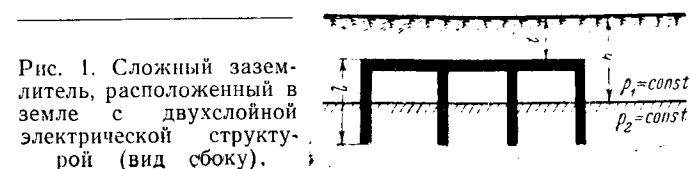
тров сложных заземлителей, расположенных в земле с двухслойной электрической структурой, а на базе алгоритма — программу для ЭЦВМ «Минск-22». Программа должна была быть достаточно гибкой и пригодной как для широкого использования при выполнении научно-исследовательских работ по теории заземляющих устройств, так и для целей типового и конкретного проектирования².

Алгоритм полного расчета электрических параметров сложных заземлителей, расположенных в земле с двухслойной электрической структурой. Разработанный алгоритм включает: формулы для собственных и взаимных сопротивлений различных сочетаний горизонтальных (лежащих в верхнем слое) и вертикальных элементов (пересекающих плоскость раздела между слоями, а также лежащих целиком в верхнем слое); схему составления системы уравнений с собственными и взаимными сопротивлениями и их решения относительно токов, стекающих с отдельных элементов сложного заземлителя; формулу для сопротивления растеканию сложного заземлителя; формулы для расчета потенциала, наводимого на поверхности земли в любой точке внутри и вне замкнутого контура сложного заземлителя; формулы для расчета напряжения на теле человека при прикосновении и шаге.

При разработке алгоритма были приняты обычные допущения метода наведенных потенциалов [Л. 4 и 6]. Кроме того, было принято, что горизонтальные прямолинейные элементы лежат в верхнем слое на одной и той же глубине t от поверхности земли и пересекаются или скрещиваются друг с другом и с вертикальными прямолинейными элементами лишь под прямым углом (верхние концы вертикальных элементов одной и той же длины l расположены также на глубине t от поверхности земли). При этом замкнутый (или разомкнутый) контур сложного заземлителя образует многоугольник с углами, равными $\frac{\pi}{2}$ либо $\frac{3}{2}\pi$ (рис. 2).

На рис. 3 приведены возможные сочетания горизонтальных и вертикальных элементов (из-за ограниченности объема статьи рассматривается

² Следует указать, что в [Л. 5] содержится упоминание о разработанной в ГДР программе расчета электрических параметров сложных заземлителей с помощью ЭЦВМ. Однако описание алгоритма и программы, а также результаты расчетов не приводятся.



¹ Активным слоем земли называется поверхностный слой, в пределах которого заметно сказывается влияние сезонных изменений метеорологических условий.

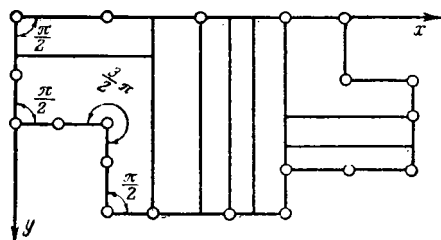


Рис. 2. К формулированию допущений, принятых при выводе алгоритма полного электрического расчета сложных заземлителей. Кружками показаны вертикальные элементы.

лишь случай, когда вертикальные элементы пересекают границу раздела между слоями), а в приложении I формулы для их собственных α_{11} и взаимных α_{12} сопротивлений, найденные по методам наведенных потенциалов (для вертикальных элементов) и средних потенциалов (для горизонтальных и для сочетания вертикальных и горизонтальных элементов).

Для определения токораспределения между элементами сложного заземлителя составляется и решается относительно неизвестных токов система уравнений с собственными и взаимными сопротивлениями [Л. 4, 6 и 7]:

$$\varphi_0 = \sum_{j=1}^n \alpha_{1j} I_j, \dots, \varphi_0 = \sum_{j=1}^n \alpha_{kj} I_j, \dots, \varphi_0 = \sum_{j=1}^n \alpha_{nj} I_j, \quad (1)$$

где φ_0 — потенциал сложного заземлителя, обычно принимаемый в расчетах равным 1 или 100;

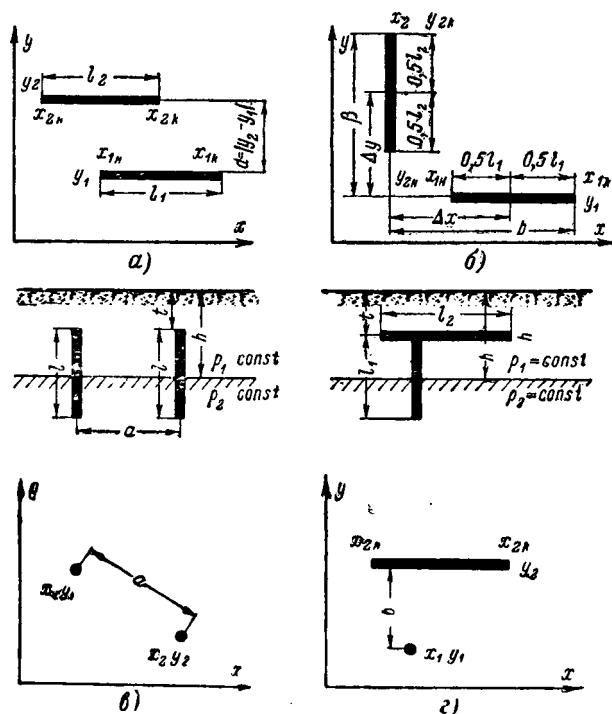


Рис. 3. Возможные сочетания горизонтальных и вертикальных элементов.

а — горизонтальные параллельные; б — горизонтальные, пересекающиеся под прямым углом; в — вертикальные параллельные; г — горизонтальные и вертикальные, пересекающиеся под прямым углом.

$\alpha_{11}, \dots, \alpha_{kk}, \dots, \alpha_{nn}$ — собственные сопротивления элементов с номерами $1 \dots k \dots n$;

α_{kj} — взаимное сопротивление элементов с номерами k и j ; в соответствии с принципом взаимности $\alpha_{kj} = \alpha_{jk}$.

Значения искомых токов находятся общезвестным путем [Л. 8]:

$$I_k = \frac{\Delta_k}{\Delta}, \quad (2)$$

где Δ — определитель системы;

Δ_k — определитель, получающийся из Δ заменой столбца, составленного из коэффициентов при неизвестном токе I_k , столбцом из свободных членов (в данном случае из одинаковых значений φ_0).

Сопротивление растеканию сложного заземлителя R находится по формуле

$$R = \frac{\varphi_0}{I}, \quad (3)$$

где

$$I = \sum_{j=1}^n I_j.$$

Электрический потенциал в заданной точке M на поверхности земли φ_M , наводимый ток $I_{к.з.}$, стекающим со сложного заземлителя, может быть найден при применении принципа наложения как сумма потенциалов, наводимых токами $(I_j)_{к.з.}$, стекающими со всех n элементов сложного заземлителя. С учетом принятых в рамках метода наведенных потенциалов допущений находим φ_M (следует иметь в виду, что в действительности потенциал точки M будет во столько раз больше найденного, во сколько $I_{к.з.}$ больше I):

$$\varphi_M = \sum_{j=1}^n \varphi_{Mj} = \sum_{j=1}^n \frac{I_j}{I_j} \int_{l_j} f_j \psi_{Mj} dl_j, \quad (4)$$

где ψ_{Mj} — функция пропорциональности между током, стекающим с достаточно малого участка элемента с номером j сложного заземлителя, и потенциалом, наводимым этим током в точке M ;

f_j — функция неоднородности линейной плотности тока, стекающего с элемента.

Так как рассматриваются сложные заземлители, состоящие из различных комбинаций параллельных и скрещивающихся (пересекающихся) под прямым углом элементов, то всегда можно так расположить декартовы оси координат, чтобы горизонтальные элементы оказались направленными вдоль них (рис. 2). Формулы для определения в точке M на поверхности земли потенциала от токов, стекающих с отдельных горизонтальных и вертикальных элементов, приведены в приложении II.

Напряжение прикосновения в точке M определяется как разность потенциалов заземлителя (φ_0) и точки M (φ_M), а напряжение шага — как разность

потенциалов в точке M и в точке, отстоящей от M на $1,0 \text{ м}$ — $\varphi_{(M+1,0)}$, т. е.

$$U_{M\Pi} = (\varphi_0 - \varphi_M); \quad (5)$$

$$U_{M\Pi\Pi} = (\varphi_M - \varphi_{(M+1,0)}). \quad (6)$$

Переход от напряжений прикосновения и шага к напряжениям на теле человека при прикосновении $U_{\Pi, \tau}$ и шага $U_{\Pi\Pi, \tau}$ осуществляется в соответствии с теоремой Тевенена:

$$U_{\Pi, \tau} = U_{M\Pi} \frac{R_{\tau}}{R_{\tau} + R_{\Pi}}; \quad (7)$$

$$U_{\Pi\Pi, \tau} = U_{M\Pi\Pi} \frac{R_{\tau}}{R_{\tau} + R_{\Pi\Pi}}, \quad (8)$$

где R_{τ} — сопротивление тела;

R_{Π} — сопротивление растеканию ног, включенных в цепь параллельно;

$R_{\Pi\Pi}$ — сопротивление растеканию ног, включенных в цепь последовательно.

Приняв в качестве математической модели ступней человека полусферические заземлители с радиусами $0,07 \text{ м}$, а в качестве математической модели электрической структуры поверхностных слоев земли двухслойную модель, с помощью метода наведенного потенциала находим значения R_{Π} и $R_{\Pi\Pi}$:

$$R_{\Pi} = \frac{\rho_1}{4\pi} \left[15 - \frac{1}{h} \ln(1 - k_{21}) + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k_{21}^n}{\sqrt{1 + (2nh)^2}} \right]; \quad (9)$$

$$R_{\Pi\Pi} = \frac{2\rho_1}{\pi} \left[6,5 - \frac{1}{2h} \ln(1 - k_{21}) - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{k_{21}^n}{1 + (2nh)^2} \right]. \quad (10)$$

Коэффициент k_{21} определяется по формуле (I-3 в приложении I).

При разработке алгоритма полного расчета электрических параметров сложных заземлителей необходимо было стремиться в том, чтобы расчеты с помощью ЭЦВМ требовали возможно меньше «машинного» времени (стоимость расчета с помощью ЭЦВМ прямо пропорциональна «машинному» времени, затрачиваемому на расчет). Наибольший объем вычислений при определении R сложного заземлителя приходится на долю собственных и взаимных сопротивлений его элементов. Действительно, если сложный заземлитель состоит из n элементов, то с учетом принципа взаимности приходится находить $0,5n(n+1)$ значений собственных и взаимных сопротивлений. Вместе с тем известно, что обычно сложный заземлитель содержит значительное количество приблизительно либо полностью конгруэнтных³ элементов и групп по два элемента.

³ Под конгруэнтными понимаются элементы, одинаково расположенные относительно поверхности земли и совпадающие полностью во всех точках при их совмещении. Две группы элементов считаются конгруэнтными, если их соответствующие элементы одинаково расположены по отношению к поверхности земли и при совмещении групп совпадают во всех точках. Приблизительно конгруэнтными считаются элементы и их группы, совпадающие при совмещении с заданной степенью точности.

Поэтому объем вычислений может быть значительно сокращен, если будут выделены приблизительно конгруэнтные элементы и их группы. (Как показывают расчеты, точность совпадения значений собственных и взаимных сопротивлений приблизительно конгруэнтных элементов и групп оказывается не меньшей, чем точность конгруэнтности). Оценка на приближенную конгруэнтность проводится последовательно для всех геометрических параметров, характеризующих элемент или группу из двух элементов по следующей формуле:

$$\left| \frac{N_1 - N_2}{N_1} \right| \leq \epsilon_K, \quad (11)$$

где N — оцениваемый геометрический параметр элемента либо группы элементов (например, длина элемента или расстояние между элементами);

ϵ_K — погрешность приближенной конгруэнтности.

В формулы собственных и взаимных сопротивлений элементов, а также для определения потенциала в точке M входят абсолютно сходящиеся степенные ряды вида

$$W = A_0 + \sum_{n=1}^{\infty} A_n k_{21}^n, \quad (12)$$

где A_n является некоторой функцией геометрических параметров элементов и параметров двухслойной модели электрической структуры верхних слоев земли. Можно легко показать, что при $n \rightarrow \infty$ абсолютное значение A_n монотонно убывает, стремясь к нулю.

Значение k_{21} при всех теоретически возможных параметрах двухслойной модели электрической структуры верхних слоев земли удовлетворяет неравенству

$$|k_{21}| < 1. \quad (13)$$

При численных расчетах, естественно, суммируется лишь конечное число членов ряда (12). При этом неизбежно возникает погрешность тем меньшая, чем большее число членов ряда берется. С точки зрения возможного сокращения «машинного» времени следует суммировать минимально возможное по условиям требуемой точности расчетов ϵ_p число членов ряда. Поэтому необходимо оценивать погрешность расчетов, вызванную суммированием лишь конечного числа членов ряда (12). Относительная погрешность δ_m , появляющаяся при суммировании первых $(m+1)$ членов ряда (от A_0 до $A_m k_{21}^m$), определяется равенством

$$\delta_m = \frac{R_m}{W} = \frac{R_m}{W_m + R_m}, \quad (14)$$

где W_m — сумма членов ряда от A_0 до $A_m k_{21}^m$;

R_m — остаток ряда.

Воспользоваться равенством (14) для непосредственного определения δ_m не представляется возможным, так как в него входят степенные ряды, образующие бесконечную последовательность. В связи с указанным вводим оценку «сверху»

абсолютного значения погрешности δ_m , обозначаемую δ^*_m . По определению $\delta^*_m > \delta_m$. Легко показать, что для любых значений m ряда с $k_{21} > 0$ и для нечетных значений m знакопеременного ряда с $k_{21} < 0$ величина δ^*_m может быть найдена по следующему равенству:

$$\delta^*_m = \left| \frac{R^*_m}{W_m + R^*_m} \right|, \quad (15)$$

где R^*_m — оценка «сверху» остатка ряда R_m .

Величина R^*_m находится следующим образом:

$$R^*_m = A_{(m+1)} \sum_{n=m+1}^{\infty} k_{21}^n = A_{(m+1)} \frac{k_{21}^{m+1}}{1 - k_{21}}. \quad (16)$$

Если задана погрешность расчетов ϵ_p , то суммирование членов ряда (12) ведется до тех пор, пока δ^*_m не окажется меньше или равной ϵ_p . При этом известно $\delta_m < \epsilon_p$ (выполненные на ЭЦВМ расчеты показали, что δ_m составляет 0,6—0,8 ϵ_p).

Программа полного расчета электрических параметров сложных заземлителей с помощью ЭЦВМ. Применительно к рассмотренному выше алгоритму была разработана программа полного расчета электрических параметров сложных заземлителей с помощью ЭЦВМ «Минск-2» и «Минск-22». Эти машины выполнены на транзисторах и предназначены для решения широкого класса научных, инженерных и некоторых типов экономических задач.

Программа полного расчета электрических параметров сложных заземлителей выполнена в двух вариантах: для сложных заземлителей, вертикальные элементы которых пересекают границу раздела между слоями, и для случая, когда вертикальные элементы целиком лежат в верхнем слое. В качестве исходных данных задаются: параметры электрической структуры верхних слоев земли (ρ_1 ,

ρ_2, h); геометрические параметры сложных заземлителей (длина вертикальных элементов, приведенные радиусы горизонтальных и вертикальных элементов r_r и r_v); координаты точек, в которых должно определяться потенциал (начальная точка, шаг по оси OX , шаг по оси OY , число шагов по каждой из осей); потенциал заземлителя ϕ_0 ; допустимая погрешность конгруэнтности ϵ_K ; допустимая погрешность расчетов ϵ_p . Результатами расчета, выдаваемыми на печать, являются: значения собственных и взаимных сопротивлений всех элементов; токи, стекающие с элементов, и суммарный ток заземлителя (при заданном значении ϕ_0); сопротивление растеканию заземлителя R ; значения потенциалов в заданных точках. Наряду с полным расчетом электрических параметров сложных заземлителей в программу введен алгоритм расчета экономических показателей заземлителя (общей стоимости с учетом производства работ по забивке вертикальных элементов и рытья и засыпки траншей для горизонтальных элементов; расхода металла и т. п.).

Полный расчет электрических параметров (включая определение потенциала в 50 точках) сложного заземлителя, состоящего из 44 элементов почти при полном отсутствии приближенно конгруэнтных элементов и их пар при $\epsilon_p = 0,01$, выполняется на ЭЦВМ «Минск-22» при малой неоднородности электрической структуры земли ($0,2 \leq \rho_1 : \rho_2 \leq 5$) за 20—40 мин. При значительной неоднородности ($0,05 > \rho_1 : \rho_2$ и $\rho_1 : \rho_2 > 20$) «машинное» время сильно возрастает, достигая 2 ч и более. Как было уже указано выше, наличие приближенно конгруэнтных элементов и их пар существенно снижает «машинное» время.

По разработанной в ВИЭСХ программе с помощью ЭЦВМ «Минск-22» были выполнены расчеты сопротивления растеканию, распределения потенциалов по территориям и напряжения прикосновения и шага более 5000 различных сложных заземляющих устройств преимущественно с большими токами замыкания на землю (некоторые из этих заземлителей показаны на рис. 4). Расчеты выполнялись в широком диапазоне изменения параметров электрической структуры земли. Как и следовало ожидать, выполненные различными проектными организациями расчеты сопротивления растеканию указанных выше сложных заземлителей, основанные на применении коэффициентов использования, привели к существенно заниженным результатам. Так, по данным ВНИИСиЭлектротиповой сложный заземлитель (рис. 4, а) имеет сопротивление растеканию 0,5 ом при $\rho = 50$ ом·м. В действительности его сопротивление растеканию составляет 1,14 ом, т. е. ошибка при применении коэффициентов использования превышает 120%.

Сопоставление расчетных данных с результатами физического моделирования и оценка точности методов расчета, предложенных в США. Значительный интерес представляет сравнение результатов расчетов с помощью ЭЦВМ по программе ВИЭСХ с данными, полученными Е. Я. Рябковой и А. А. Ворониной путем физического моделирования сложных заземлителей в большой электролитической ванне МЭИ [Л. 9]. Сопоставлялись значения сопротивления растеканию и потенциалы в контрольных точ-

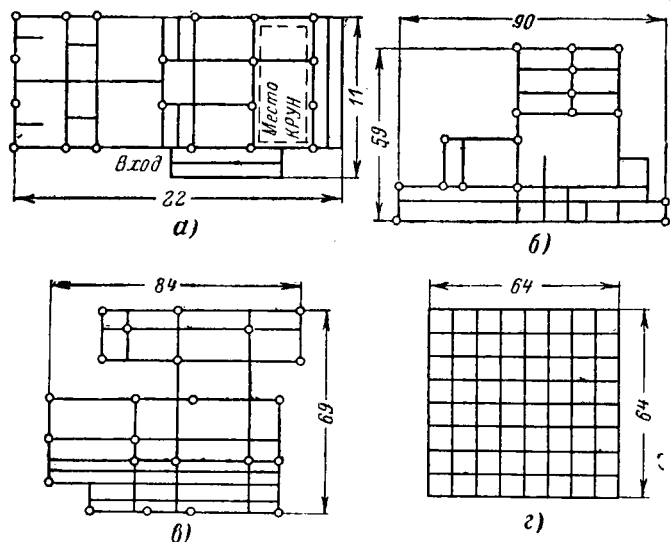


Рис. 4. Пример сложных заземляющих устройств, электрические параметры которых были рассчитаны с помощью ЭЦВМ «Минск-22».

а — заземлитель типовой однострановой подстанции 110/10 кВ по проекту ВНИИСиЭлектротиповой; б, в — заземлители тяговых трансформаторных подстанций; г — заземляющая сетка по данным [Л. 4]. Кружками показаны вертикальные стержневые элементы (электроды).

Таблица 1

Оценка точности методов расчета по [Л. 2 и 3]

S, M^2	t, M	$\rho_1, OM \cdot M$	$\rho_2, OM \cdot M$	h, M	$\rho_d^*, OM \cdot M$	$\rho_{д.т}^{**}, OM \cdot M$	$\rho_{д.т.т}^{***}, OM \cdot M$	$\Delta \rho_{д.т.т}, \%$	$\Delta \rho_{д.т.т}, \%$
256	0,8	1000	100	1,0	196	356	420	82	114
				2,5	346	465	600	35	75,5
				10	688	604	740	-12	7,5
14 400	0,8	1000	100	—	100	100	100	0	0
				2,0	41,3	40	27,5	-3	-32
				5,0	28,4	25,1	20	-11	-30
				1,0	169	320	315	90	86
				2,5	223	355	420	59	88
				—	100	100	100	0	0
256	0,05	1000	100	2,0	69,5	66,5	45,5	-4,3	-34,6
				5,0	56	55,6	36,8	-0,8	-34
				1,0	276	346	—	25	—
				2,0	395	445	—	13	—
				2,0	38,2	40	—	5	—
				—	—	—	—	—	—

* По программе ВИЭСХ. $\Delta \rho_{д.т.т} = \frac{\rho_{д.т.т} - \rho_d}{\rho_d} \cdot 100$.

** По данным [Л. 2].

*** По данным [Л. 3]. $\Delta \rho_{д.т.т} = \frac{\rho_{д.т.т} - \rho_d}{\rho_d} \cdot 100$.

ках внутри замкнутого контура шести типов сложных заземлителей с различными геометрическими параметрами. Максимальные расхождения в значениях сопротивления растеканию не превысили 2%, а потенциалов в контрольных точках — 5%, что свидетельствует о высокой точности как расчетов, так и измерений.

Программа ВИЭСХ была использована для объективной оценки точности предложенных в США [Л. 2 и 3] методов расчета заземляющих сеток в земле с двухслойной электрической структурой. В табл. 1 приведены данные расчета действующего значения удельного сопротивления ρ_d земли⁴, найденные для заземляющей сетки с 64 ячейками (рис. 4,з), расположенной в земле с двухслойной электрической структурой (рис. 1). Значительные погрешности при применении американских методов обусловлены принятыми в них допущениями. Так, в [Л. 2] принимается, что заземляющая сетка расположена непосредственно на поверхности земли и что линейная плотность тока для всех горизонтальных элементов сетки одинакова. Первое из указанных допущений приводит к значительным ошибкам (до 90%) при ρ_2 меньше, чем ρ_1 , и при сравнительно близких значениях h и t . Второе допущение связано с существенно меньшими ошибками. Действительно, при $t=0,05$ м, т. е. когда элементы заземляющей сетки практически лежат на поверхности земли, расхождения в значениях ρ_d по данным [Л. 2] и найденных «точным» методом доходят при $\rho_1 > \rho_2$ до 25% (при $\rho_1 < \rho_2$ лишь до 5%).

⁴ Действующим называется значение удельного электрического сопротивления («модельной») однородной земли, при котором рассматриваемое заземляющее устройство имеет то же сопротивление растеканию, что и в реальной неоднородной земле [Л. 1].

В [Л. 3] при определении ρ_d учитываются только горизонтальные элементы, образующие внешний замкнутый контур. Влиянием внутренних перемычек (заземляющая сетка) пренебрегается. Кроме того, считается, что горизонтальный заземлитель расположен на глубине $0,5h$ от поверхности земли, т. е. посередине верхнего слоя. При густой заземляющей сетке и небольшом значении h ошибки достигают 100% и более (при $\rho_1 > \rho_2$) и 30% и более (при $\rho_1 < \rho_2$).

Возможные значительные ошибки, появляющиеся при применении методов Thapar'a и Gross'a [Л. 2] и Endrenyi [Л. 3], следует учитывать при определении ρ_d по предложенным ими номограммам, особенно в случаях, когда заземляющие сетки расположены в сравнительно тонком плохо проводящем верхнем слое.

О целесообразности пересмотра действующих в СССР норм на сопротивление растеканию заземлителей. В настоящее время применение комплектного малогабаритного оборудования привело к резкому уменьшению территорий трансформаторных подстанций с большими токами замыкания на землю. При этом, как известно, выполнение в габаритах территорий подстанций заземлителей с величиной сопротивления, не превосходящей требуемые ПУЭ [Л. 10] 0,5 ом, встречает ряд трудностей (имеется в виду отсутствие достаточно мощных естественных заземлителей). Это обусловило появление предложений о целесообразности повышения допустимых значений сопротивления заземляющих устройств при условии необходимого по требованиям электробезопасности выравнивания потенциала по территории электроустановок [Л. 11]. Программа ВИЭСХ позволяет проанализировать целесообразность пересмотра ряда требований ПУЭ в части заземляющих устройств и, в первую очередь, по допустимым сопротивлениям заземлителей электроустановок с большими токами замыкания на землю.

Пример. Имеется типовое заземляющее устройство (рис. 4,а) малогабаритной трансформаторной подстанции 110/10 кв. При замене 20 пятиметровых вертикальных элементов на 6 десятиметровых сопротивление растеканию заземлителя уменьшается на 0,14 ом и становится равным 1,0 ом, что в 2 раза превосходит требуемую ПУЭ величину. Для учета возможных сезонных изменений электрических параметров заземлителя была выполнена серия расчетов при постоянном значении $\rho_2 = 50$ ом·м и меняющемся в широких пределах ρ_1 верхнего метрового активного слоя. Кроме R , рассчитывалось распределение потенциала по всей территории трансформаторной подстанции и в непосредственной близости от границ заземляющего устройства. Анализ результатов показал, что наибольшие значения U_n и $U_{ш}$ наблюдаются соответственно в районе комплектов распределительных устройств и на выходе с территории подстанции (рис. 4,а). На рис. 5 показаны изменения электрических параметров заземляющего устройства в функции от ρ_1 при $\rho_2 = \text{const}$. При расчете $U_{н.т}$ и $U_{ш.т}$ сопротивление R_t тела человека принималось равным 1000 ом. Зависимость значений R_n и $R_{ш}$ от ρ_1 и h , определявшаяся по формулам (9) и (10), представлена на рис. 6. В качестве допустимых значений напряжения на теле при прикосновении и шаге принимаем рекомендации ЦНИИ МПС, основанные на допустимых при расчетах значениях тока через тело человека, принятых Всесоюзной комиссией по электробезопасности (табл. 2).

Считаем время срабатывания защиты при однофазном коротком замыкании на землю, не превосходящем 0,25 сек. При

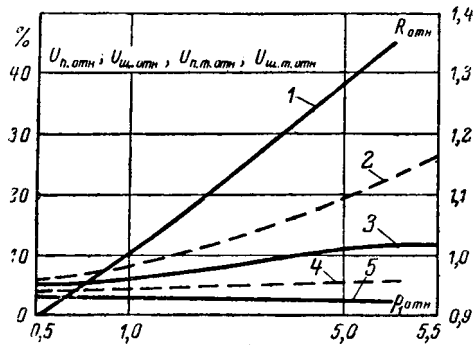


Рис. 5. Зависимость электрических параметров заземляющего устройства по рис. 4, а (с шестью вертикальными десятиметровыми элементами) от изменения ρ_1 при $\rho_2 = \text{const.}$

$$1 - R_{\text{отн}} = \frac{R}{(R)_{\rho_1=\rho_2}}; \quad 2 - U_{\text{п.отн}} = \frac{U_{\text{п}}}{\varphi_0} \text{ у КРУ}; \quad 3 - U_{\text{п.т.отн}} = \frac{U_{\text{п.т}}}{\varphi_0} \text{ у КРУ};$$

$$4 - U_{\text{ш.отн}} = \frac{U_{\text{ш}}}{\varphi_0} \text{ у выхода}; \quad 5 - U_{\text{ш.т.отн}} = \frac{U_{\text{ш.т}}}{\varphi_0} \text{ у выхода}.$$

этом $U_{\text{п.т.доп}} = 220 \text{ в}; U_{\text{ш.доп}} = 450 \text{ в}$. Находим максимальные значения тока короткого замыкания:

$$I_{\text{к.з.макс}} = \frac{U_{\text{п.т.доп}}}{(U_{\text{п.т.отн.макс}}) R} = \frac{220}{0,118 \cdot 1,0} = 1850 \text{ а};$$

$$I_{\text{к.з.макс}} = \frac{U_{\text{ш.доп}}}{(U_{\text{ш.т.отн.макс}}) R} = \frac{450}{0,032 \cdot 1,0} = 14000 \text{ а},$$

где $U_{\text{п.т.отн.макс}}$, $U_{\text{ш.т.отн.макс}}$ — максимальные относительные (за базовое значение принято φ_0) значения напряжения на теле человека соответственно при прикосновении и шаге.

Если на небольшой площадке перед комплектным распределительным устройством подстанции выполнить гравийную подсыпку толщиной 10—15 см, то ρ_1 резко возрастает ($\rho_1 \geq 10000 \text{ ом} \cdot \text{м}$) и $I_{\text{к.з.макс}}$ становится большим 7,0 ка также и по условию обеспечения допустимого напряжения на теле при прикосновении.

Таким образом, заземлитель с величиной сопротивления, в 2 раза превосходящей требуемое ПУЭ значение, обеспечивает электробезопасность при токе короткого замыкания на землю до 1,85 ка (без гравийной подсыпки) и до 7,0 ка при наличии гравийной подсыпки.

В настоящее время в ВИЭСХ с помощью ЭЦВМ «Минск-22» выполняются массовые расчеты электрических параметров различных типов сложных заземлителей. По данным этих расчетов предполагается установить корреляционные зависимости

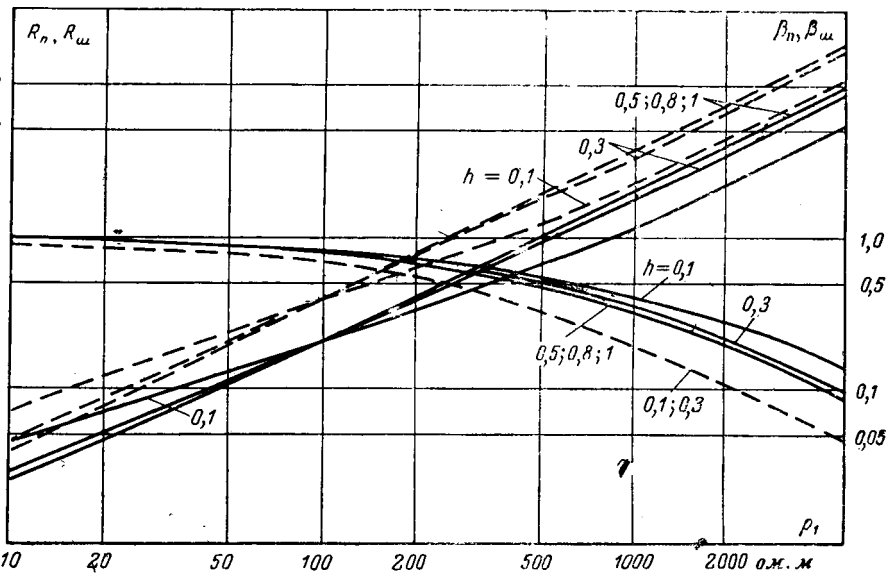


Рис. 6. Зависимость $R_{\text{п}}$ (верхние сплошные линии); $R_{\text{ш}}$ (верхние пунктирные линии); $\beta_{\text{п}} = \frac{R_{\text{т}}}{R_{\text{т}} + R_{\text{п}}}$; $\beta_{\text{ш}} = \frac{R_{\text{т}}}{R_{\text{т}} + R_{\text{ш}}}$ (нижняя пунктирная линия) от ρ_1 и h .

между конструктивными и электрическими параметрами сложных заземлителей.

Приложение I. Горизонтальные параллельные элементы (рис. 3,а)

$$\alpha_{12} = \frac{\rho_1}{4\pi l_1 l_2} \left[A_1 + A_2 + \sum_{n=1}^{\infty} k_{21}^n (2A_3 + A_4 + A_5) \right], \quad (I-1)$$

где

$$A_i = a \operatorname{Arsh} \frac{a}{B_i} - b \operatorname{Arsh} \frac{b}{B_i} + \alpha \operatorname{Arsh} \frac{\alpha}{B_i} -$$

$$- \beta \operatorname{Arsh} \frac{\beta}{B_i} - \sqrt{a^2 + B_i^2} + \sqrt{b^2 + B_i^2} -$$

$$- \sqrt{\alpha^2 + B_i^2} + \sqrt{\beta^2 + B_i^2}; \quad (I-2)$$

$$a = |x_{1\text{н}}^* - x_{2\text{н}}|; \quad b = |x_{1\text{к}} - x_{2\text{к}}|;$$

$$\alpha = |x_{1\text{н}} - x_{2\text{л}}|; \quad \beta = |x_{1\text{н}} - x_{2\text{л}}|.$$

Значения A_1 , A_2 и т. п. находятся из равенства (I-2) соответственно при B_1 , B_2 и т. п.:

$$B_1 = d; \quad B_2 = \sqrt{d^2 + (2t)^2}; \quad B_3 = \sqrt{d^2 + (2nh)^2};$$

$$B_4 = \sqrt{d^2 + (2nh + 2t)^2}; \quad B_5 = \sqrt{d^2 + (2nh - 2t)^2};$$

$$d = |y_1 - y_2|.$$

При определении по формуле (I-1) собственного сопротивления α_{11} горизонтального элемента следует иметь в виду, что $x_{1\text{н}} = x_{2\text{н}}$; $x_{1\text{к}} = x_{2\text{к}}$; $y_1 = y_2$. При этом величина d принимается равной эквивалентному радиусу горизонтальных элементов — $r_{\text{г}}$:

$$k_{21} = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_1 + \rho_2}. \quad (I-3)$$

Горизонтальные пересекающиеся под прямым углом элементы (рис. 3,б):

$$\alpha_{12} = \frac{\rho_1}{4\pi l_1 l_2} [f(\xi = \beta) - f(\xi = \alpha)], \quad (I-4)$$

Таблица 2

Время, сек	Допустимый ток, ма	$U_{\text{п.т.доп}}$, в	$U_{\text{ш.т.доп}}$, в
1	65	125	250
0,5	100	165	325
0,2	250	250	500

где

$$f(\xi) = D_0 + D_1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_{21}^n (2D_2 + D_3 + D_4);$$

$$D_i = \xi \ln \frac{b + \sqrt{\xi^2 + b^2 + B_i^2}}{a + \sqrt{\xi^2 + a^2 + B_i^2}} +$$

$$+ b \operatorname{Arsh} \frac{\xi}{\sqrt{b^2 + B_i^2}} - a \operatorname{Arsh} \frac{\xi}{\sqrt{a^2 + B_i^2}} +$$

$$+ 2B_i \left[\operatorname{arctg} \left(\frac{\sqrt{\xi^2 + C_{i1}^2} - C_{i1}}{\xi} \sqrt{\frac{C_{i1} - b}{C_{i1} + b}} \right) - \right.$$

$$\left. - \operatorname{arctg} \left(\frac{\sqrt{\xi^2 + C_{i2}^2} - C_{i2}}{\xi} \sqrt{\frac{C_{i2} - a}{C_{i2} + a}} \right) \right];$$

$$C_{i1} = \sqrt{b^2 + B_i^2}; C_{i2} = \sqrt{a^2 + B_i^2};$$

$$a = |\Delta x| - 0,5l_1; b = |\Delta x| + 0,5l_1;$$

$$a = |\Delta y| - 0,5l_2; \beta = |\Delta y| + 0,5l_2;$$

$$B_0 = 0; B_1 = 2t; B_2 = 2nh; B_3 = 2nh + 2t;$$

$$B_4 = 2nh - 2t.$$

Вертикальные параллельные элементы (рис. 3,б):

$$\alpha_{12} = \frac{\rho_1}{4\pi l^2} \left\{ -S_1^2 (E_1 + 2E_2 + E_3 + 2a - 2E_{19}) + \right.$$

$$+ \frac{\rho_2}{\rho_1} S_2^2 [2a + 2E_4 + k_{21} (a + 2E_4 - E_5) +$$

$$+ \sum_{n=0}^{\infty} k_{21}^n [S_1^2 (E_6 + E_7 + 2E_8 + 2E_9 + E_{10} +$$

$$+ E_{11} - 4E_{14} - 2E_{15} - 2E_{20}) + 2S_1 S_2 (1 + k_{21}) \times$$

$$\times (E_{12} + E_{14} + E_{15} + E_{17} - E_6 - E_8 - E_{13} - E_{16}) +$$

$$\left. + \frac{\rho_2}{\rho_1} S_2^2 (1 - k_{21}^2) (E_6 + E_{18} - 2E_{12}) \right\}, \quad (I-5)$$

где

$$S_1 = \frac{l}{h - t + (t + l - h) \frac{\rho_1}{\rho_2}};$$

$$S_2 = \frac{\rho_1}{\rho_2} S_1;$$

$$a = \sqrt{(x_1 - x_2)^2 + (y_1 - y_2)^2};$$

$$E_i = B_i \operatorname{Arsh} \frac{B_i}{a} - \sqrt{B_i^2 + a^2};$$

$$B_1 = 2h; B_2 = h - t; B_3 = 2t; B_4 = t + l - h;$$

$$B_5 = 2(t + l - h); B_6 = 2nh + 2h; B_7 = 2nh - 2h;$$

$$B_8 = 2nh + h - t; B_9 = 2nh - h + t; B_{10} = 2nh + 2t;$$

$$B_{11} = 2nh - 2t; B_{12} = 2nh + t + l + h;$$

$$B_{13} = 2nh + t + l - h; B_{14} = 2nh;$$

$$B_{15} = 2nh + t + h; B_{16} = 2nh + 2t + l;$$

$$B_{17} = 2nh + l; B_{18} = 2nh + 2(t + l); B_{19} = h + t;$$

$$B_{20} = 2nh - (h + t).$$

При определении собственного сопротивления α_{11} вертикального элемента значения $x_1 = x_2$; $y_1 = y_2$ и величина a принимается равной эквивалентному радиусу вертикального элемента — r_n .

Горизонтальный и вертикальный скрещивающиеся под прямым углом элементы (рис. 3,г):

$$\alpha_{12} = \frac{\rho_1}{4\pi l_1 l_2} [f(\xi = \beta) - f(\xi = \alpha)], \quad (I-6)$$

где

$$f(\xi) = \{k_{21} F_1 + F_2 - F_3 - F_4 + (1 - k_{21})(F_5 + F_6 - F_7) +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} k_{21}^n [F_8 + F_{11} + F_{12} - F_9 - F_{10} - F_{13} +$$

$$+ (1 - k_{21})(F_{14} + F_{15} - F_8 - F_{11})\};$$

$$F_i = \xi \operatorname{Arsh} \frac{B_i}{\sqrt{\xi^2 + b^2}} + B_i \operatorname{Arsh} \frac{\xi}{\sqrt{B_i^2 + b^2}} +$$

$$+ 2b \operatorname{arctg} \left(\frac{\sqrt{\xi^2 + C_i^2} - C_i}{\xi} \sqrt{\frac{C_i - B_i}{C_i + B_i}} \right);$$

$$C_i = \sqrt{B_i^2 + b^2}; b = |y_2 - y_1|; \alpha = x_{2n} - x_1;$$

$$\beta = x_{2n} - x_1; B_1 = t + h; B_2 = 0; B_3 = 2t;$$

$$B_4 = t - h; B_5 = 2t + l; B_6 = l; B_7 = h - t;$$

$$B_8 = 2nh + h + t; B_9 = 2nh + 2t; B_{10} = 2nh - h + t;$$

$$B_{11} = 2nh + h - t; B_{12} = 2nh - 2t; B_{13} = 2nh - h - t;$$

$$B_{14} = 2nh + 2t + l; B_{15} = 2nh + l.$$

Приложение II. Потенциал на поверхности земли в точке M с координатами (x_M, y_M) , наводимый током I_j , стекающим с элемента под номером j .

Горизонтальные элементы, параллельные оси ox :

$$\varphi_{Mj} = \frac{\rho_1 I_j}{2\pi l_j} \left[G_1 + \sum_{n=1}^{\infty} k_{21}^n (G_2 + G_3) \right], \quad (II-1)$$

где

$$G_i = \operatorname{Arsh} \frac{a}{\sqrt{a^2 + M_i^2}} - \operatorname{Arsh} \frac{b}{\sqrt{b^2 + M_i^2}};$$

$$\alpha = y_j - y_M; M_3 = 2nh - t;$$

$$M_1 = t; a = x_{jk} - x_M;$$

$$M_2 = 2nh + t; b = x_{jM} - x_M.$$

При определении потенциала в точке M от элемента с номером j , параллельного оси oy , применяется формула, аналогичная (II-1). При этом $\alpha = x_j - x_M$; $a = y_{jk} - y_M$; $b = y_{jM} - y_M$.

Вертикальные элементы, пересекающие границу раздела между слоями:

$$\varphi_{Mj} = \frac{\rho_1 S_1 I_j}{2\pi l_j} \left\{ \operatorname{Arsh} \frac{h}{r_M} - \operatorname{Arsh} \frac{t}{r_M} + \right.$$

$$+ \frac{\rho_1}{\rho_2} (1 + k_{21}) \left(\operatorname{Arsh} \frac{t + l_j}{r_M} - \operatorname{Arsh} \frac{h}{r_M} \right) +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} k_{21}^n \left[\operatorname{Arsh} \frac{2nh + h}{r_M} - \operatorname{Arsh} \frac{2nh + t}{r_M} + \right.$$

$$+ \operatorname{Arsh} \frac{2nh - t}{r_M} - \operatorname{Arsh} \frac{2nh - h}{r_M} +$$

$$\left. \left. + \frac{\rho_1}{\rho_2} (1 + k_{21}) \left(\operatorname{Arsh} \frac{2nh + t + l_j}{r_M} - \operatorname{Arsh} \frac{2nh + h}{r_M} \right) \right] \right\}, \quad (II-2)$$

где

$$r_M = \sqrt{(x_j - x_M)^2 + (y_j - y_M)^2} + r_n.$$

Литература

1. Бургсдорф В. В., Расчет заземлений в неоднородных грунтах, «Электричество», 1954, № 1.
2. Thapar B., Gross E. T. B., Grounding Grids for High-Voltage Station. IV Resistance of Grounding Grids in Nonuniform soil, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, № 68, 1963 (имеется русский перевод в журнале «Электрические системы и электротехническое оборудование»).

Поверхностный эффект в неравномерно нагретом ферромагнитном цилиндре

Канд. техн. наук М. Г. КОГАН

Москва

Общая проблема поверхностного эффекта в ферромагнитных телах с учетом гистерезиса и нелинейной зависимости между индукцией и напряженностью магнитного поля решена Л. Р. Нейманом в работе [Л. 1]. В этой работе использован математический аппарат приближенных аналитических методов: расчетные формулы основаны на некоторых априорно выбранных законах распределения комплексной магнитной проницаемости по сечению однородного изотропного тела с равномерным распределением температуры. В результате получены значения амплитуд первых гармоник напряженности магнитного поля и индукции, а также средней за период величины вектора Пойнтинга как функции координаты, нормальной к поверхности; в частности, обосновано весьма важное для практических приложений правило, согласно которому при сильном выраженном поверхностном эффекте значение входящей в расчетные формулы магнитной проницаемости должно определяться из основной кривой намагничивания как статическая характеристика, соответствующая эффективной величине напряженности магнитного поля на поверхности.

В данной статье рассмотрено влияние неравномерного нагрева ферромагнитных тел на характер распределения мгновенных значений индукции и напряженности магнитного поля и вектора Пойнтинга при установившихся (периодических) колебаниях, а также дана оценка усредненной за период величины выделяемой мощности. Задача поставлена в связи с расчетами индукционных нагревательных установок. Для ее решения применены приближенные численные методы, реализованные на ЭЦВМ. Конкретные расчеты выполнены для кругового цилиндра. Однако решающий алгоритм охватывает более общий случай плоско-параллельных полей в пластинах и круглых цилиндрах (полых и сплошных), которые могут состоять из отдельных неравномерно нагретых слоев с различными физическими свойствами. Магнитная восприимчивость является функцией температуры и напряженности магнитного поля, а удельное электрическое сопротивление — функцией температуры. Поскольку магнитный гистерезис не имел существенного значения в приложениях (в частности, при индукционном нагреве в магнитном поле достаточно большой напря-

женности), он не был рассмотрен и в общей задаче, хотя учет его не представляет трудностей.

При построении алгоритма исходными являются дифференциальные уравнения Максвелла для проводящей среды с заданными граничными и начальными условиями. Если напряженность магнитного поля направлена по оси, то из этих уравнений получаем:

$$r^{-\nu} \frac{\partial}{\partial r} \left(\rho r^{\nu} \frac{\partial H}{\partial r} \right) = \frac{\partial B}{\partial \tau}, \quad (1)$$

где H и B — напряженность магнитного поля и индукция;

τ — время;

r — расстояние от оси цилиндра с радиусом R или от средней плоскости пластины с толщиной $2R$;

ρ — удельное электрическое сопротивление.

На внешней поверхности напряженность магнитного поля $H(R)$ задана как некоторая периодическая (в частности, синусоидальная) функция времени. На оси сплошного цилиндра $\frac{\partial H}{\partial r} = 0$, а в случае полого цилиндра на его внутренней поверхности

используются условия непрерывности тангенциальных составляющих векторов напряженности магнитного и электрического полей. В уравнении (1) для пластины следует положить $\nu=0$, а для цилиндра $\nu=1$.

Применим кусочно-линейную аппроксимацию основной кривой намагничивания (рис. 1). Тогда для k -го линейного участка из (1) получим:

$$\frac{\partial^2 H}{\partial r^2} + M \frac{\partial H}{\partial r} = N^{(k)} \frac{\partial H}{\partial \tau};$$

$$H_k \leq H \leq H_{k+1}, \quad k=0, 1, \dots, n; \quad (2)$$

$$M = \frac{\nu}{r} + \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dt} \frac{dt}{dr}; \quad N^{(k)} = \frac{\mu_0}{\rho} (1 + \chi_k \psi),$$

$$k=0, 1, \dots, n; \quad (3)$$

здесь μ_0 — магнитная постоянная;

χ_k — магнитная восприимчивость при температуре, например $t=0^\circ\text{C}$, а ψ выражает зависимость магнитной восприимчивости от нагрева (температурный множитель).

3. Endrenyi Y., Evaluation of Resistivity Tests for Design of Station Grounds in Nonuniform Soil, там же, № 69, декабрь 1963.

4. Эбин Л. Е. и Якобс А. И., Применение метода наведенных потенциалов при расчете сложных заземлителей в неоднородных грунтах, «Электричество», 1964, № 9.

5. Berichte über einigen am Institut für Energieanlagen der T. U. Dresden durchgeführte Arbeiten, «Energietechnik», 1965, Н. 6.

6. Будзко И. А., Захарин А. Г., Эбин Л. Е. и Левин М. С., Теоретические основы электроснабжения в сельском хозяйстве («Новые методы расчета заземляющих устройств»), изд-во «Колос», 1964.

7. Ослон А. Б., Расчет некоторых видов сложных заземлителей, «Электричество», 1958, № 4.

8. Бронштейн И. Н. и Семендяев К. А., Справочник по математике, изд-во «Наука», 1964.

9. Рябкова Е. Я. и Воронина А. А., Заземляющий контур подстанций высокого напряжения, «Электрические станции», 1965, № 11.

10. Правила устройства электроустановок (ПУЭ), изд-во «Энергия», 1965.

11. Найфельд М. Р., О зависимости сопротивления заземления от размеров заземлителя, «Электричество», 1965, № 4.

Имея в виду проведение дальнейших вычислений на ЭЦВМ, арифметизируем задачу, заменив пространственные производные центральными разностными отношениями с шагом $\Delta r = h$, а временную производную — левосторонним отношением с шагом $\Delta \tau = \vartheta$, так что

$$r = ih \quad (i = 0, 1, \dots, m), \quad \tau = j\vartheta \quad (j = 1, 2, \dots)$$

и

$$\begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial r} &\approx \frac{1}{2h} (H_{i+1,j} - H_{i-1,j}); \\ \frac{\partial^2 H}{\partial r^2} &\approx \frac{1}{h^2} (H_{i+1,j} - 2H_{i,j} + H_{i-1,j}); \\ \frac{\partial H}{\partial \tau} &\approx \frac{1}{\vartheta} (H_{i,j} - H_{i,j-1}). \end{aligned} \quad (4)$$

В результате из уравнения (2) для каждого очередного шага по времени получим систему $m-2$ линейных уравнений относительно m неизвестных $H_{i,j}$:

$$\begin{aligned} H_{i+1,j} \left(\frac{1}{h^2} + \frac{M_i}{2h} \right) - 2H_{i,j} \left(\frac{1}{h^2} + \frac{N_{i,j-1}^{(k)}}{2\vartheta} \right) + \\ + H_{i-1,j} \left(\frac{1}{h^2} - \frac{M_i}{2h} \right) = - \frac{N_{i,j-1}^{(k)}}{\vartheta} H_{i,j-1}, \\ i = 1, 2, \dots, m-1, \end{aligned} \quad (5)$$

к которой должны быть присоединены еще два условия на обеих границах.

Такая разностная схема для решения краевых задач абсолютно устойчива [Л. 2]. Неизвестные значения $H_{i,j}$ определим из системы (5) методом прогонки (приложение I), который особенно удобен при реализации на ЭЦВМ [Л. 3]. Операторная схема его алгоритма дана в приложении II. По найденным значениям H_{ij} легко вычислить индукцию

$$\begin{aligned} B_{i,j} = \mu_0 \left\{ H_{i,j} + \left[\left(\frac{B_K}{\mu_0} - H_K \right) + \kappa_K (H_{i,j} - H_K) \right] \psi \right\}, \\ H_K \leq H_{i,j} \leq H_{K+1}, \end{aligned} \quad (6)$$

а затем мгновенные и средние за период значения величины вектора Пойнтинга $p_{эм}$.

В качестве примера на рис. 2 представлены результаты расчетов, выполненных для цилиндра с радиусом $R = 0,2$ м, подвергнутого индукционному нагреву в осевом синусоидальном магнитном поле с частотой $f = 2,5 \cdot 10^3$ гц и амплитудой $H_{\max} = 70 \cdot 10^3$ а/м. Материал — углеродистая конструкционная сталь. Температурная зависимость удельного электрического сопротивления и магнитной восприимчивости (рис. 1) представлена формулами

$$\rho = \rho_0 + \rho_1 t + \rho_2 t^2; \quad \psi = \begin{cases} 1 - \left(\frac{t}{t_c} \right)^l & \text{при } t < t_c; \\ 0 & \text{при } t \geq t_c, \end{cases} \quad (7)$$

где t_c — температура Кюри, а показатель степени принят равным $l = 6$.

В холодном стальном цилиндре поверхностный эффект выражен очень отчетливо (рис. 2,а). Уже на расстоянии 0,4 мм от поверхности амплитуда напряженности магнитного поля уменьшается в 4 раза, одновременно искажается форма кривой зависимости от времени. Кривая изменения индукции

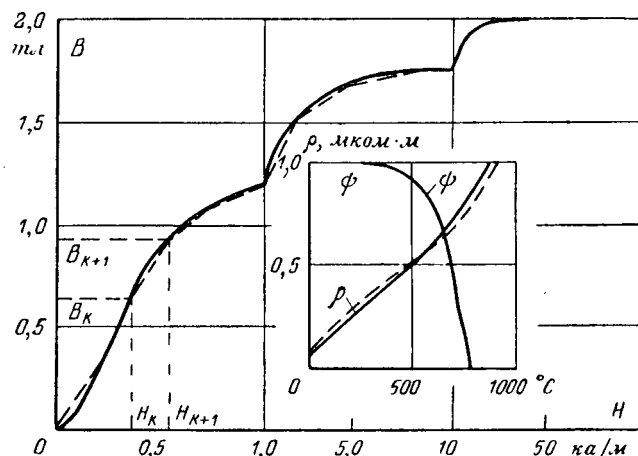


Рис. 1. Основная кривая намагничивания $B(H)$, удельное электрическое сопротивление ρ и температурный множитель магнитной восприимчивости ψ углеродистой конструкционной стали.

Сплошные линии — экспериментальные кривые; пунктирные — аппроксимация.

близка к прямоугольной форме, причем B затухает гораздо медленнее, чем H . Вектор Пойнтинга в течение почти всего периода направлен в глубь цилиндра. С увеличением расстояния от поверхности среднее за период значение вектора Пойнтинга убывает по закону

$$\bar{p}_{эм} = \alpha \frac{\rho}{\delta} H_{эф}^2(R) \left[1 - \beta \frac{R-r}{\delta} \right]^{\gamma}, \quad (8)$$

где

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu_0 \mu_{эф}}}.$$

При этом в соответствии с правилом Л. Р. Неймана [Л. 1] эквивалентная глубина проникновения тока δ определяется для статической магнитной проницаемости, соответствующей эффективному значению напряженности $H_{эф}(R)$ на поверхности. Коэффициенты равны $\beta = 0,58$; $\gamma = 3,6$; $\alpha = 1,3 \div 1,45$, причем меньшее значение α соответствует умеренным полям (до 20 кА/м), а большее — сильным (до 70 кА/м).

Таким образом, расчеты подтверждают справедливость формулы Л. Р. Неймана (8) при хорошо выраженном поверхностном эффекте даже в весьма сильных магнитных полях. Однако если температура в теле распределена резко неоднородно, то вследствие неравномерного изменения свойств металла получить такую же простую формулу уже нельзя.

Особый интерес представляет исследование электромагнитного поля в условиях умеренно выраженного поверхностного эффекта, когда вследствие неравномерного нагрева внешние слои близки к температуре Кюри, а внутренние еще сохраняют высокую магнитную восприимчивость (рис. 2,б). При синусоидальном внешнем поле H и $p_{эм}$ в поверхностных слоях изменяются по законам, близким к синусоидальным. Искажение формы кривых обнаруживается только в более глубоких слоях, имеющих меньшую температуру, и где поэтому

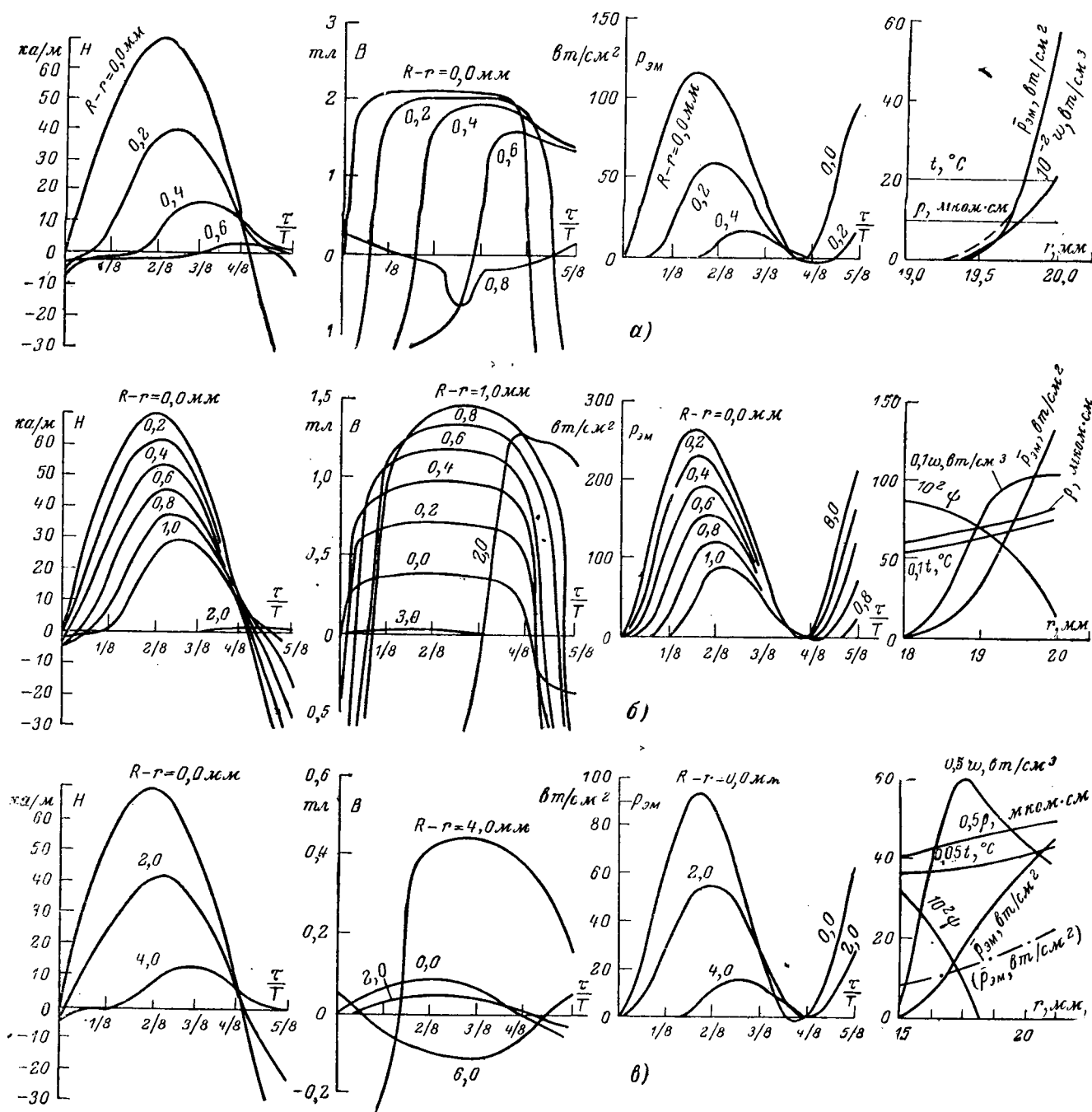


Рис. 2. Изменение напряженности магнитного поля, индукции, вектора Пойнтинга и удельной объемной мощности в цилиндре из углеродистой конструкционной стали.

а — при температуре 20°C ; б — при неравномерном распределении температуры ниже точки Кюри; в — при температуре поверхностного слоя выше точки Кюри. Сплошные линии для среднего за период значения $P_{эм}$ — по результатам численного решения; пунктирная — по формуле Л. Р. Неймана; штрих-пунктирная — по формулам для однородного немагнитного металла.

магнитная восприимчивость еще достаточно велика. Этой же причиной объясняется своеобразное изменение индукции: в поверхностном слое по мере продвижения в глубь металла ее амплитуда не убывает, а растет. Удельная объемная мощность ω в пределах значительной части токонесущего слоя почти не изменяется.

При дальнейшем нагреве в немагнитное состояние переходит сначала только поверхностный слой, а внутренняя область все еще остается ниже точки

Кюри (рис. 2, в). Благодаря наличию магнитного зерна с большой амплитудой индукции поверхностный эффект во внешнем слое выражен гораздо сильнее, чем в металле, целиком лишенном ферромагнитных свойств; удельная объемная мощность не только не убывает в направлении к оси, но, напротив, растет вплоть до внутренней ферромагнитной зоны.

Это своеобразное переходное состояние продолжается до тех пор, пока толщина внешнего слоя

с температурой выше точки Кюри не превысит расчетную глубину проникновения тока в немагнитный металл. Характерной особенностью поля в немагнитных металлах является периодическое изменение направления вектора Пойнтинга. В течение приблизительно $3/4$ каждого полупериода вектор Пойнтинга направлен вглубь и в течение $1/4$ — наружу, причем от положения точки зависит не только амплитуда, но и фаза. При синусоидальном изменении напряженности магнитного поля на поверхности синусоидальными функциями времени являются также и все остальные переменные величины. Решения для некоторых простых законов распределения температуры удастся выразить через хорошо табулированные функции (в частности, при равномерном распределении — через функции Кельвина и соответственно через тригонометрические и гиперболические функции в случае цилиндра и пластины).

Проведенный анализ позволяет сделать следующий вывод. Пока температура тела на $150\text{--}200^\circ\text{C}$ ниже точки Кюри и магнитная восприимчивость еще достаточно велика, поверхностный эффект обычно хорошо выражен, вследствие чего в пределах тонкого токонесущего слоя изменение температуры сказывается незначительно. Поэтому в таких условиях вполне удовлетворительные по точности результаты дает приближенная формула Л. Р. Неймана (8). После завершения магнитного превращения поверхностный эффект выражен обычно умеренно и даже слабо, но и распределение температуры в токонесущем слое становится более равномерным. Вследствие этого допустимо приписывать токонесущему слою некоторое усредненное значение электропроводности и использовать известные решения для однородных сред с линейными параметрами. Аналитическому описанию совершенно не поддается лишь переходный интервал, но, допустив известный произвол, можно прибегнуть к интерполяции, используя результаты расчетов в двух рассмотренных ранее случаях.

Однако общее достаточно точное решение для неравномерно нагретых металлических тел (особенно при слабом проявлении поверхностного эффекта) может быть представлено только рекурсивной функцией [Л. 4], т. е. функцией от системы заданных величин, вычисляемой с помощью фиксированного алгоритма (приложение II).

Автор выражает признательность Л. А. Вихрову, выполнившей все расчеты на ЭЦВМ.

Приложение I. Запишем уравнение (5) в более компактном виде:

$$C_i H_{i+1,j} - 2D_i H_{i,j} + E_i H_{i-1,j} = F_i, \quad i=1, 2, \dots, m-1. \quad (5a)$$

Коэффициенты этой системы — известные величины, так как все $H_{i,j-1}$ и $N_{i,j-1}^{(k)}$, входящие в D_i и F_i , определены на предыдущем шаге по времени (для $j=0$ значения напряженности магнитного поля заданы начальным условием, например $H_{i,j}=0$). Будем искать решение с помощью соотношения

$$H_{i-1,j} = R_i H_{i,j} + Q_i, \quad (9)$$

коэффициенты которого R_i и Q_i нужно найти. Значения R_1 и Q_1 определяются по одному из граничных условий. Если, например, при $r=0$

$$\frac{\partial}{\partial r} H \approx \frac{1}{2h} (H_{1,j} - H_{-1,j}) = 0,$$

то, подставляя $H_{-1,j} = H_{-1,j}$ в (5a), получим:

$$H_{0,j} = \frac{C_0 + E_0}{2D_0} H_{1,j} - \frac{F_0}{2D_0}, \quad (10)$$

откуда путем сравнения с (9) находим:

$$R_1 = \frac{C_0 + E_0}{2D_0}; \quad Q_1 = -\frac{F_0}{2D_0}. \quad (11)$$

Остальные значения коэффициентов определим, подставляя (9) в (5a), а затем выражая $H_{i,j}$ через $H_{i+1,j}$ и, наконец, снова сравнивая с (9):

$$R_i = \frac{C_{i-1}}{2D_{i-1} - E_{i-1}R_{i-1}}; \\ Q_i = \frac{E_{i-1}Q_{i-1} - F_{i-1}}{2D_{i-1} - E_{i-1}R_{i-1}}; \quad i=2, \dots, m. \quad (12)$$

Таким образом, путем прямой прогонки последовательно вычисляются все R_i и Q_i . При обратной прогонке также последовательно (но в сторону уменьшения индекса i) из (9) определяются значения $H_{i,j}$, начиная с $H_{m-1,j}$ (величина $H_{m,j}$ для каждого данного момента времени задана вторым граничным условием при $r=R$).

Приложение II. Операторная схема алгоритма решения задачи имеет следующий вид:

$$\begin{array}{cccccccccccccccc} \uparrow 2 & \uparrow 1 & \uparrow 17 & \uparrow 5 & \uparrow 4 & \uparrow 8 & \uparrow 7 & \uparrow 13 & \uparrow 11 & \uparrow 16 & \uparrow 14 & \uparrow 3 \\ A_1 P_2 P_3 A_4 P_5 A_6 A_7 P_8 P_9 P_{10} A_{11} P_{12} P_{13} A_{14} P_{15} P_{16} P_{17} P_{18} Y_{19} \\ \uparrow 18 & & & & & \downarrow 17 & & & & & \uparrow 9 & \downarrow 3 \end{array}$$

Оператор A_1 вычисляет в данной точке значения t , ρ , $\frac{dp}{dt}$

и ψ . Оператор P_2 ведет счет точек и после выполнения вычислений во всех точках координатной сетки передает управление обобщенному оператору P_3 , который определяет положение на основной кривой намагничивания (значение индекса k), соответствующее величине $H_{i,j-1}$. Оператор A_4 вычисляет для данного шага по времени значения M и N , коэффициенты уравнения (5a), а также R_i и Q_i (прямая прогонка). Оператор P_5 ведет счет шагов и по достижении внешней поверхности передает управление оператору A_6 для вычисления значения напряженности магнитного поля на поверхности $H_{m,j}$ в определенный момент времени. Оператор A_7 вычисляет значения $H_{i,j}$ во всех остальных точках, выполняя обратную прогонку по формуле (9). Оператор P_8 ведет счет точек и по достижении внутренней границы передает управление оператору P_9 , определяющему, наступил ли уже тот период, для которого все вычисленные значения необходимо выводить в печать (режим установившихся колебаний). Если этот период еще не наступил, то управление передается оператору P_{17} , который ведет счет шагов по времени, обеспечивая побег циклов вычислений $H_{i,j}$ до тех пор, пока не закончится данный текущий период. После этого управление передается оператору P_{13} , который ведет счет числа периодов и возобновляет цикл вычислений в следующем периоде. Если уже наступил момент для вывода результатов, то P_9 передает управление оператору P_{10} , который печатает все найденные на данном шаге по времени значения $H_{i,j}$. Затем A_{11} и A_{14} вычисляют значения индукции и вектора Пойнтинга (P_{12} и P_{15} выдают их в печать, а P_{13} и P_{16} ведут счет точек координатной сетки), и оператор P_{17} возобновляет цикл вычислений для следующего шага по времени. После завершения периода оператор P_{18} в зависимости от заданного условия либо повторяет цикл для следующего периода, либо передает управление оператору Y_{19} для остановки машины.

Литература

1. Нейман Л. Р., Поверхностный эффект в ферромагнитных телах, Госэнергоиздат, 1949.
2. Годунов С. К. и Рябенский В. С., Введение в теорию разностных схем, Физматгиз, 1962.
3. Березин И. С. и Жидков Н. П., Методы вычислений, Физматгиз, 1959.
4. Мальцев А. И., Алгоритмы и рекурсивные функции, изд-во «Наука», 1965.

[10.10.1966]

Электромагнитные характеристики конструкционной стали на переменном токе и их применение в трансформаторостроении

Инж. В. В. КАРАСЕВ и канд. техн. наук Л. В. ЛЕЙТЕС

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

В деталях конструкции мощных трансформаторов, электрических машин и некоторых аппаратов, находящихся в переменном магнитном поле, возникают добавочные потери, которые приводят к снижению к. п. д. установки, а иногда к опасным местным нагревам. Распределение потерь в элементе конструкции заданной формы зависит от конфигурации и напряженности магнитного поля на его поверхности и от свойств материала детали. Наибольшие трудности возникают при определении потерь в ферромагнитных деталях из-за нелинейности магнитных характеристик конструкционной стали.

В большинстве практических случаев при определении потерь стальные детали можно считать массивными телами, так как обычно их толщина намного больше глубины проникновения электромагнитного поля. Можно пренебречь и кривизной поверхности, так как всюду (кроме углов и кромок) радиус кривизны также во много раз больше глубины проникновения поля. Кроме того, можно не учитывать изменение напряженности поля в пределах каждого рассматриваемого небольшого участка поверхности, размеры которого значительно больше глубины проникновения.

Таким образом, при принятых допущениях следует рассматривать распространение плоской электромагнитной волны в проводящем ферромагнитном полупространстве.

Поскольку нелинейные уравнения Максвелла, которые описывают электромагнитное поле, в данном случае не поддаются точному решению, вводились те или иные допущения: использовались магнитные характеристики стали на постоянном токе [Л. 1—4], принималась приближенная аппроксимация основной кривой намагничивания [Л. 2] или петля гистерезиса [Л. 1 и 3], учитывались только первые гармоники напряженности электрического и магнитного поля. В [Л. 4] разработан метод решения задачи путем обработки на ЭЦВМ петель гистерезиса, снятых на постоянном токе.

Однако наиболее точное, достоверное и наглядное решение может быть получено на основе экспериментального определения непосредственно на переменном токе электромагнитных характеристик применяемой на практике конструкционной стали. При этом возможно учесть все особенности реальных условий (форму кривых изменения во времени напряженности магнитного поля на поверхности и магнитного потока в стали, намагничивание на переменном токе и др.) и точно оценить наибольшую возможную погрешность полученных данных.

Для решения нижеследующих задач достаточно установить связь между тремя основными параметрами электромагнитного поля на поверхности стали: периодически изменяющимися во времени тангенциальными составляющими напряженности электрического поля E и магнитного поля H и сред-

ними за период потерями на единицу поверхности P .

Попытка экспериментально определить эти характеристики была сделана в [Л. 5], но, как отмечают сами авторы, в основу анализа были положены допущения, не соответствующие действительной картине явления. Экспериментальные характеристики прутков и труб из мягкой конструкционной стали для электронагревателей содержатся в [Л. 6 и 7]. Однако при этих измерениях не обращалось достаточного внимания на форму кривых тока и потока и на возможные погрешности. Кроме того, исследовалась только область сильных полей при относительно высокой температуре стали (до 400°С). В [Л. 8] даны характеристики тороидальных образцов толщиной 6,35 мм из американской листовой конструкционной стали при частоте 60 гц.

В [Л. 1] приведены результаты экспериментальных исследований труб из конструкционной стали при синусоидальном токе с частотой 50 гц и обобщены аналогичные опытные данные других авторов при напряженностях от 2 до 34 а/см (действующие значения). В [Л. 9] представлены опытные характеристики круглых стержней из стали марки Ст. 3 при синусоидальной напряженности в диапазоне от 0,5 до 130 а/см; погрешность измерений не превышала 3—4%.

Однако при разработке трансформаторов возникает также необходимость в получении характеристик листовой конструкционной стали с необработанной поверхностью, применяемой для баков, ярмовых балок, прессующих колец и других крупных деталей. Для анализа добавочных потерь в трансформаторах, которые часто измеряют при токах порядка нескольких процентов от номинального, а также для оценки максимальных местных потерь в номинальном режиме или при перегрузках необходимы характеристики стали в весьма широком диапазоне изменения поля.

В большинстве случаев напряженность магнитного поля H на поверхностях стальных деталей трансформаторов несинусоидальна, тогда как напряженность электрического поля E близка к синусоидальной (поток рассеяния практически синусоидален). Поэтому представляется целесообразным определять характеристики стали не только при синусоидальном изменении H , но и при синусоидальной кривой E . При этом для некоторых практических задач требуется знать гармонический состав несинусоидальных напряженностей соответственно E и H .

Целью настоящей работы является экспериментальное определение электромагнитных характеристик массивных образцов листовой конструкционной стали марки Ст. 2 при синусоидальном изменении E или H , в том числе спектрального состава кривых изменений во времени E или H при частоте

50 гц, и их применение для оценки добавочных потерь в стальных деталях трансформаторов.

Методика исследования. Была выбрана тороидальная форма образцов, при которой магнитное поле имеет круговую симметрию, а анизотропия листа не играет роли, так как на разных участках образца поле направлено под различными углами к направлению проката. Усредненная по длине силовой линии напряженность магнитного поля H может быть определена непосредственно по величине тока в намагничивающей обмотке.

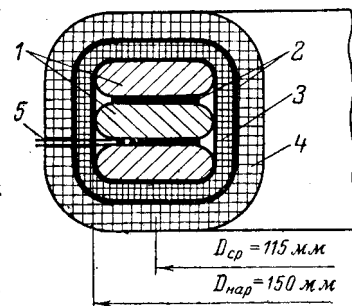
Каждый образец набирался из нескольких колец с внутренним диаметром 80 мм и наружным 150 мм, вокруг которых равномерно наматывались две обмотки (рис. 1). На одном из колец устанавливалась термопара для контроля нагрева. Кольца вырезались из листовой стали марки Ст. 2 толщиной 8 и 4 мм, применяемой в трансформаторостроении. Плоские поверхности колец не обрабатывались, а цилиндрические — протачивались с радиусом скругления углов (кромки) 2 мм. Было изготовлено и испытано две пары образцов: из стали толщиной 8 мм (по три кольца в образце) и 4 мм (по пяти колец).

Пренебрегая кривизной поверхности образца и возможным проникновением волны сквозь всю толщину кольца и не учитывая влияние механической обработки относительно малых боковых сторон на электромагнитные свойства стали, будем рассматривать всю поверхность образца как поверхность бесконечного ферромагнитного полупространства. О приемлемости этих допущений свидетельствует малое расхождение между характеристиками образцов стали толщиной 4 и 8 мм (не более 6%, тогда как для одинаковых образцов расхождение составляло 3%). Ниже приводятся характеристики только образца стали толщиной 8 мм.

Принципиальная схема измерений, с помощью которой могут быть определены (с учетом поправок на потребление цепи напряжения ваттметра) намагничивающий ток i_n , напряжение на измерительной обмотке u_n и потери в образце $P_{обр}$, представлена на рис. 2. В схеме предусмотрены также приборы для определения спектрального состава

Рис. 1. Сечение тороидального образца.

1 — стальные кольца; 2 — картонные прокладки; 3 — измерительная обмотка (число витков $\omega_n = 1200$, провод ПЭЛШО 0,1); 4 — намагничивающая обмотка (число витков $\omega_n = 200$, провод ПЭВ 1,81); 5 — термопара.



тока, напряжения и магнитного потока в образце (AG , V_2 , V_3); для регистрации формы кривых (\mathcal{EO}), а также для непосредственного измерения фазных углов тока (Π) и напряжения (B) с целью контроля измерения потерь.

По результатам измерений можно получить значения

$$H = \frac{i_n \omega_n}{\pi D_{cp}}; E_{cp} = \frac{u_n}{\omega_n \Pi}; P_{cp} = \frac{P_{обр}}{S}, \quad (1)$$

где H — напряженность магнитного поля на средней силовой линии (тангенциальная составляющая по поверхности образца);

E_{cp} — усредненная по периметру сечения образца тангенциальная составляющая напряженности электрического поля;

P_{cp} — средние потери на единицу поверхности образца;

ω_n и ω_n — числа витков намагничивающей и измерительной обмоток;

D_{cp} — средний диаметр образца;

Π — периметр сечения образца (суммарный периметр сечения всех колец);

S — площадь поверхности образца (суммарная поверхность всех колец).

Так как внутренний и наружный диаметры образца неодинаковы, то распределение электромагнитного поля вдоль радиуса образца не вполне равномерно. Поэтому будем определять электромагнитные характеристики для единичной площадки, расположенной на среднем диаметре образца.

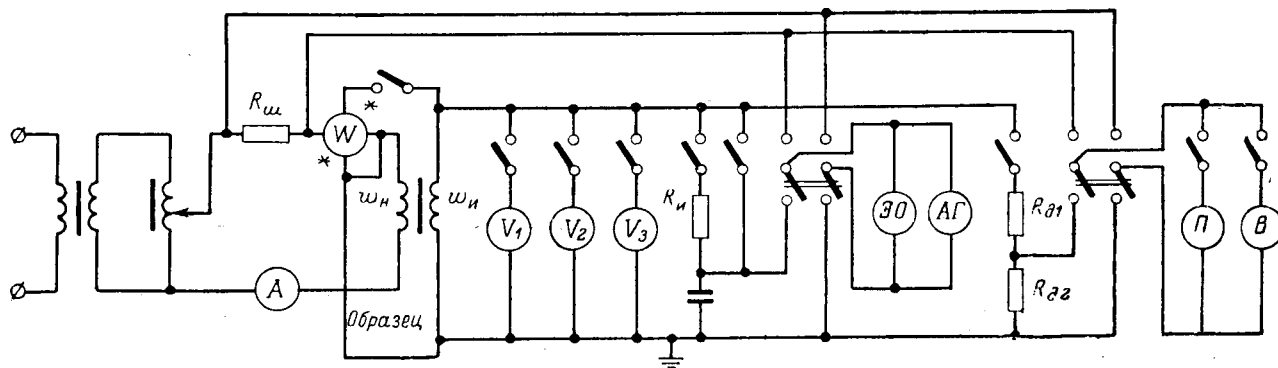


Рис. 2. Принципиальная схема измерений.

ω_n и ω_n — намагничивающая и измерительная обмотки образца; A — амперметр типа Д-566 (класса 0,2); W — ваттметр типа Д-539 (класса 0,5); V_1 , V_2 , V_3 — электронные вольтметры (класса 1,5) соответственно типов В-3-7, Ф-517 (средних значений) и Ф-505 (действующих значений при искаженной форме кривой); \mathcal{EO} — электронный осциллограф типа ЭО-7; AG — анализатор гармоник типа ТФ-2330 фирмы «Маркони» (класса 2,5); R_n , C_n — элементы интегрирующей цепочки; $R_{ш}$ — калиброванный шунт; Π — потенциометр типа Р-56; B — вектометр типа Ц-50 с высокоомным гальванометром типа М-95; $R_{д1}$ и $R_{д2}$ — сопротивления высокоомного делителя напряжения.

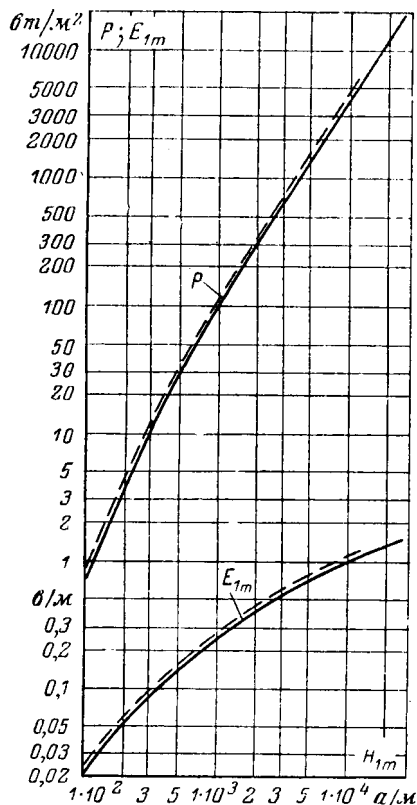


Рис. 3. Зависимость потерь P на единицу поверхности и амплитуды E_{1m} 1-й гармоники тангенциальной составляющей напряженности электрического поля от амплитуды H_{1m} 1-й гармоники тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля (при частоте 50 Гц для стали марки Ст. 2 толщиной 8 мм).
Сплошные линии — синусоидальное изменение E ; пунктирные линии — синусоидальное изменение H .

Представив зависимости $E_{cp}(H)$ и $P_{cp}(H)$ в виде кусочно-степенных (с постоянным показателем степени в пределах каждого участка), можно аналитически найти соотношение между значениями E_{cp} и P_{cp} и соответственно E и P , относящимися к выбранной единичной площадке. Это позволяет ввести соответствующие поправочные коэффициенты K_E и K_P . При указанных размерах образца (рис. 1) $K_E = 0,93 \div 0,99$ и $K_P = 0,93 \div 0,97$, где меньшие значения относятся к «слабым» полям, а большие —

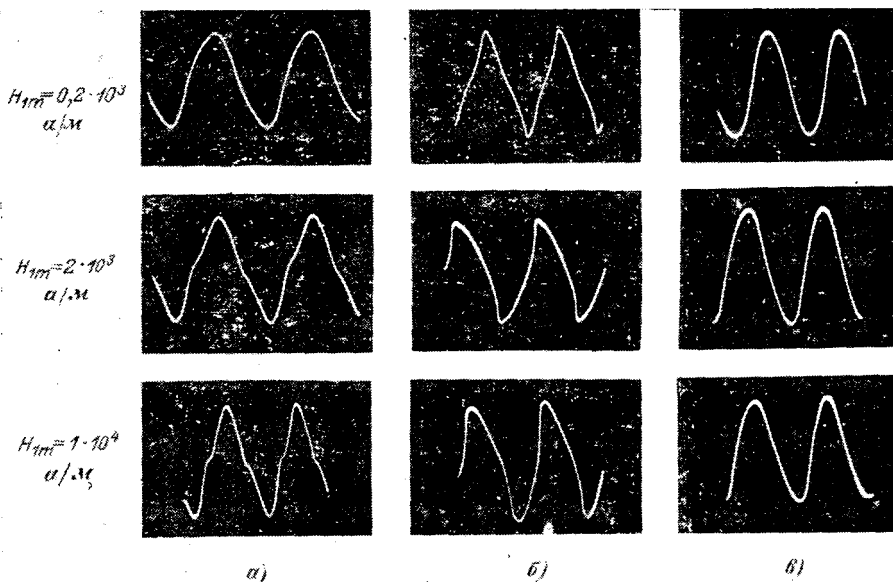


Рис. 4. Осциллограммы напряженности магнитного поля H на поверхности массивного образца при синусоидальном потоке (а) и напряженности электрического поля E на поверхности (б) и потока Φ на единицу длины периметра сечения образца (в) при синусоидальной напряженности магнитного поля.

к «сильным». Тогда искомые параметры могут быть получены из выражений

$$H = \frac{i_n \omega_n}{\pi D_{cp}}; \quad E = \frac{u_n K_E}{\omega_n \Pi}; \quad P = \frac{P_{обп} K_P}{S}. \quad (2)$$

Формулы для H и E относятся к любым гармоникам, а также к действующим и амплитудным значениям. Каждая гармоника Φ_n магнитного потока на единицу длины периметра сечения образца выражается через E_n и угловую частоту ω_n рассматриваемой гармоники:

$$\Phi_n = \frac{E_n}{\omega_n}.$$

Результаты исследования. Основные результаты измерений приведены на рис. 3 и 4 и в таблице. Измерения производились при изменении амплитуды 1-й гармоники H_{1m} от 75 до 27 500 А/м при синусоидальном изменении E и до 11 500 А/м при синусоидальной кривой H соответственно в 30 и 25 точках. Температура образцов при измерениях составляла 20—25° С и лишь в области весьма сильных полей (H_{1m} более 8 000 А/м) достигала 35° С.

Спектральный состав кривых $H(t)$, $E(t)$ и $\Phi(t)$, значения в процентах от амплитуды 1-й гармоники

$H_{1m}, \text{А/м}$	Синусоидальное изменение E				Синусоидальное изменение H						
	$H_d \sqrt{2}$	H_m	H_{3m}	H_{5m}	$E_d \sqrt{2}$	E_{3m}	E_{5m}	E_{7m}	Φ_m	Φ_{3m}	Φ_{5m}
$2 \cdot 10^2$	100,0	101,5	5,5	0,8	100,5	9,7	2,8	1,3	98	3,5	0,6
$5 \cdot 10^2$	100,2	104	9,5	1,7	101,0	13,8	5,8	2,8	97,5	4,4	1,3
$1 \cdot 10^3$	100,5	109	11,0	2,0	101,5	15,3	7,0	3,8	97,5	4,8	1,5
$2 \cdot 10^3$	100,6	111	12,5	2,4	101,7	16,3	7,5	4,2	97,5	5,1	1,5
$5 \cdot 10^3$	101,0	112	14,3	3,0	101,8	17,4	8,0	4,4	97,0	5,5	1,6
$1 \cdot 10^4$	101,2	114	15,0	3,2	102*	17*	8,3	4,5	98*	6*	1,7
$2 \cdot 10^4$	101,3	115	16,0	3,5	102*	17*	8,6	4,5	99*	6*	1,8

* Кривая тока несколько искажена, причем $I_{3m} \approx (0,04 - 0,06) I_{1m}$.

Из кривых на рис. 3 видно, что зависимости E_{1m} и P от H_{1m} при синусоидальном изменении E или H практически совпадают. Поэтому при дальнейшем анализе будем рассматривать только случай синусоидального потока в стали.

Полученные результаты дают возможность непосредственно определять потери в ферромагнитных телах при заданных напряженностях поля E или H на их поверхности или потоке Φ .

Однако для задач, связанных с учетом влияния рассматриваемого тела на внешнее магнитное поле, и для анализа зависимости потерь от различных факторов целесообразно представить полученные данные в форме, которая применяется для сред с линейными характеристиками:

$$P = r_0 \frac{H_m^2}{2} = \frac{1}{2r_0} \frac{E_m^2}{2}; \quad E_m = \sqrt{2} r_0 H_m; \quad (3)^*$$

$$r_0 = \frac{1}{\gamma \delta}; \quad \delta = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu \gamma}}, \quad (4)$$

где r_0 — поверхностное сопротивление;
 δ — глубина проникновения электромагнитной волны;
 γ — удельная электрическая проводимость;
 μ — магнитная проницаемость;
 H_m и E_m — амплитудные значения напряженности магнитного и электрического поля.

В отличие от линейной среды, где зависимости $P(H)$ и $E(H)$ жестко связаны между собой и постоянный коэффициент r_0 однозначно определяет связь между всеми основными параметрами, для нелинейной среды в общем случае такой связи нет и для двух соотношений $P(H)$ и $E(H)$ нужно иметь два нелинейных коэффициента.

В [Л. 4] вместо этих двух коэффициентов введена эквивалентная комплексная магнитная проницаемость $\mu_a = \mu_0 \mu'_a e^{-j\varphi_\mu}$, подстановка которой в уравнения Максвелла для линейной среды дает действительные соотношения между основными параметрами поля для ферромагнитной среды (между первыми гармониками E и H и потерями P). Эта проницаемость μ_a существенно отличается от комплексной магнитной проницаемости μ , введенной в [Л. 1], причем аргументы φ_μ [Л. 4] и Ψ [Л. 1] определены различными способами.

Используя магнитную проницаемость μ_a , вместо (3) и (4) получаем:

$$\begin{aligned} P &= \frac{H_{1m}^2}{2} r_a = \frac{H_{1m}^2}{2} r'_a k_\varphi = \\ &= \frac{1}{2r_a} \frac{E_{1m}^2}{2} k_\varphi; \quad E_{1m} = \sqrt{2} r'_a H_{1m}; \quad (5) \\ r_a &= \frac{1}{\gamma \delta_a}; \quad \delta_a = \sqrt{\frac{2}{\omega \mu'_a \mu_0 \gamma}}; \end{aligned}$$

$$k_\varphi = \sqrt{2} \cos \left(\frac{\pi}{4} - \frac{\varphi_\mu}{2} \right), \quad (6)$$

где $r_a = r'_a k_\varphi$ и δ_a — эквивалентные поверхностное сопротивление и глубина проникновения для ферромагнитной среды (в задачах с заданным H удобно использовать r_a , а при необходимости учитывать связь E и H целесообразно применять r'_a).

Из (5) и (6) по данным испытаний при известных γ (при измерениях сопротивления полоски стали, вырезанной из того же листа, что и кольцевые образцы, при 20°С получено $\gamma = 6,95 \times 10^6$ 1/ом·м, а температурный коэффициент электрического сопротивления составил $\alpha = 0,0042$ 1/°С) и ω можно определить значения:

$$\left. \begin{aligned} r_a &= \frac{2P}{H_{1m}^2}; \quad r'_a = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{E_{1m}}{H_{1m}}; \quad k_\varphi = \frac{2\sqrt{2}P}{E_{1m}H_{1m}}; \\ \delta_a &= \frac{\sqrt{2}}{\gamma} \frac{H_{1m}}{E_{1m}}; \quad \mu'_a = \frac{\gamma}{\omega} \frac{E_{1m}^2}{H_{1m}^2}; \\ \varphi_\mu &= \arg \mu_a = \frac{\pi}{2} - 2\varphi_{EH}, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где

$$\varphi_{EH} = \arccos \frac{2P}{E_{1m}H_{1m}}.$$

Зависимость эквивалентных параметров образца от напряженности магнитного поля представлена на рис. 5. Приведение результатов от температуры, при которой проводились измерения (20—35°С), к температуре 20°С производилось на основе данных испытаний во время нагрева образца до 80°С при «сильных» полях. Оказалось, что значения μ_a (при $H = \text{const}$), а также k_φ и φ_μ практически не зависят от температуры.

Из детального анализа погрешностей измерений было выяснено, что можно гарантировать точность

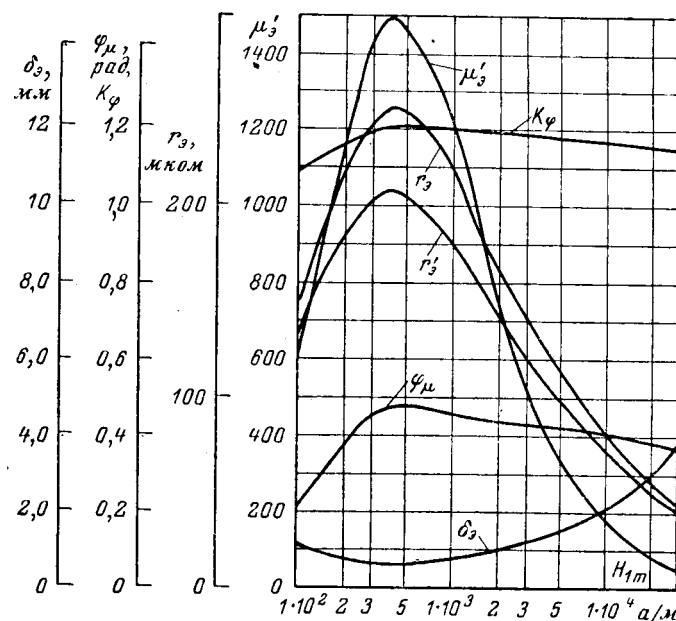


Рис. 5. Эквивалентные характеристики массивного образца из стали марки Ст. 2 при частоте 50 гц и температуре 20°С.

* Здесь $1/2$ и $\sqrt{2}$ являются результатом того, что активное и внутреннее реактивное сопротивления при резком поверхностном эффекте в линейной среде равны друг другу.

определения всех параметров до $\pm 3\%$, кроме значений μ_0 и φ_μ , которые определены с точностью соответственно $\pm 6\%$ и $\pm 0,07$ рад.

Сопоставление полученных характеристик (рис. 5) с известными данными [Л. 1 и 9] показало, что значения $\varphi_{\text{ЕН}}$ практически совпадают; однако значения активного сопротивления r_a по [Л. 1 и 9] при $H_{1m} > 1 \cdot 10^3$ А/м на 15—20% больше, чем по рис. 5, а при $H_{1m} < 0,3 \cdot 10^3$ А/м — на 10—25% меньше. Можно предполагать, что такое расхождение обусловлено различными электромагнитными свойствами листового проката стали марки Ст. 2 и фасонного проката стали марки Ст. 3.

Для усреднения и уточнения характеристик стали различных марок при различной форме проката нужен статистический анализ.

Возможности применения полученных характеристик стали для расчета трансформаторов. В настоящее время известны методы расчета электромагнитного поля и потерь в некоторых массивных ферромагнитных телах относительно простой формы с квазилинейными магнитными характеристиками. В частности, принципиально решена задача расчета потерь в стенках баков трансформаторов и реакторов [Л. 10 и 11], но использование этих методов в инженерной практике невозможно при отсутствии достоверных характеристик листовой стали на переменном токе. Полученные в данной работе кривые $\mu_0(H)$ и $\varphi_\mu(H)$ в известной мере восполняют этот пробел.

Приведенные выше зависимости $P(H)$ или $P(E)$ дают возможность непосредственно определить потери на единицу поверхности массивного ферромагнитного тела при известных значениях H или E . Измерить эти величины гораздо легче, чем вектор Умова—Пойнтинга или приращение скорости изменения температуры при изменении режима работы объекта (включении или отключении). Поэтому применительно к массивным деталям из обычной конструкционной стали в большинстве случаев становятся излишними сложные и недостаточно точные измерения местных потерь термометрическим методом, а также попытки использования сложной аппаратуры для измерения вектора Умова—Пойнтинга.

Особенно целесообразным представляется использование прибора ПЗМП [Л. 12], который дает возможность быстро получить эпюры тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля вблизи плоской поверхности исследуемого тела. По этим эпюрам и зависимости $P(H_{1m})$ легко найти распределение потерь по поверхности тела¹. Интегрированием эпюры потерь можно найти средние потери в рассматриваемой области.

Пример 1. Для определения потерь в прессующем кольце трансформатора, имеющем относительно большую длину и простую прямоугольную форму сечения и находящемся в практически осесимметричном поле рассеяния, достаточно снять эпюры радиальной составляющей напряженности магнитного поля у его верхней и нижней плоских поверхностей по радиу-

¹ Так как ПЗМП калибруется по вольтметру средних значений, т. е. по амплитуде напряженности поля H_m , то для определения потерь следует предварительно найти H_{1m} , используя данные, приведенные выше в таблице.

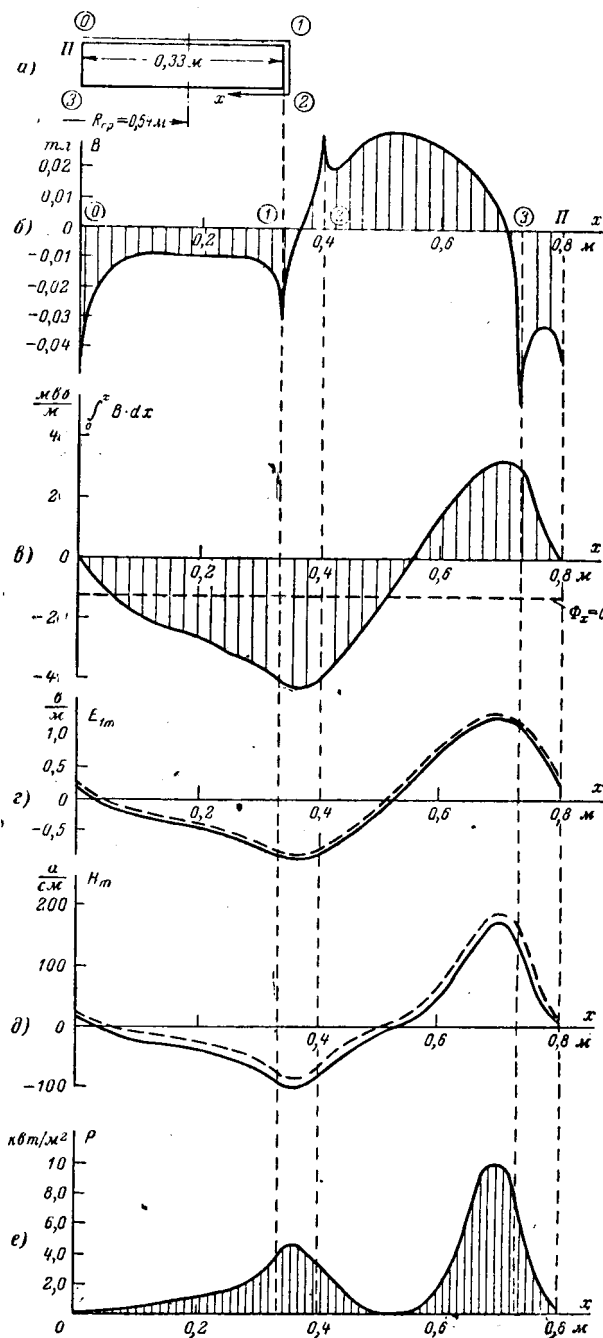


Рис. 6. К примеру расчета потерь в прессующем кольце. а — сечение кольца; б — развертка заданной эпюры нормальной индукции по периметру сечения кольца (снята с помощью ПЗМП на трансформаторе типа ТДНГУ-40500/110 и откорректирована по результатам измерений на математической модели); в — эпюра потока, входящего в кольцо между точками $x=0$ и x ; г — эпюра напряженности электрического поля; д — эпюра напряженности магнитного поля; е — эпюра потерь на единицу поверхности.

су R . Поле у труднодоступных, но относительно небольших боковых поверхностей кольца можно не снимать, а принять изменяющимся линейно между значениями напряженности у краев верхней и нижней плоскостей кольца. Затем по кривой P на рис. 3 следует перейти от эпюры $H(R)$ к эпюре $P(R)$. Полные потери в кольце равны интегралу $P(R)$ по поверхности кольца, т. е. интегралу $P(R) \cdot 2\pi R$ по периметру сечения кольца.

Пример 2. Иногда известна не тангенциальная составляющая напряженности H , а нормальная к поверхности составляющая индукции магнитного поля B . В некоторых простых случаях можно определить потери и по этим данным.

Рассмотрим такую задачу на примере указанного выше прес-сующего кольца (рис. 6,а, б). Для упрощения примера примем длину кольца одинаковой на всех радиусах и равной $l=3,3$ м и не будем учитывать сдвиг по фазе индукций и напряженностей поля в разных точках периметра сечения кольца. Индекс $1m$ опустим.

Магнитный поток на единицу длины периметра сечения кольца в точке с текущей координатой x можно представить в виде

$$\Phi_x = \Phi_{x=0} + \int_0^x B_x dx. \quad (8)$$

Зависимость $\int_0^x B_x dx$ от x построена на рис. 6,в. Очевид-

но, что должно выполняться условие $\int_0^{\Pi} B_x dx = 0$, где Π — периметр сечения. Так как кольцо разомкнуто, то по закону полного тока

$$\int_0^{\Pi} H_x dx = 0. \quad (9)$$

Из этого условия можно найти значение $\Phi_{x=0}$ методом последовательных приближений.

В первом приближении считаем, что во всех точках поверхности кольца μ_0 одинаковы и, следовательно, одинаковы r'_0 . Тогда из (9) и выражения

$$\omega\Phi = E = \sqrt{2} r'_0 H$$

следует:

$$\int_0^{\Pi} \Phi_x dx = 0.$$

Используя (8), получаем:

$$\Phi_{x=0} = -\frac{1}{\Pi} \int_0^{\Pi} \left[\int_0^x B_x dx \right] dx = -1,28 \text{ мВб/м}.$$

Сдвинув эпюру, изображенную на рис. 6,в, на полученную величину $\Phi_{x=0}$ и умножив результат на $\omega=314$ 1/сек, получаем эпюру E_x (рис. 6,г, пунктир). По кривой E на рис. 3 получаем первое приближение для эпюры H (рис. 6,д, пунктир).

Из условия (9) следует, что среднее значение H по периметру кольца должно быть равно нулю. Поскольку в первом приближении оно оказалось равным $\Delta H=16$ а/см, для второго приближения сдвигаем эпюру E вниз на величину $\Delta E \approx \sqrt{2} r'_0 \Delta H = 0,023$ в/м (сплошная кривая на рис. 6,е), где $r'_0=100$ мком соответствует $H_{1m} \approx 5$ кА/м. Затем уточняем эпюру H (сплошная кривая на рис. 6,д) и т. д.² По кривой P на рис. 3 получаем распределение потерь по поверхности кольца (рис. 6,е). Наибольшие местные потери равны $9,8$ кВт/м² (в точке $x=0,71$ м). Полные потери в кольце равны:

$$l \int_0^{\Pi} P_x dx = 5,9 \text{ кВт}.$$

² В данном примере достаточно первого приближения.

Выводы. Полученные электромагнитные характеристики листовой конструкционной стали марки Ст. 2 при частоте 50 гц дают возможность рассчитывать потери в стальных деталях конструкции трансформатора при известной тангенциальной составляющей напряженности магнитного или электрического поля у поверхностей деталей. В некоторых случаях возможно рассчитать потери, когда известна нормальная к поверхности составляющая магнитной индукции.

Литература

1. Нейман Л. Р., Поверхностный эффект в ферромагнитных телах, Госэнергоиздат, 1949.
2. Turowski J., Straty i lokalne przegrzania wywołane strumieniami rozproszenia, Zeszyty naukowe politechniki Lodzkiej, 1963, № 49.
3. Тимофеев Б. Б., Сопротивление стали переменному току, «Электричество», 1956, № 5.
4. Березовский А. А., Кравченко А. Н. и Нижник Л. П., Потери от вихревых токов в нелинейных ферромагнитных телах, сб. «Электромагнитные и полупроводниковые устройства преобразовательной техники», изд-во «Наукова думка», Киев, 1966.
5. Эйнгорн И. Я. и Борю Н. В., Исследование магнитных свойств конструкционной стали на частоте 50 и 2500 гц, «Электротехническая промышленность», 1961, № 8.
6. Свенчанский А. Д. и Малышев С. А., Низкотемпературные нагревательные элементы, МЭИ, 1964 (учебное пособие).
7. Thornton C. A. M., Resistance heating of mild-steel containers of power frequencies, Proc. IEE, v. 99, pt. II, 1952.
8. Agarwal P. D., Eddy current losses in solid and laminated iron, Trans. AIEE, 1959, v. 78, pt. I.
9. Нейман Л. Р. и Петровский В. Н., Исследование поверхностного эффекта в ферромагнитных телах при частотах звукового диапазона, Известия АН СССР, Энергетика и транспорт, 1966, № 4.
10. Березовский А. А., Кравченко А. Н. и Нижник Л. П., Расчет добавочных потерь в баке трансформаторов, «Электричество», 1966, № 9.
11. Лейтес Л. В. и Мاستрюков Л. А., Снижение добавочных потерь в баке мощных стержневых реакторов, «Электричество», 1966, № 9.
12. Карасев В. В., Прибор для осциллографирования полей рассеяния трансформаторов, «Вестник электропромышленности», 1963, № 3.

[6.2.1967]



Использование электростатического поля для интенсификации охлаждения обмоток маслонаполненных электрических аппаратов

Инженеры О. И. СИСУНЕНКО, В. Л. БЕРЕЗА и В. В. КОВАЛЬ

Всесоюзный институт трансформаторостроения

Явление самодвижения жидких диэлектриков в электрическом поле принято называть электрической конвекцией. Значительный интерес представляет электроконвекция в жидких диэлектриках при наличии неоднородного температурного поля.

Существует широкий класс маслонаполненных электрических аппаратов, у которых узлы, выделяющие активные потери, погружены в трансформаторное масло. У вертикальной поверхности такого узла можно выделить некоторый слой масла Δ , в пределах которого температура масла изменяется от температуры на поверхности θ_c до температуры за пределами слоя конвекционного течения θ_0 . Рассмотрим объемные силы, действующие на элементы объема масла в пределах слоя Δ в одномерном электростатическом поле и произведем их количественную оценку.

Известно, что в одномерном электростатическом поле объемные силы, действующие на диэлектрик, могут быть выражены следующим образом¹:

$$F_{(x)} = \epsilon_0 (\epsilon' - 1) E_x \frac{dE_x}{dx}. \quad (1)$$

Изменение напряженности электростатического поля вдоль координаты x определяется величиной удельного сопротивления масла, которое сильно зависит от температуры. В интервале температур 60—100°С удельное сопротивление трансформаторного масла довольно точно может быть описано формулой

$$\rho_{\theta_x} = \rho_{\theta_0} e^{-0,0376\tau_{(x)}}, \quad (2)$$

где $\tau_{(x)} = \theta_x - \theta_0$.

В первом приближении примем, что закон распределения превышений температуры масла в пределах слоя Δ над температурой масла за пределами этого слоя имеет вид экспоненциальной функции

$$\tau_{(x)} = \tau_{\Delta} e^{-\frac{4x}{\Delta}}. \quad (3)$$

Тогда напряженность электростатического поля вдоль координаты x может быть выражена:

$$\bar{E}_{(x)} = \bar{E}_0 e^{-0,0376\tau_{\Delta} - \frac{4x}{\Delta}}. \quad (4)$$

Ширина слоя конвективного течения для трансформаторного масла составляет $\Delta \approx 3$ мм. Относительная диэлектрическая проницаемость трансформаторного масла $\epsilon' = 2,2$.

После соответствующей подстановки в формулу (1) получим выражение для сил, действующих на элемент объема масла в пределах слоя Δ :

$$F_{(x)} = 0,324 \cdot 10^{-13} \tau_{\Delta} E_0^2 e^{-0,0376\tau_{\Delta} - 1,330x - 1,330x}. \quad (5)$$

На рис. 1 приведены графики распределения напряженности поля и объемных сил по толщине слоя Δ при условии, что температура масла в слое меняется по уравнению (3). При этом $\tau_{\Delta} = 30^\circ \text{С}$; $E_0 = 10^6$ в/м. Графики построены на основании формул (3)—(5). Такое распределение имеет место только в первый момент после создания поля, пока не произошло перемешивание горячих слоев масла. В данной статье динамика процесса не рассматривается.

Представляет интерес интегральное усилие, действующее на слой масла толщиной Δ с единичным основанием, т. е. давление, развиваемое нагретым слоем масла на единицу воображаемой плоскости с координатой $x = \Delta$, параллельной нагретой плоскости. Выражение для интегральных усилий получается путем интегрирования выражения для объемных сил в интервале $0 \leq x \leq \Delta$:

$$F_{\Sigma} = \int_0^{\Delta} F_{(x)} dx.$$

После интегрирования и соответствующих упрощений получаем:

$$F_{\Sigma} = 1,08 \cdot 10^{-13} E_0^2 (e^{-1,35 \cdot 10^{-3} \tau_{\Delta}} - e^{-75,2 \cdot 10^{-3} \tau_{\Delta}}) [z/cm^2]. \quad (6)$$

Следует подчеркнуть, что формулы (5) и (6) определяют величину объемных и интегральных сил для первого момента времени после возникновения поля. В последующие моменты времени под воздействием $F_{(x)}$ температурное поле у нагретой стенки определенным образом деформируется и закон распределения объемных усилий в слое Δ будет другим.

На рис. 2 приведены зависимости $F_{\Sigma} = \varphi(E_0)$ при $\tau_{\Delta} = 13,4^\circ \text{С}$ и $\tau_{\Delta} = 11,2^\circ \text{С}$. При $\tau_{\Delta} = 30^\circ \text{С}$ и $E_0 = 1$ кВ/мм интегральное усилие $F_{\Sigma} = 0,09$ г/см².

Представляет интерес сравнение объемных сил при электроконвекции с объемными силами при гравитационной конвекции.

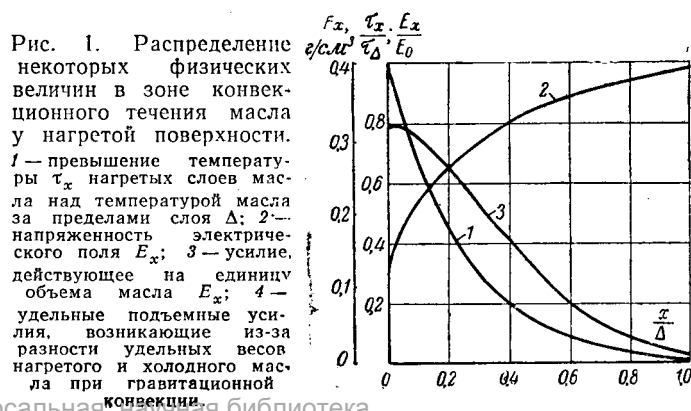


Рис. 1. Распределение некоторых физических величин в зоне конвекционного течения масла у нагретой поверхности. 1 — превышение температуры τ_x нагретых слоев масла над температурой масла за пределами слоя Δ ; 2 — напряженность электрического поля E_x ; 3 — усилие, действующее на единицу объема масла F_x ; 4 — удельные подъемные усилия, возникающие из-за разности удельных весов нагретого и холодного масла при гравитационной конвекции.

¹ См. список обозначений.

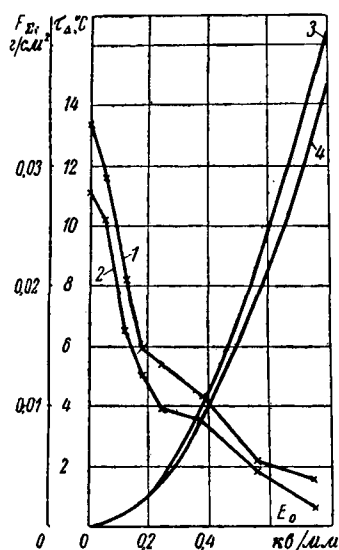


Рис. 2. Зависимость превышения температуры однослойной обмотки над температурой окружающего масла и интегральных усилий от напряженности электрического поля.

1 — превышение температуры обмотки при плотности теплового потока $q=2500$ Вт/м²; 2 — то же при $q=1900$ Вт/м²; 3 — интегральное усилие на единицу поверхности при $t_{\Delta}=13,4^{\circ}\text{C}$; 4 — то же при $t_{\Delta}=11,2^{\circ}\text{C}$.

На рис. 1 приведен график распределения объемных сил по толщине слоя Δ при гравитационной конвекции. В расчете принималось, что перегревы распределяются в соответствии с уравнением (3), удельный вес масла при 20°C составляет $\gamma=0,88$ г/см³, температурный коэффициент объемного расширения масла $\alpha=75 \cdot 10^{-5}$ 1/ $^{\circ}\text{C}$; температура масла за пределами слоя Δ будет $\theta_0=65^{\circ}\text{C}$, перегрев поверхности над маслом $\tau=30^{\circ}\text{C}$.

Сравнение кривых 3 и 4 на рис. 1 показывает, что уже при напряженности поля $E_0=1$ кВ/мм при прочих равных условиях объемные силы, возникающие при электроконвекции, по крайней мере на порядок больше объемных сил, возникающих при гравитационной конвекции.

Как видно из рис. 1, при электрической конвекции наибольшие объемные усилия возникают в наиболее горячих слоях масла, прилегающих непосредственно к нагретой поверхности. Под действием этих сил горячие слои масла у самой поверхности приходят в интенсивное движение. Разрушается слой неподвижного масла у самой нагретой поверхности, ликвидируя тем самым так называемый «температурный скачок». Тот факт, что движение масла под действием объемных электрических сил происходит перпендикулярно к поверхности, способствует более быстрой эвакуации тепла от нагретого узла, чем это имеет место при гравитационной конвекции, когда нагретое масло движется вверх вдоль охлаждаемой поверхности.

При помощи электростатического поля можно значительно повысить коэффициенты теплоотдачи поверхностей, охлаждаемых трансформаторным маслом. Кроме того, представляется возможность произвольно регулировать теплосъем с охлаждаемой поверхности путем изменения напряженности электрического поля. При помощи электрической конвекции можно добиться значительного снижения превышения температуры охлаждаемого тела над температурой охлаждающего масла.

Влияние различных параметров, входящих в уравнения (1), (5) и (6), можно проиллюстрировать несложным экспериментом, схема которого приведена на рис. 3. При изменении напряжения, приложенного к промежутку нагреватель — экран, а также при изменении тока в цепи нагревателя скорость движения масла от нагревателя к электроду будет меняться. Некоторые результаты наблюдений приведены в таблице.

Направление движения масла	Описание условий опыта
	Два пластинчатых электрода без подогрева. Движение масла между электродами не наблюдалось независимо от полярности электродов
	Плстинчатый электрод и спиральный нагреватель. Масло двигалось от нагревателя к плоскому электроду независимо от полярности электродов
	Два плоских электрода и спиральный нагреватель. Движение масла от нагревателя в обе стороны независимо от полярности электродов
	Два спиральных нагревателя. Движение масла встречное независимо от полярности нагревателей

Количественная проверка эффективности применения электростатического поля для интенсификации охлаждения была проведена на нескольких моделях обмоток трансформаторов.

Модели слоевых обмоток были изготовлены путем намотки на бакелитовый цилиндр нужного количества слоев из круглого медного провода в бумажной изоляции. Схема испытаний мало отличается от приведенной на рис. 3. Источником питания обмоток служил генератор постоянного тока. Температура обмотки определялась по сопротивлению обмотки, измеренному методом амперметра-вольтметра. Температура охлаждающего масла определялась при помощи термометра. Цилиндрический сетчатый экран охватывал обмотку, находясь на расстоянии 6 мм от нее.

После достижения установившегося перегрева обмотки над маслом к промежутку обмотка — экран прикладывалось постоянное напряжение $U=4$ кВ. В первые минуты после возникновения электростатического поля наблюдалось резкое снижение

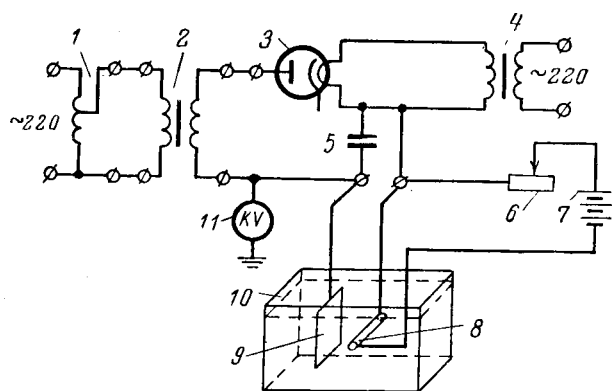


Рис. 3. Схема опытов с электроконвекцией.

1 — регулятор напряжения; 2 — трансформатор напряжения; 3 — кенотрон; 4 — накаливаемый трансформатор; 5 — конденсатор; 6 — реостат; 7 — источник питания; 8 — нагреватель; 9 — пластинчатый электрод; 10 — прозрачная неметаллическая ванна; 11 — киловольтметр

перегрева обмоток над маслом. В дальнейшем перегрев оставался практически постоянным. Сравнение величин перегревов обмоток над маслом без электроконвекции и с электроконвекцией показывает, что с увеличением числа слоев эффективность электроконвекции снижается (рис. 4, кривые 1—3). Причина заключается в том, что наружный слой обмотки является электрическим экраном для последующих слоев. Только интенсивное движение масла от поверхности наружной обмотки приводит к отсасыванию горячего масла от внутренних слоев через зазоры между витками наружного слоя.

Электроконвекционное охлаждение ухудшается при наличии вертикального канала между слоями, так как в этом случае практически не улучшается охлаждение слоев обмотки, расположенных за каналом (рис. 4, кривые 3 и 4).

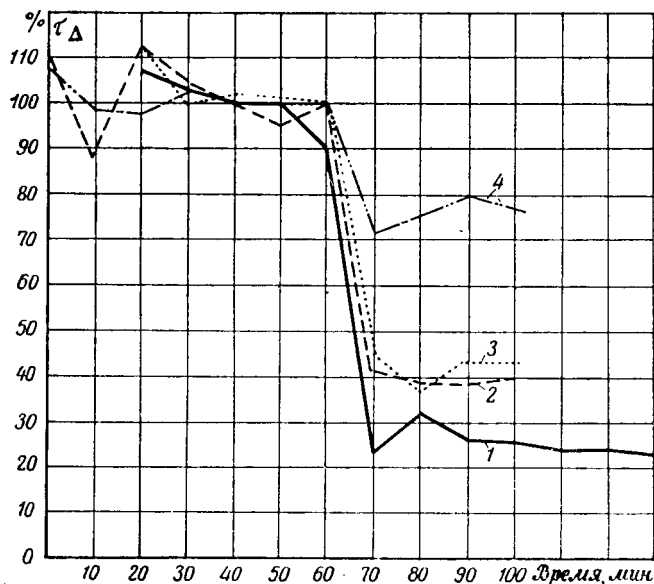


Рис. 4. Превышение температуры моделей слоевых обмоток над температурой окружающего масла. За 100% принято превышение температуры обмотки без электроконвекции.

1 — однослойная обмотка; 2 — двухслойная обмотка; 3 — четырехслойная обмотка; 4 — четырехслойная обмотка с вертикальным каналом между вторым и четвертым слоями.

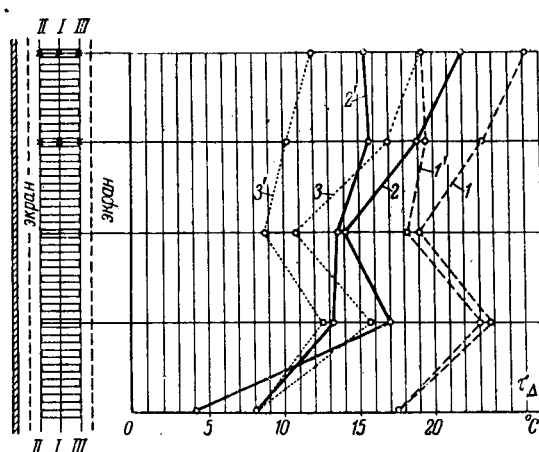


Рис. 5. Распределение перегревов катушечной обмотки по высоте.

1' и 1 — перегревы проводников обмотки, расположенных по образующей I—I, соответственно при наличии электростатического поля и без него; 2' и 2 — то же для проводников по образующей II—II; 3' и 3 — то же для проводников по образующей III—III.

На однослойной обмотке при двух значениях тока были определены установившиеся превышения температуры обмотки над маслом τ_{Δ} при различных величинах напряженности электрического поля в промежутке обмотка—экран. При $E_0 = 0,7 \div 0,8$ кВ/мм перегрев обмотки над маслом снизился примерно в 10 раз (рис. 2, кривые 1 и 2).

Модель катушечной обмотки была изготовлена из прямоугольного медного провода ПБО сечением $5 \times 1,3$ мм. Радиальный размер обмотки был 40 мм, ее высота 560 мм. Горизонтальные масляные каналы между катушками имели высоту 11,3 мм. Обмотка была намотана на бумажно-бакелитовый цилиндр. Два сетчатых экрана (наружный и внутренний) размещались на расстоянии 16 мм от обмотки. Напряженность электрического поля в промежутке обмотка—экран составляла $E_0 = 0,8$ кВ/мм.

Температура обмотки определялась при помощи термодпар, установленных в проводниках по внутренней, наружной и средней образующим обмотки. Температура масла также определялась при помощи термодпар. Распределение перегревов τ_{Δ} по высоте обмотки без электроконвекции и с ней приведено на рис. 5 по всем трем образующим обмотки.

В опытах наблюдалось существенное (на 25—37%) снижение перегревов верхней части обмотки при наличии электроконвекции.

Использование явления электрической конвекции может обеспечить значительное снижение перегревов обмоток трансформаторов над маслом. Заслуживает внимания вопрос об использовании электрической конвекции для повышения нагрузочной способности трансформатора.

Например, при выходе из строя одного из параллельно работающих трансформаторов оставшийся в работе трансформатор, если он будет оборудован устройством для электроконвекции, сможет длительное время нести нагрузку, значительно превышающую номинальную.

При помощи электроконвекции возможно значительно повысить мощность трансформатора. Кроме того, явление электрической конвекции может найти применение в ряде других электротехнических устройств.

Выводы. 1. Различие величин удельного сопротивления трансформаторного масла в слое, прилегающем к нагретой поверхности, приводит к возникновению в электростатическом поле объемных сил, вызывающих интенсивное движение масла, — электрическую конвекцию.

2. При напряженности электрического поля 1 кВ/мм величина объемных электрических сил, действующих на горячие слои масла у нагретой поверхности, на порядок превосходит величину объемных сил, возникающих при гравитационной конвекции.

3. Явление электрической конвекции может быть использовано для интенсификации охлаждения различных маслонеполненных электрических аппаратов. Например, при помощи электроконвекции превышение температуры модели однослойной обмотки трансформатора над окружающим маслом в опытах снижалось в 10 раз.

Принятые обозначения:

- θ — температура, °С;
- θ_c — температура нагретой поверхности, °С;
- θ_0 — температура масла за пределами слоя конвекционного течения, °С;
- τ — превышение температуры, °С;
- τ_Δ — превышение температуры тела над температурой охлаждающего масла, °С;
- E — напряженность электрического поля, В/м;
- E_0 — напряженность электрического поля за пределами конвекционного течения, В/м;
- ρ — удельное сопротивление, Ом·см;
- ϵ_0 — диэлектрическая проницаемость в вакууме, $\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ ф/м;
- ϵ — диэлектрическая проницаемость масла, ф/м;
- ϵ' — относительная диэлектрическая проницаемость масла;
- t — время, сек;
- $F_{(x)}$ — усилие, действующее на единицу объема масла, г/см³;
- F_Σ — интегральное усилие, действующее на единицу поверхности нагретого слоя масла, г/см²;
- γ — удельный вес, г/см³;
- x — координата, м.

[11.2.1967]



УДК 621.313:013

Об одном способе расчета магнитных полей в электрических машинах

Канд. техн. наук М. А. ЕРМИЛОВ и инж. В. Х. ХАН

Москва

Наиболее распространенным методом, позволяющим найти распределение магнитных потоков в воздушных промежутках электрических машин, является в настоящее время метод вероятных путей потоков, базирующийся на понятии средней силовой линии [Л. 1]. Его распространение обусловлено простотой и возможностью легко корректировать расчетные формулы в процессе накопления экспериментального материала. Однако это связано со значительными затратами времени. Представляя собой по существу так называемый метод «проб и ошибок», он не дает уверенности в первом полученном результате. Но даже при достаточно надежном расчетном аппарате могут возникнуть существенные ошибки при отступлении от узкого диапазона геометрических соотношений, для которых формулы проверены эмпирически. Так, рассеяние многополюсных и двухполюсных синхронных машин определяется различно. Очевидно, несоответствие возникло из-за изменения первоначально принятой картины вероятных потоков. Нередко при применении данного метода проявляется еще один его серьезный недостаток, когда некоторые ферромагнитные тела, находящиеся

в исследуемой области поля, выпадают из рассмотрения. Например, при определении потока рассеяния между полюсными наконечниками синхронных машин по общепринятым методикам не учитывается присутствие якоря в зоне действия этого потока. Следовательно, метод вероятных путей потоков в общем случае не является корректным, особенно для областей поля с относительно сложной геометрией, что часто имеет место в электрических машинах.

С другой стороны, причиной, также определившей превалирующее распространение вероятностного метода в электромашиностроении, явилась сложность математического аппарата теории поля, методы которой в ряде случаев оказываются неприемлемыми.

Трудность решения краевой задачи при помощи конформного преобразования общеизвестна, поскольку интеграл Кристоффеля—Шварца [Л. 2] сравнительно легко определяется только для общих размеров треугольной области.

Метод сеток при сложной конфигурации области связан с таким большим количеством математических операций, что его применение даже

с использованием электронных вычислительных машин (ЭВМ) становится оправданным лишь для уникальных задач с конкретными геометрическими данными и с ограниченным числом комбинаций данных.

Из вариационных методов высшего анализа наиболее подходящим в этом смысле является метод Ритца и Галеркина [Л. 2], часто использующийся в последнее время в отчетственных работах. Метод предусматривает представление потенциальной функции в виде полной функциональной последовательности. Коэффициенты выбранной последовательности определяются из условия минимизации двойного интеграла, связанного с уравнениями Лапласа и Пуассона. Последнее обстоятельство предопределяет сложный вид решений, записывающихся в форме двойных рядов, быстро сходимости которых теоретически и практически трудно установить. При этом резко возрастает трудоемкость вычисления на ЭВМ. Практически может создаться такое положение, когда предварительная оценка точности рассчитанных на ЭВМ формул окажется невозможной, что поставит под сомнение их правильность. Однако даже при успешном решении задачи для получения аналитического выражения определяемой величины нужно проводить аппроксимацию вычисленной табличной зависимости. Осуществление этой аппроксимации при числе параметров, большем двух, в общем случае весьма затруднительно.

Для многих электротехнических задач поля рационально применять комбинированный способ, использующий принцип вероятных потоков, методы высшего анализа и математическое моделирование.

Идея комбинированного способа состоит в том, что область поля электрической машины, выделенная на основании вероятностного принципа и имеющая, как правило, сложную геометрию, разбивается на ряд элементарных областей. При этом потенциальные функции на общих границах полученных областей представляются не функциональными рядами, а функциями простого вида: линейными, параболическими, тригонометрическими, гиперболическими и т. д. Выбор подобных функций оправдывается обычно простым характером изменения потенциала на смежных границах областей, а также незначительным влиянием в большинстве случаев погрешности аппроксимации на точность конечного решения.

Для уточнения картины поля, если она недостаточно ясна, можно воспользоваться одним из способов математического моделирования [Л. 3].

Достоинствами комбинированного способа следует считать относительно простой вид получаемых выражений и экономию времени, затрачиваемого на решение. Зачастую удается получить решение в виде быстро сходящегося ряда, позволяющего свести расчет к нахождению двух или только первого члена ряда. В результате получаются аналитические выражения, удобные для дальнейших вычислений параметров машины.

Как показал опыт решения краевых задач комбинированным способом, к выбору пограничной потенциальной функции необходимо подходить весь

ма осторожно, если протяженность смежных границ занимает значительную часть периметра области. Следовательно, чем больше эта часть, тем точнее должна быть аппроксимация указанной функции при одинаковых требованиях к точности решения. Выяснилось также, что проверка решения одним из методов математического моделирования для комбинаций экстремальных геометрических размеров и для одной комбинации средних вполне достаточна для оценки погрешности полученных формул. Проверка может быть эффективно проведена и методами физического моделирования.

Приложение. Определение проводимости рассеяния в междуполосном пространстве бесконтактной синхронной машины с внутризамкнутым магнитным потоком. Конфигурация междуполосного пространства, применительно к которой решается задача, выбрана с таким расчетом, чтобы к ней путем небольшого геометрического преобразования сводились все известные конструктивные построения индуктора [Л. 4]. Этому требованию наилучшим образом отвечает полюсная система с клинообразными наконечниками и радиальным сечением, показанная на рис. 1. Данная область дугой окружности с радиусом r_1 делится на вспомогательную область A и две идентичные области B .

При моделировании области методом электрогидродинамической аналогии (ЭГДА) [Л. 5] установлено, что магнитный потенциал на границе меняется по нелинейному закону. Однако, как показала последующая проверка полученных формул, аппроксимация пограничной потенциальной функции при помощи линейной зависимости не приводит в итоге к заметным погрешностям даже при редко встречающихся в практике заниженных значениях коэффициентов полюсной дуги порядка $\alpha_p = 0,6$.

Кроме рассмотренного, вводятся следующие допущения и упрощения:

предполагается, что поле в междуполосном пространстве плоскопараллельно;

аксальные торцы полюсных сердечников fg (рис. 1) заменяются радиальными, причем линия fig_1 проводится через точку h , соответствующую радиусу $\frac{1}{2}(r_1 + r_2)$;

статор машины считается гладким; величина рабочего воздушного зазора принимается равной нулю;

магнитная проницаемость стальных участков принимается бесконечно большой.

Распределение потенциала в исследуемой области подчиняется уравнению Лапласа в полярных координатах

$$\frac{\partial^2 v}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial v}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 v}{\partial \theta^2} = 0. \quad (1)$$

Область A . Здесь оказалось удобным осуществить преобразование области к прямоугольнику с переходом к декартовым координатам с помощью равенств

$$x = \theta; \quad (2)$$

$$y = \ln \frac{\rho}{r_2}. \quad (3)$$

При этом изменяется запись уравнения (1)

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} = 0. \quad (4)$$

В соответствии с рис. 1 и принятыми допущениями граничные условия запи-

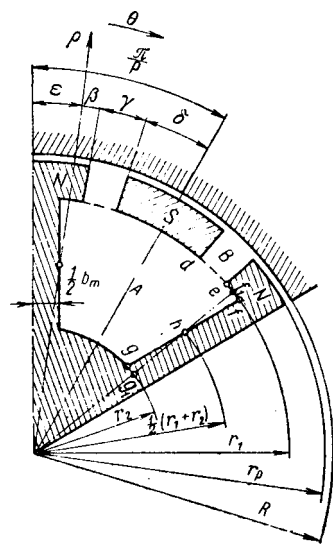


Рис. 1. К постановке краевой задачи.

шутся следующим образом (величина потенциала измеряется в относительных единицах):

$$\left. \begin{aligned} u|_{x=0} &= 0 \quad \text{при } 0 < y < b; \\ u|_{y=0} &= 0 \quad \text{при } 0 < x < 2\alpha; \\ u|_{x=2\alpha} &= 0 \quad \text{при } 0 < y < b. \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$u|_{y=b} = \begin{cases} 0 & \text{при } (2\alpha - \beta) \leq x < 2\alpha; \\ -\frac{1}{\gamma} (x - 2\alpha + \beta) & \text{при } (\alpha + \delta) \leq x \leq (2\alpha - \beta); \\ 1 & \text{при } (\alpha - \delta) \leq x \leq (\alpha + \delta); \\ \frac{1}{\gamma} (x - \beta) & \text{при } \beta \leq x \leq (\beta + \gamma); \\ 0 & \text{при } 0 < x \leq \beta. \end{cases}$$

где

$$\alpha = \beta + \gamma + \delta; \quad (6)$$

$$b = \ln \frac{r_1}{r_2}. \quad (7)$$

Решением данной задачи Дирихле будет гармоническая функция [Л. 6]

$$u = \sum_{k=1}^{\infty} C_k \operatorname{sh} \frac{\pi k}{2\alpha} y \sin \frac{\pi k}{2\alpha} x, \quad (8)$$

где k — натуральный ряд чисел, а коэффициенты Фурье определяются формулой

$$C_k = \frac{1}{\alpha \operatorname{sh} \frac{\pi k}{2\alpha} b} \int_0^{2\alpha} u|_{y=b} \sin \frac{\pi k}{2\alpha} x dx. \quad (9)$$

Подстановка условий (5) в формулу (9) и интегрирование по участкам приводит к соотношению

$$C_k = \frac{16\alpha (-1)^{\frac{q+3}{2}}}{\pi^2 q^2 \gamma \operatorname{sh} \frac{\pi q}{2\alpha} b} \sin \frac{\pi q}{2\alpha} \frac{\gamma}{2} \times \\ \times \sin \frac{\pi q}{2\alpha} \left(\frac{\gamma}{2} + \delta \right); \quad (10)$$

здесь $q=1, 3, 5, \dots$, так как коэффициенты C_k четного порядка по ходу выполнения операций оказались равными нулю.

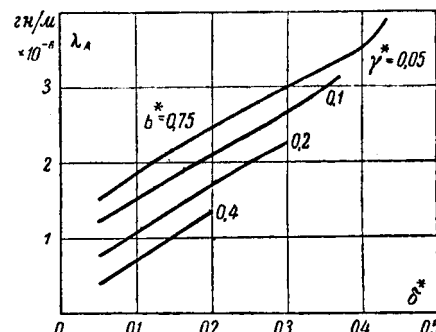
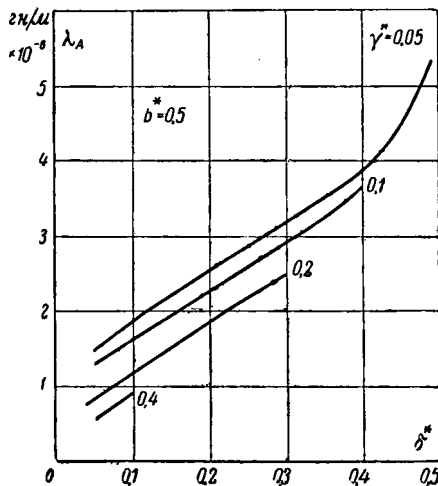
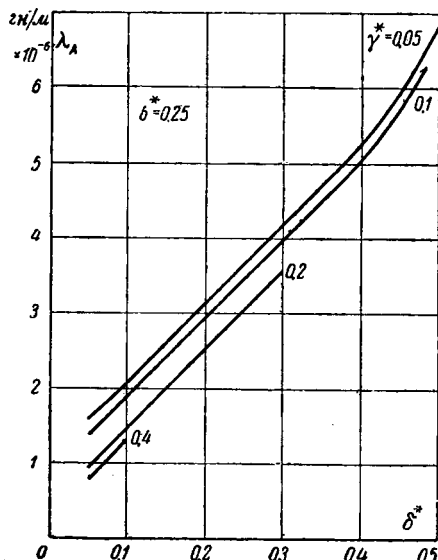


Рис. 2. Удельная проводимость рассеяния в области А.
Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Индукция на поверхности южного полюса (рис. 1) определяется дифференцированием

$$B_A = -\mu \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=b}, \quad (11)$$

где $\mu = 4\pi \cdot 10^{-7}$ гн/м — магнитная проницаемость вакуума.

Интегрирование выражения (11) дает частичный удельный магнитный поток

$$\Phi_A = \int_{\alpha-\delta}^{\alpha+\delta} B_A dx \quad (12)$$

и удельную проводимость междуполюсного рассеяния в области А. При данных граничных условиях

$$\lambda_A = \Phi_A. \quad (13)$$

Выполнение действий согласно выражениям (11)—(13) с учетом (9) и (10) приводит к зависимости

$$\lambda_A = \frac{32\mu\alpha}{\pi^2 \gamma} \sum_{q=1}^{\infty} \frac{1}{q^2} \operatorname{cth} \frac{\pi q}{2\alpha} b \sin \frac{\pi q}{2\alpha} \frac{\gamma}{2} \times \\ \times \sin \frac{\pi q}{2\alpha} \left(\frac{\gamma}{2} + \delta \right) \sin \frac{\pi q}{2\alpha} \delta \text{ [гн/м]}. \quad (14)$$

дающей возможность перейти к относительным геометрическим параметрам области с величиной 2α в качестве базовой. С этой целью вводятся обозначения:

$$\gamma^* = \frac{\gamma}{2\alpha}; \quad (15)$$

$$\delta^* = \frac{\delta}{2\alpha}; \quad (16)$$

$$b^* = \frac{b}{2\alpha}. \quad (17)$$

Несмотря на кажущуюся быструю сходимость, ряд (14) в действительности сходится довольно медленно, что объясняется большими колебаниями входящих в него тригонометрических функций при изменении порядка ряда q . Удовлетворительная точность с отклонениями в пределах 15% получается при расчете ряда по первым трем членам. Поэтому оказалось целесообразным произвести расчет на ЭВМ по формуле

$$\lambda_A = \frac{6,4 \cdot 10^{-6}}{\pi \gamma^*} \sum_{q=1}^9 \frac{1}{q^2} \operatorname{cth} \pi q b^* \sin \pi q \frac{\gamma^*}{2} \times \\ \times \sin \pi q \left(\frac{\gamma^*}{2} + \delta^* \right) \sin \pi q \delta^* \text{ [гн/м]}; \quad (18)$$

здесь подставлено численное значение μ .

Некоторые кривые, построенные по формуле (18), приводятся на рис. 2, а—в.

Из электропроводящей бумаги было выполнено несколько моделей с различными комбинациями параметров γ^* , δ^* и b^* .

Сверка расчетных данных и данных моделирования не выявила разницы, превышающей 15% по отношению к последним. Моделирование показало также, что проводимость рассеяния в среднем (относительно полюсного наконечника звездочки) поперечном сечении практически является средним арифметическим от проводимостей двух равноотстоящих от него крайних сечений (рис. 3). В связи с этим отпадает необходимость в проведении интегрирования равенства (14) по длине полюсной системы l .

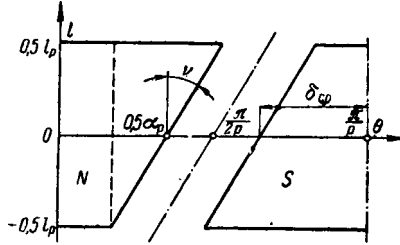


Рис. 3. Развертка поверхности ротора.

Область B . В силу принятых допущений краевая задача рассматривается не для всей области, а для одной из ее симметричных частей. Уравнение Лапласа (1) в полярных координатах (ρ, φ) с началом отсчета угловой переменной от оси симметрии области B решается способом Гринберга [Л. 7]. Граничные условия записываются следующим образом:

$$v|_{\varphi=0} = 0 \text{ при } r_1 < \rho < R; \quad (19)$$

$$v|_{\varphi=\frac{\gamma}{2}} = 1 \text{ при } r_1 < \rho < R; \quad (20)$$

$$v|_{\rho=r_1} = \frac{2\varphi}{\gamma} \text{ при } 0 < \varphi < \frac{\gamma}{2}; \quad (21)$$

$$v|_{\rho=R} = 0 \text{ при } 0 < \varphi < \frac{\gamma}{2}. \quad (22)$$

По принятому способу решения потенциальная функция представляется в виде бесконечного ряда из произведений нормализованных функций

$$v = \sum_{k=1}^{\infty} u_k(\rho) v_k(\varphi), \quad (23)$$

причем

$$v_k(\varphi) = a \sin \frac{2\pi k \varphi}{\gamma}; \quad (24)$$

$$a^2 = \frac{4}{\gamma}. \quad (25)$$

С учетом условий (20) и (21) функцию u_k следует определять из уравнения

$$\frac{1}{\rho} \frac{d}{d\rho} \left(\rho \frac{du_k}{d\rho} \right) - \left(\frac{2\pi k}{\gamma \rho} \right)^2 u_k = (-1)^k \frac{2\pi k a}{\gamma \rho^2}. \quad (26)$$

Частным решением этого уравнения будет:

$$\bar{u}_k = -(-1)^k \frac{a\gamma}{2\pi k}, \quad (27)$$

а решением соответствующего однородного уравнения [Л. 8]

$$\tilde{u}_k = P_k \rho^{\frac{2\pi k}{\gamma}} + Q_k \rho^{-\frac{2\pi k}{\gamma}}. \quad (28)$$

Постоянные коэффициенты P_k и Q_k общего решения

$$u_k = \bar{u}_k + \tilde{u}_k \quad (29)$$

находятся из условий (22) и (23). С этой целью составляется система из двух уравнений, получающихся на базе выражения (29) и условий (22) и (23):

$$P_k r_1^{\frac{2\pi k}{\gamma}} + Q_k r_1^{-\frac{2\pi k}{\gamma}} - (-1)^k \frac{a\gamma}{2\pi k} = 0; \quad (30)$$

$$P_k R^{\frac{2\pi k}{\gamma}} + Q_k R^{-\frac{2\pi k}{\gamma}} - (-1)^k \frac{a\gamma}{2\pi k} = a \int_0^{\frac{\gamma}{2}} \sin \frac{2\pi k \varphi}{\gamma} d\varphi. \quad (31)$$

Отсюда

$$P_k = (-1)^k \frac{a\gamma}{2\pi k} \frac{1}{R^{\frac{2\pi k}{\gamma}} - R^{-\frac{2\pi k}{\gamma}} \frac{4\pi k}{r_1^{\frac{4\pi k}{\gamma}}}}; \quad (32)$$

$$Q_k = -P_k r_1^{\frac{4\pi k}{\gamma}}. \quad (33)$$

Объединение соотношений (24)–(26) и (29) приводит к выражению для потенциальной функции в области B . Попутно удастся просуммировать до конца часть ряда

$$v = \frac{2\varphi}{\gamma} + \sum_{k=1}^{\infty} \left[P_k \rho^{\frac{2\pi k}{\gamma}} + Q_k \rho^{-\frac{2\pi k}{\gamma}} \right] a \sin \frac{2\pi k \varphi}{\gamma}. \quad (34)$$

Частичный магнитный поток через поверхность $\varphi=0$, представляющий поток рассеяния в области B , определяется обычным способом аналогично (11) и (12). Соответствующая удельная проводимость рассеяния между наконечниками полюсов равна:

$$\lambda'_B = \frac{1}{2} \Phi_B = \mu \left[\frac{\ln \frac{R}{r_1}}{\gamma} - \frac{\ln 2}{\pi} + \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^k}{k} \frac{1}{\left(\frac{R}{r_1} \right)^{\frac{2\pi k}{\gamma}} + 1} \right] [2H/M]. \quad (35)$$

Ввиду скоса полюсов необходимо уточнить значение проводимости λ'_B , введя вместо γ в выражение (35) $\gamma \cos \nu$ (рис. 3):

$$\lambda_B = \mu \left[\frac{\ln \frac{R}{r_1}}{\gamma \cos \nu} - \frac{\ln 2}{\pi} + \frac{2}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^{k-1}}{k} \frac{1}{\left(\frac{R}{r_1} \right)^{\frac{2\pi k}{\gamma \cos \nu}} + 1} \right] [2H/M]. \quad (36)$$

Посредством обозначения

$$c = \frac{\ln \frac{R}{r_1}}{\gamma \cos \nu} \quad (37)$$

можно перейти к относительным параметрам. Тогда

$$\lambda_B = 0,4 \cdot 10^{-6} \left[\pi c - \ln 2 + 2 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{(-1)^{k-1}}{k} \times \right. \\ \left. \times \frac{1}{e^{2\pi k c} + 1} \right] [2H/M], \quad (38)$$

где e — неперово число.

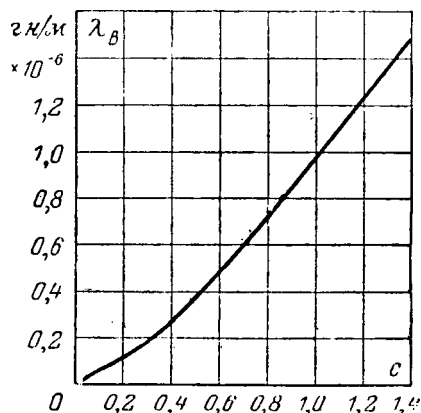


Рис. 4. Удельная проводимость рассеяния в области B .

Полученная формула содержит знакпеременный ряд, который может быть представлен первым членом с ошибкой не более +3% при $c \geq 0,4$. Графическая зависимость удельной проводимости λ_B приводится на рис. 4.

При проверке последнего решения методом ЭГДА установлено, что формула (38) дает примерно на 15% заниженные результаты, что является вполне приемлемым.

Картина поля, построенная на одной из моделей ЭГДА, созданных для проверки расчетных формул, показана на рис. 5.

Итак, полные магнитные проводимости бесконтактной электрической машины с внутризамкнутым магнитопроводом определяются для областей A и B из равенств (на пару полюсов):

$$\Lambda_A = \lambda_A l_m [2H]; \quad (39)$$

$$\Lambda_B = \lambda_B \frac{l_p}{\cos \gamma} [2H]. \quad (40)$$

а междуполюсная проводимость рассеяния, приходящаяся на н. с. пары полюсов,

$$\Lambda = \Lambda_A + 2\Lambda_B [2H]. \quad (41)$$

Здесь учтено, что аксимальная длина полюсного сердечника звездочки l_m и длина полюсного наконечника звездочки l_p во многих конструкциях не одинаковы. В формулах (39) и (40) эти длины выражены в метрах.

Для удобства проведения расчета по приведенным формулам и графикам ниже даются зависимости, связывающие геометрические размеры области с коэффициентом полюсной дуги α_p и числом пар полюсов p . Эти связи легко получаются сопоставлением рис. 1 и 3:

$$\alpha = \frac{\pi}{p} - \arcsin \frac{b_m}{r_1 + r_2};$$

$$\gamma = (1 - \alpha_p) \frac{\pi}{p}; \quad \delta_{cp} = \alpha_p \frac{\pi}{p};$$

δ_{cp} — угловой размер по указанному среднему сечению.

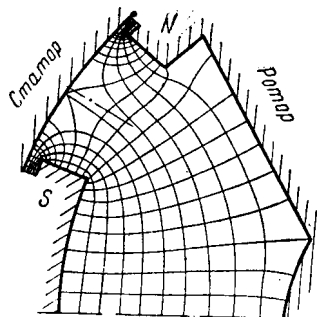


Рис. 5. Картина поля в воздушном зазоре шестиполюсной машины типа «сексин».

Литература

1. Ротерс Г. К., Электромагнитные механизмы, Гостехиздат, 1949.
2. Канторович Л. В. и Крылов В. И., Приближенные методы высшего анализа, Физматгиз, 1962.
3. Тозони О. В., Математические модели для расчета электрических и магнитных полей, изд-во «Наукова Думка», 1964.
4. Хачатрян С. Л., Расчет магнитных полей в рабочем зазоре явнополюсной синхронной машины, «Электротехника», 1964, № 11.
5. Фильчаков П. Ф. и Пánчихин В. И., Интеграторы ЭГДА. Моделирование потенциальных полей на электропроводной бумаге, Изд-во АН УССР, Киев, 1961.
6. Бабич В. И., Капилевич М. Б., Михлин С. Г., Натансон Г. И., Риз П. М., Слободецкий Л. Н. и Смирнов М. М., Линейные уравнения математической физики, изд-во «Наука», 1964.
7. Гринберг Г. А., Избранные вопросы математической теории электрических и магнитных явлений, Изд-во АН СССР, 1948.
8. Камке Э., Справочник по обыкновенным дифференциальным уравнениям, изд-во «Наука», 1965.

[6.6.1965]



Получение больших электромагнитных энергий при совместной работе ударного генератора и конденсаторной батареи

Доктор техн. наук Г. А. СИПАЙЛОВ, канд. техн. наук В. В. ИВАШИН,
канд. техн. наук А. В. ЛООС и канд. техн. наук К. А. ХОРЬКОВ

Томский политехнический институт

Введение. В настоящее время в ускорительной технике, в установках для термоядерных исследований и в некоторых других отраслях техники при импульсном получении магнитных полей с энергией до 10^6 Дж преимущественно применяются в качестве накопителей энергии конденсаторные батареи. При энергиях свыше 10^6 Дж предпочтение отдается другим способам накопления энергии, в частности механическому. Накопление энергии во вращающихся маховых массах является наиболее эффективным: вращающиеся роторы электрических машин предельных габаритов способны запастись энергией свыше 1000 МДж. Преобразование энергии вращающихся маховых масс в электромагнитную осуществляется как с помощью стандартных, так и с помощью специальных электрических машин, одной из которых является ударный генератор.

При коротком замыкании ударного генератора в зависимости от его параметров от 5 до 20% кинетической энергии, запасенной вращающимся ротором, преобразуется за время одного импульса в электромагнитную энергию статора. При замыкании ударного генератора на индуктивную нагрузку доля кинетической энергии, преобразуемой в электромагнитную, уменьшается; при этом часть энергии, которая переходит в энергию магнитного поля нагрузки, в предельном случае (при $L_r = L_n$) составляет 25% электромагнитной энергии статора при коротком замыкании.

В ряде случаев использование электромагнитной энергии ударного генератора можно повысить в несколько раз с помощью искусственных схем.

Схема увеличения энергии ударного генератора (рис. 1). Сущность схемы состоит в сочетании ударного генератора с конденсаторной батареей, заряженной предварительно до некоторого напряжения U_{c0} .

Ударный генератор, представляющий многоконтурную систему с переменной взаимной индуктивностью, может быть заменен при анализе переходных режимов синусоидальной электродвижущей силой и некоторой постоянной индуктивностью L_r . Для крупных ударных генераторов, имеющих мощную демпферную систему $L_r \approx 1,15 L_s$, где L_s — индуктивность рассеяния обмотки статора. Поэтому для работы ударного генератора в течение одного периода будет справедливо следующее уравнение:

$$e = i_r r_r + L_r \frac{di_r}{dt},$$

где $e = E_m \sin(\omega t + \psi)$;

ψ — начальная фаза включения; при включении генератора в нуль э. д. с. $\psi = 0$.

Начальное состояние схемы таково: контактные аппараты К-1 и К-2 разомкнуты, конденсаторная батарея заряжена до напряжения U_{c0} . Включение генератора осуществляется замыканием контактов К-1 в момент прохождения э. д. с. генератора через

нулевое значение, причем полярность полуволны э. д. с. должна быть выбрана так, чтобы э. д. с. генератора и напряжение на конденсаторной батарее действовали согласно. Это ведет к возрастанию крутизны переднего фронта тока генератора i_r в несколько раз по сравнению с током i_1 , который протекал бы в начальный период времени при непосредственном включении генератора на нагрузку, т. е. без емкости (рис. 2).

Процесс включения ударного генератора на конденсаторную батарею описывается следующим уравнением:

$$E_m \sin \omega t = L_r \frac{di_r}{dt} + i_r r_r + \frac{1}{C} \int i_c dt. \quad (1)$$

Решение уравнения (1) при допущении $r_r = 0$:

$$i_r = 2I_m \left[\frac{\omega^2}{\omega_{k0}^2 - \omega^2} \cos \omega t - \frac{\omega^2}{\omega_{k0}^2 - \omega^2} \cos \omega_{k0} t + \frac{\omega}{\omega_{k0}} \frac{U_{c0}}{E_m} \sin \omega_{k0} t \right], \quad (2)$$

$$u_c = -E_m \left[\left(1 + \frac{\omega^2}{\omega^2 - \omega_{k0}^2} \right) \sin \omega t + \frac{\omega \omega_{k0}}{\omega^2 - \omega_{k0}^2} \sin \omega_{k0} t \right] + U_{c0} \cos \omega_{k0} t, \quad (3)$$

где $I_m = \frac{E_m}{2\omega L_r}$; $\omega_{k0}^2 = \frac{1}{L_r C}$;

ω_{k0} — собственная угловая частота контура $L_1 C$;

ω — угловая частота э. д. с. генератора.

При замыкании генератора на емкость, заряженную до U_{c0} , емкость разряжается и в определенный момент времени t_1 напряжение u_c становится равным нулю. В этот момент замыкаем контакты К-2 и подключаем нагрузку к генератору и емкости. Процесс при этом описывается уравнениями (1) и (4):

$$0 = L_n \frac{di_n}{dt} + i_n r_n + \frac{1}{C} \int i_c dt. \quad (4)$$

Решение уравнений (1) и (4) дает чрезвычайно громоздкие выражения для токов генератора и нагрузки, что в сильной степени затрудняет аналитическое исследование совместной работы генератора и емкости. Поэтому, как и при решении уравнения (1), для упрощения полагаем $r = 0$, тогда

$$i_n = 0,5 I_{r1} + I_m \cos \psi + \frac{v}{v^2 - 1} \sin \psi I_m \sin \omega t - \frac{v^2}{v^2 - 1} \cos \psi I_m \cos \omega t - \left(\frac{v}{v^2 - 1} \sin \psi - \frac{2}{v} \frac{u_{c1}}{E_m} \right) I_m \sin \omega_{k0} t + \left[\frac{1}{v^2 - 1} \cos \psi - \frac{1}{2} \frac{I_{r1}}{I_m} \right] I_m \cos \omega_{k0} t; \quad (5)$$

Таблица 1

Q, Мдж	t						
	0	t ₁	t ₂	t ₃	t ₄	t ₅	t ₆
Q ₁	0	0,016	0,310	1,025	1,600	0	0
Q _c	0,225	0	0,810	1,300	0	0,060	0,160
Q _r	0	0,675	1,600	1,300	0,920	0	0
Q _н	0	0	0,145	1,300	4,650	0,100	0

Выбор величины емкости определяется из выражения

$$C = \frac{L_n + L_r}{\omega_k^2 L_n L_r}; \text{ при } L_r = L_n, C = \frac{2}{\omega_k^2 L},$$

где ω_k — собственная угловая частота контура $L_r C L_n$ (рис. 1).

В рассматриваемом случае $C = 0,018 \text{ ф}$. Как видно из рис. 2, ток в нагрузке значительно (в рассматриваемом случае в 1,7 раза) больше тока, полученного при работе генератора без емкости.

Расчетные значения энергии в отдельных элементах схемы (рис. 1) для различных моментов времени, отмеченных на рис. 2, приведены в табл. 1, где Q_1 — энергия в нагрузке при работе генератора по схеме без емкости, Q_c — энергия, запасаемая в емкости, Q_r — энергия полей рассеяния обмотки статора генератора, Q_n — энергия, передаваемая нагрузке при работе по схеме на рис. 1.

Из табл. 1 следует.

1. К моменту времени t_1 , когда подключается нагрузка, из кинетической энергии ротора перешло в энергию полей рассеяния статора

$$Q_{r1} - Q_{c0} = 0,675 - 0,225 = 0,45 \text{ Мдж},$$

что по сравнению с энергией полей рассеяния при работе генератора по схеме без емкости ($Q_{11} = 0,016 \text{ Мдж}$) почти в 30 раз больше. Следовательно

$$\begin{aligned} i_r = & 0,5 I_{r1} + I_m \cos \psi + \frac{2-v^2}{v^2-1} \sin \psi I_m \sin \omega t - \\ & - \frac{2-v^2}{v^2-1} \cos \psi I_m \cos \omega t + \\ & + \left[\frac{2v}{v^2-1} \sin \psi - \frac{2}{v} \frac{u_{c1}}{E_m} \right] I_m \sin \omega_k t - \\ & - \left[\frac{2}{v^2-1} \cos \psi - \frac{1}{2} \frac{I_{r1}}{I_m} \right] I_m \cos \omega_k t; \end{aligned} \quad (6)$$

$$\begin{aligned} u_c = & 0,5 E_m \left[\frac{v^2}{v^2-1} \sin \psi \cos \omega t + \right. \\ & + \frac{v^2}{v^2-1} \cos \psi \sin \omega t - \frac{v^2}{v^2-1} \sin \psi \cos \omega_k t - \\ & \left. - \frac{v^2}{v^2-1} \cos \psi \sin \omega_k t + \frac{v}{2} \frac{I_{r1}}{I_m} \sin \omega_k t \right] - u_{c1} \cos \omega_k t. \end{aligned} \quad (7)$$

На рис. 2 представлены кривые токов и напряжений в элементах схемы (рис. 1), рассчитанные по уравнениям (5), (6) и (7) для следующих параметров:

$$L_n = L_r = L = 3,2 \cdot 10^{-4} \text{ гн}; E_m = 10 \text{ кВ};$$

при работе на нагрузку

$$I_m = \frac{E_m}{2\omega L} = 50 \text{ ка};$$

при коротком замыкании

$$I_{mk} = \frac{E_m}{\omega L} = 100 \text{ ка}.$$

Из условия получения перенапряжений на батарее не более $1,2 E_m$ при сравнительно небольшой конденсаторной батарее принимаем для рассматриваемого случая $v^2 = \frac{\omega_k^2}{\omega^2} = 3,5$ и $U_{c0} = 0,5 E_m$.

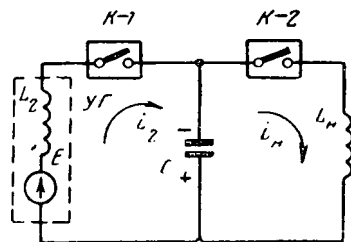
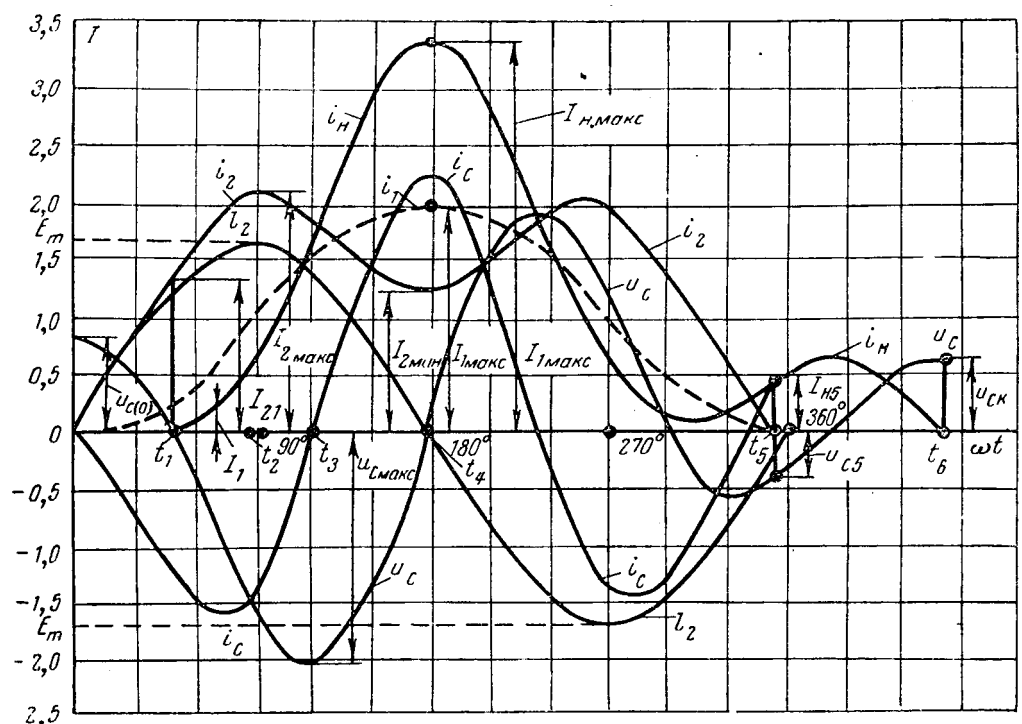


Рис. 1. Схема увеличения энергии, отдаваемой ударным генератором индуктивной нагрузке.

УГ — генератор ударной мощности; К-1, К-2 — быстродействующие бездуговые контактные аппараты; C — конденсаторная батарея; L_n — индуктивность нагрузки.

Рис. 2. Характер изменения токов и напряжений в элементах схемы.

i_r — ток генератора; i_c — ток емкости; i_n — ток нагрузки; i_1 — ток при включении генератора на нагрузку по схеме без емкости; e_1 — э. д. с. генератора; u_c — напряжение на емкости.



но, с помощью емкости достигается ускоренное преобразование кинетической энергии ротора в электромагнитную энергию. При подключении нагрузки часть тока генератора продолжает идти по емкостной цепи, перезаряжая емкость, а часть тока ответвляется в нагрузку, поэтому в начальный период времени ток нагрузки плавно нарастает от своего нулевого значения. Такая форма кривой тока наиболее желательна для возбуждения управляющих магнитных полей ускорителей заряженных частиц.

2. К моменту времени t_4 (рис. 2) конденсаторная батарея передает в нагрузку всю запасенную в ней энергию, кроме того, в нагрузку передается также часть энергии, запасенной в полях рассеяния генератора. При определенном соотношении частот ω_K и ω вся энергия полей рассеяния может перейти в нагрузку. Для выбранных параметров схемы энергия, передаваемая нагрузке $Q_{H4}=4,65$ Мдж, в 2,9 раза больше энергии при работе генератора по схеме без емкости $Q_{14}=1,60$ Мдж и составляет 83% энергии внезапного короткого замыкания $Q_{K.3}=6,40$ Мдж. При этом энергия конденсаторной батареи составляет 28% от энергии, передаваемой нагрузке.

Отключение генератора и нагрузки. При $t > t_4$ энергия, запасенная в нагрузке, возвращается генератору и вновь преобразуется в кинетическую энергию вращающегося ротора. При прохождении тока генератора через нуль или в момент времени, когда ток i_T близок к нулю ($t=t_5$), генератор отключается размыканием контактов $K-1$. При этом в конденсаторной батарее и в нагрузке остается часть энергии соответственно

$$Q_{C5} = \frac{1}{2} C u_{C5}^2 \text{ и } Q_{H5} = \frac{1}{2} L_H i_{H5}^2.$$

В рассматриваемом примере

$$u_{C5} = -0,245 E_m \text{ и } i_{H5} = 0,5 I_m,$$

что дает $Q_{C5} = 0,06 \cdot 10^6$ дж и $Q_{H5} = 0,1 \cdot 10^6$ дж.

Оставшаяся в нагрузке энергия Q_{H5} затем переходит в конденсаторную батарею. При $I_H=0$ и $Q_H=0$ цепь нагрузки отключается размыканием контактов $K-2$. Вся энергия, оставшаяся в цепи L_{TC} после отключения генератора, передана емкости. При этом знак напряжения емкости будет таким же, каким он был в начале цикла при $t=0$.

Процесс передачи энергии от нагрузки к батарее с момента t_5 описывается уравнением (4), решение которого при пренебрежении активным сопротивлением:

$$i_H = 2I_m \frac{\omega}{\omega_{KK}} \frac{u_{C5}}{E_m} \sin \omega_{KK} t + I_{H5} \cos \omega_{KK} t; \quad (8)$$

$$u_C = -u_{C5} \cos \omega_{KK} t + \frac{1}{2} \frac{\omega_{KK}}{\omega} E_m \sin \omega_{KK} t, \quad (9)$$

где ω_{KK} — собственная угловая частота контура $L_H C$, причем

$$\omega_{KK}^2 = \frac{1}{L_H C}.$$

Величина энергии, оставшейся запасенной в конденсаторной батарее Q_{C6} , в значительной степени зависит от соотношения между L_H и C . При соответствующем выборе L_H и C можно получить Q_{C6} ,

равной Q_{C0} . Для рассматриваемого примера $Q_{C6} = 0,156 \cdot 10^6$ дж, что соответствует $u_{C6} = 0,42 E_m$, т. е. $u_{C6} = 0,84 U_{C0}$.

Итак, в конце цикла контактные аппараты $K-1$ и $K-2$ оказываются разомкнутыми; емкость заряжена до начального напряжения, т. е. схема приведена в исходное состояние.

Анализ влияния параметров схемы на величину энергии, отдаваемой нагрузке, на электронной модели. В связи с громоздкостью формул, описывающих процессы при совместной работе ударного генератора и конденсаторной батареи, аналитическое исследование схемы с учетом всех параметров чрезвычайно трудоемко. Поэтому с целью исследования влияния отдельных параметров на величину тока нагрузки и определения оптимальных параметров схемы была создана полная электронная модель исследуемой схемы на базе МНБ-1 с применением специального программного устройства. Применение аналоговой вычислительной машины позволило провести большую программу исследований.

Исследование влияния активного сопротивления обмоток статора и нагрузки на величину тока, протекающего через нагрузку. Исследования проводились для схемы с собственной частотой колебаний $\omega_K = \sqrt{3,5} \omega$ при предварительном заряде емкости $U_{C0} = 0,5 E_m$ для отношения активного сопротивления к реактивному $\frac{r}{x} = 0; 0,01; 0,02; 0,05; 0,1; 0,15; 0,2$. Результаты исследований представлены в табл. 2.

Так как для ударных генераторов отношение r/x имеет в среднем величину около 0,05, то, как следует из табл. 2, пренебрежение активным сопротивлением вносит в результаты расчета величины тока погрешность порядка 10%, а величины энергии — порядка 20%. Поэтому при количественных исследованиях совместной работы генератора и емкости не следует пренебрегать активным сопротивлением особенно в тех случаях, когда индуктивность нагрузки не содержит стального сердечника.

Исследование влияния собственной частоты схемы на величину передаваемой в нагрузку энергии. Исследования проводились для отношений квадратов собственной частоты контура и э. д. с. генератора $\nu^2 = \omega_K^2 : \omega^2$, равных 1,25; 1,5; 2; 2,5; 3; 3,5; 4; 4,5; 5 при $r/x = 0,05$; $U_{C0} = 0,05 E_m$; $L_H = L_T$. Результаты исследований, выраженные в относительных единицах, сведены в табл. 3. При этом за единицу принята энергия, которая передавалась бы в нагрузку при работе генератора по схеме без емкости. Как следует из табл. 3, с помощью вспомогательной емкости можно в несколько раз увеличить энергию, отдаваемую нагрузке.

Таблица 2

r/x	0	0,01	0,02	0,05	0,10	0,15	0,20
$\delta = \frac{r}{L}$	0	3,14	6,28	15,7	31,4	47,0	62,8
$\frac{I_{H\delta \neq 0}}{I_{H\delta = 0}}, \%$	100	99	96	92	86	82	76

Таблица 3

ν^2	1,25	1,5	2	2,5	3	3,5	4	4,5	5
$I_{н, макс}$	4,60	4,50	4,20	3,85	3,60	3,20	3,00	2,80	2,75
I_r при $I_{н, макс}$	-0,45	-0,10	0,30	0,60	0,80	1,01	1,06	1,15	1,18
$I_{г, макс}$	3,30	3,00	2,70	2,25	2,00	1,80	1,75	1,85	1,86
$u_{с макс}$	2,00	1,90	1,70	1,31	1,25	1,20	1,15	1,13	1,12
Q_n	5,30	5,07	4,43	3,70	3,24	2,56	2,75	1,96	1,89
Q_c	6,40	4,83	2,89	1,37	1,04	0,82	0,66	0,57	0,50
Q_c/Q_n	1,20	0,95	0,65	0,37	0,32	0,32	0,29	0,29	0,27

Приемлемая величина ν^2 может быть определена из двух граничных условий. Наименьшее значение $\nu^2=2$ определяется из условия получения максимальной энергии в нагрузке, при этом $Q_c=0,5Q_n$. При $\nu^2<2$ генератор переходит в двигательный режим и работа схемы становится нерациональной. Наибольшее значение $\nu^2=6$ определяется из условия минимальной стоимости 1 Дж энергии, отдаваемой нагрузке. В результате проведенных исследований можно рекомендовать более узкие границы оптимальной величины ν^2 , а именно: $3<\nu^2<3,5$.

Исследование влияния первоначального заряда конденсаторной батареи. Исследования проводились для значений U_{c0} , равных 0; 0,25; 0,5; 0,75; 1 от величины E_m при $\frac{r}{x}=0,05$ и $\nu^2=3,5$. Результаты исследований представлены в табл. 4.

Таблица

U_{c0}	0	0,25	0,5	0,75	1
$I_{н, макс}$	2,75	2,85	3,20	3,60	3,85
I_r при $I_{н, макс}$	1,20	1,10	1,01	1,11	1,28
$u_{с макс}$	0,98	1,05	1,20	1,45	1,58
Q_n	1,89	2,03	2,56	3,24	3,70
Q_c	0,55	0,63	0,83	1,20	1,42
Q_c/Q_n	0,29	0,31	0,32	0,37	0,33

Как следует из этой таблицы, предварительная зарядка емкости ведет к увеличению энергии, отдаваемой генератором нагрузке, однако одновременно увеличивается объем конденсаторной батареи и тем самым стоимость энергии, вырабатываемой схемой.

Из этих соображений приемлемая величина начального напряжения на конденсаторной батарее U_{c0} должна находиться в пределах

$$0,25E_m < U_{c0} < 0,75E_m.$$

Исследование влияния величины нагрузки. Исследования проводились для значений нагрузки, равных 0,5; 1; 2; 3; 5; 10 от величины L_r при $\frac{r}{x}=0,05$; $U_{c0}=0,5E_m$ и значений ν^2 , равных 3; 3,5; 4. Результаты исследований показали, что с отклонением сопротивления нагрузки от значения, равного сопротивлению генератора, величина энергии, передаваемой нагрузке, уменьшается, причем одновременно увеличивается и энергия, на которую должна быть рассчитана конденсаторная батарея. Увеличение сопротивления нагрузки при

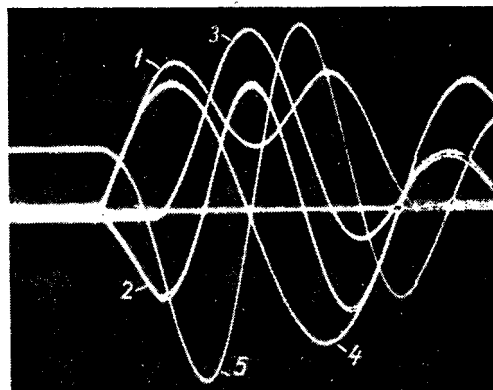


Рис. 3. Осциллограмма токов и напряжений. 1 — ток генератора; 2 — ток емкости; 3 — ток нагрузки; 4 — э. д. с. генератора; 5 — напряжение на емкости.

неизменной конденсаторной батарее может привести к тому, что в момент максимума тока нагрузки появляется отрицательный всплеск тока генератора. Например, при $L_n=3L_r$, $\nu^2=3$; 3,5; 4 ток генератора соответственно равен -1,20; -0,30; -0,25.

Результаты исследований также показали, что отклонение величины нагрузки от величины сопротивления генератора более чем в 2 раза невыгодно. С увеличением отношения x_n/x_r оптимальная величина ν^2 сдвигается в сторону больших значений.

На рис. 3 представлена одна из осциллограмм токов и напряжений в различных элементах схемы, снятая при значениях $\nu^2=3,5$:

$$L_r=L_n, U_{c0}=0,5E_m \text{ и } \frac{r}{x}=0,05.$$

Выводы. 1. Применение вспомогательной емкости приводит к значительному повышению использования электромагнитной энергии ударного генератора. Приемлемые соотношения между основными параметрами схемы, по нашему мнению, находятся в следующих пределах:

$$L_n=(0,5 \div 2)L_r; \nu^2=3 \div 3,5; U_{c0}=(0,25 \div 0,75)E_m.$$

2. При наличии вспомогательной емкости энергия, переданная нагрузке, увеличивается в 2—4 раза по сравнению с энергией, передаваемой нагрузке по схеме без емкости.

3. Величина энергии, на которую должна быть рассчитана конденсаторная батарея, составляет 25÷30% величины энергии, передаваемой нагрузке. При этом для зарядки конденсаторной батареи не требуется мощных источников энергии.

[26.5.1966]

Расчет процесса гашения поля электрических машин на аналоговых электронных вычислительных машинах

Канд. техн. наук Ю. А. БАХВАЛОВ, инж. В. П. ГРИНЧЕНКОВ,
канд. техн. наук А. Г. НИКИТЕНКО

Новочеркасский политехнический институт
Канд. техн. наук В. А. ОБРАЗЦОВ
Ленинградский филиал ВНИИЭМ

В практике эксплуатации крупных электрических машин известно несколько способов гашения поля: разряд обмотки возбуждения на постоянное активное и нелинейное сопротивление, противовключение возбуждителя, разряд обмотки возбуждения на дугогасительную решетку и т. д. Аналитические способы [Л. 1 и 2] позволяют рассчитать время гашения поля и величину перенапряжения на обмотке возбуждения в режимах холостого хода и установившегося короткого замыкания.

С ростом мощности генераторов повышаются требования и к их защите, особенно к ее быстродействию в случае внутренних повреждений.

Размеры аварии при коротких замыканиях внутри машины определяются главным образом продолжительностью гашения поля, которая в свою очередь складывается из продолжительности срабатывания защиты и устройства гашения поля и из продолжительности спада потока после размыкания контактов автомата гашения поля.

В связи с этим большой практический интерес представляют исследования гашения поля в режиме неустойчившегося короткого замыкания, так как при этом в демпферных контурах и в обмотке возбуждения возникают свободные токи, значительно превосходящие по величине токи нормальных режимов.

Исследования, проведенные в [Л. 3 и 4], показали, что при разряде обмотки возбуждения на активное сопротивление в режиме неустойчившегося короткого замыкания синхронной машины перенапряжения на обмотке возбуждения могут быть в 4—5 раз больше, чем при гашении поля в режиме холостого хода или установившегося короткого замыкания.

В настоящей работе предлагается общая методика расчета процесса гашения поля, позволяющая рассчитать любой возможный симметричный режим (принципиально предлагаемая методика позволяет рассчитать процесс гашения поля и в несимметричных режимах). Расчет проводится на аналоговой вычислительной машине (АВМ), которая дает возможность наиболее полно учесть физические явления, протекающие в электрических машинах. Приведены некоторые результаты расчета.

Математическое моделирование процесса гашения поля синхронной машины. Рассматриваются симметричные режимы работы синхронной машины. Принимается система уравнений машины, преобразованная к осям d и q . Считается, что по каждой оси все контуры охвачены общим потоком взаимной индукции. Кроме того, каждый контур имеет свой магнитный поток рассеяния. Исходный режим — генераторный. Во время гашения поля ско-

рость машины принимается неизменной. Все величины выражаются в относительных единицах. Базовым током ротора считается ток обмотки возбуждения, который компенсирует реакцию обмотки статора, протекаемой номинальным током. Все демпферные контуры машины по каждой оси замещены одним контуром. При указанных предположениях система уравнений синхронной машины имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} U_d &= i_d r + \frac{d\psi_d}{dt} - \psi_q; \\ U_q &= i_q r + \frac{d\psi_q}{dt} + \psi_d; \\ \psi_d &= i_d x_d + i_b x_{ad} + i_{d1} x_{ad}; \\ \psi_q &= i_q x_q + i_{q1} x_{aq}; \\ \frac{d\psi_{d1}}{dt} + i_{d1} r_{d1} &= 0; \\ \psi_{d1} &= i_{d1} x_{d1} + i_d x_{ad} + i_b x_{ad}; \\ \frac{d\psi_{q1}}{dt} + i_{q1} r_{q1} &= 0; \\ \psi_{q1} &= i_{q1} x_{q1} + i_q x_{aq}; \\ \frac{d\psi_b}{dt} + i_b r_b + i_b R_r &= -\gamma U_b; \\ \psi_b &= i_b x_b + i_d x_{ad} + i_{d1} x_{ad}, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где $U_d, U_q, i_d, i_q, \psi_d, \psi_q$ — соответственно напряжения, токи и потокосцепления обмотки статора;

r — активное сопротивление обмотки статора;

x_d, x_q — синхронные индуктивные сопротивления машины;

x_{ad} и x_{aq} — синхронные индуктивные сопротивления машины, обусловленные потоком взаимной индукции;

$i_{d1}, i_{q1}, \psi_{d1}, \psi_{q1}$ — токи и потокосцепления демпферных контуров;

$x_{d1}, x_{q1}, r_{d1}, r_{q1}$ — параметры демпферных контуров;

U_b, i_b, ψ_b — напряжение, ток и потокосцепление обмотки возбуждения;

x_b, r_b — параметры обмотки возбуждения;

R_r — сопротивление гашения;
 γ — коэффициент, определяемый способом гашения поля.

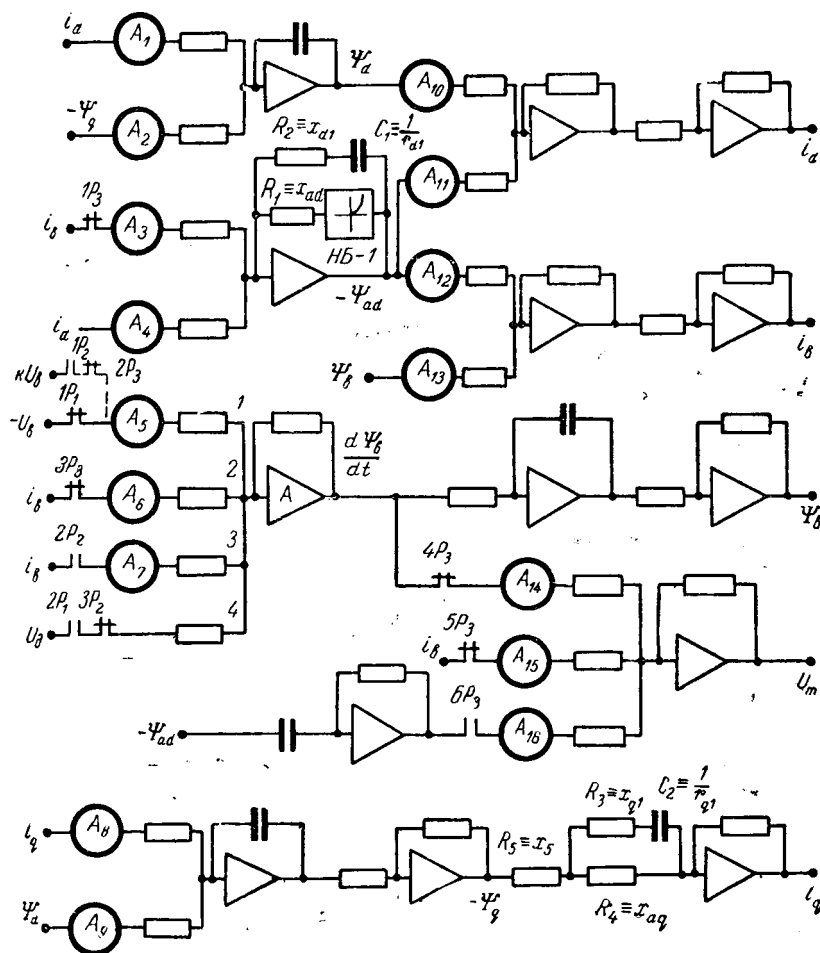


Рис. 1. Блок-схема модели для расчета гашения поля синхронной машины (НБ-1 — нелинейный блок, учитывающий насыщение магнитной системы синхронной машины по оси d).

Предпоследнее уравнение в системе (1) является обобщенным уравнением обмотки возбуждения, в котором значения R_r и коэффициента γ зависят от способа гашения поля:

- а) разряд обмотки возбуждения на постоянное активное сопротивление R_r , $\gamma=0$;
- б) противовключение возбудителя с включением постоянного сопротивления R_r , $\gamma=1$;
- в) разряд обмотки возбуждения на карборундовое сопротивление

$$R_r = B i^{1-n}; \quad \gamma = 0,$$

где B и n — постоянные, зависящие от материала сопротивления и заданной кратности перенапряжений на обмотке возбуждения [Л. 1]. В данном случае принято:

$$B = 5 U_{в.о} i_{в.о}^{-\frac{1}{3}}; \quad n = 3,$$

где $U_{в.о}$, $i_{в.о}$ — напряжение и ток обмотки возбуждения при холостом ходе машины;

- г) разряд обмотки возбуждения на дугогасительную решетку и форсированное развозбуждение машины

$$R_r = 0; \quad \gamma = k_{\pi} = \frac{U_{вм}}{U_{в.о}},$$

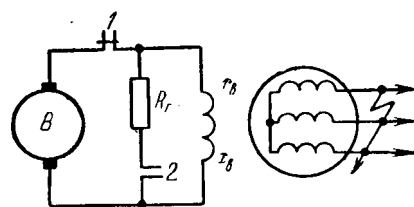


Рис. 2. Разряд обмотки возбуждения на гасящее сопротивление (1, 2 — контакты АГП до начала гашения поля).

где k_{π} — заданная кратность перенапряжений (принималась равной 5).

Во всех случаях перенапряжение на обмотке возбуждения $U_{вм}$ определялось следующим образом:

$$U_{вм} = i_{вр} r_{в} + \frac{d\psi_{в}}{dt}, \quad (2)$$

а при

$$i_{в} = 0 \quad U_{вм} = \frac{d\psi_{ад}}{dt}. \quad (3)$$

Блок-схему модели синхронной машины, описанную в [Л. 5], дополним элементами для решения уравнения обмотки возбуждения в процессе гашения поля. Полная блок-схема модели для случая разряда обмотки возбуждения на активное гасящее сопротивление при внезапном коротком замыкании представлена на рис. 1. На модели можно легко реализовать режим холостого хода машины. Последовательность работы элементов блок-схемы, соответствующая работе автомата гашения поля (АГП), определяется программой работы реле P_1 и P_2 , задаваемой блоком сигнатур. Реле P_1 , срабатывая через время, соответствующее продолжительности работы защитных устройств генератора, подключает блок-схему рис. 3, которая воспроизводит закон изменения напряжения с учетом влияния электрической дуги, возникающей на контактах АГП (рис. 2), и включенного гасящего сопротивления R_r .

Влияние электрической дуги моделируется приближенно по результатам опытных осциллограмм. Считается, что за счет дуги напряжение на обмотке возбуждения при гашении поля изменяется согласно зависимости

$$U_{в} = U_{в.о} [1 - k_d (t - t_3)^2], \quad (4)$$

где t_3 — время работы защитных устройств;
 k_d — эмпирический коэффициент (в работе принято $k_d = 28 \cdot 10^4$ 1/сек²).

Уравнение (4) реализуется блок-схемой рис. 3 и справедливо лишь в течение времени горения дуги.

Через промежуток времени, соответствующий длительности горения дуги, реле P_2 отключает блок-схему (рис. 3). Величина времени горения дуги на контактах коммутационного аппарата принимается по [Л. 6].

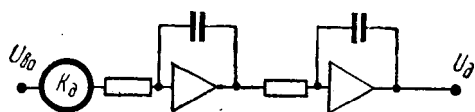


Рис. 3. Блок-схема для решения уравнения (4).

В случае разряда обмотки возбуждения на карборундовое сопротивление ток i_b подается на вход 3 усилителя A через блок нелинейности, реализую-

щий зависимость $F(i_b) = \frac{1}{i_b^n}$. При исследовании гашения поля противовключением возбудителя ко входу 1 усилителя A через нормально открытые контакты реле P_2 подключается напряжение U_b . При моделировании процесса гашения поля АГП с дугогасительной решеткой и форсировкой развозбуждения ко входу 1 усилителя A подключается напряжение, равное $k_d U_b$; вход 3 при этом отключен. В момент $i_b = 0$ срабатывает реле P_3 , что имитирует гашение дуги в решетке АГП.

При форсированном развозбуждении машины за продолжительность гашения поля принимается время, в течение которого ток в обмотке возбуждения после его перехода через нуль становится равным току в демпферном контуре, что соответствует уменьшению потока возбуждения до нуля [Л. 4]. При этом ток в демпферном контуре определяется из уравнения

$$i_{d1} = \frac{1}{x_{ad}} (\psi_{ad} - i_b - i_d). \quad (5)$$

Общая блок-схема в этом случае должна быть дополнена элементами для решения уравнения (5).

Результаты расчета гашения поля на АВМ. Для синхронной машины (7 кВа; 220 в; 18,5 а; 1000 об/мин) была проведена опытная проверка расчета на АВМ при гашении поля разрядом на активное сопротивление и форсированием развоз-

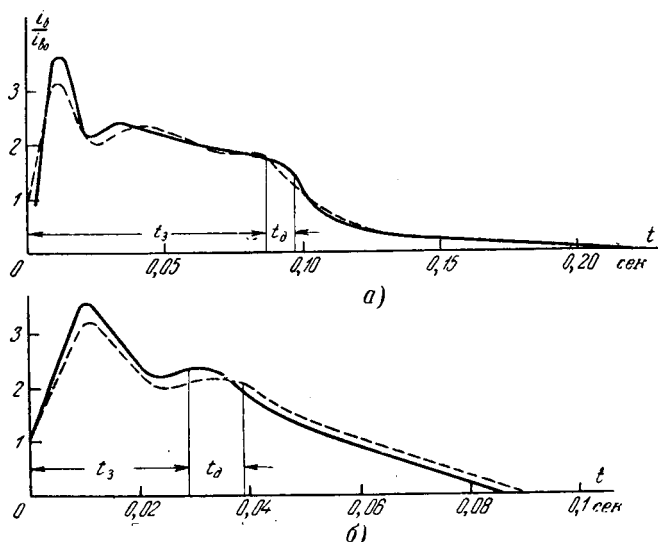


Рис. 4. Осциллограммы тока в обмотке возбуждения синхронной машины.

а — разряд обмотки возбуждения на активное гасящее сопротивление, $\frac{R_r}{r_b} = 4$; б — форсированное развозбуждение при $\frac{U_{вм}}{U_{в.0}} = 3$; — — — опыт; — — — расчет на АВМ.

Таблица 1

Группа машин	x_d	x_q	x_s	x_b	x_{d1}	x_{q1}
1-я группа	1,7	1,0	0,1	1,7	0,959	0,0717
2-я группа	0,768	0,468	0,0635	0,852	0,15	0,095

Группа машин	x'_d	r	r_b	r_{d1}	r_{q1}
1-я группа	0,2	0,021	0,0036	0,174	0,1369
2-я группа	0,185	0,009	0,00062	0,0735*	0,0575*

Примечания: 1. x_s — индуктивное сопротивление рассеяния статора.
2. К первой группе относятся машины небольшой мощности до 600 кВа, ко второй — машины большей мощности.
3. Параметры, отмеченные звездочкой, изменялись с целью определения влияния постоянной времени демпферных контуров на процесс гашения поля.

буждения. На рис. 4 показаны осциллограммы, полученные на реальной машине и на модели. Достаточная точность методики расчета позволила провести исследование на АВМ гашения поля ряда синхронных машин в режимах холостого хода и неуставившегося короткого замыкания для различных способов гашения. Параметры машин взяты из [Л. 7 и 8] и табл. 1. При этом предполагается, что гашение поля начинается через 0,08—0,11 сек после возникновения короткого замыкания.

Необходимо заметить, что хорошее совпадение результатов расчета и опыта на машине малой мощности дает право лишь в первом приближении судить о точности расчета для машин большой мощности. Математическое описание переходных процессов синхронной машины требует уточнения для машин с массивным ротором.

Некоторые результаты исследования гашения поля при неуставившемся коротком замыкании для различных способов гашения приведены на рис. 5 и 6 и в табл. 2.

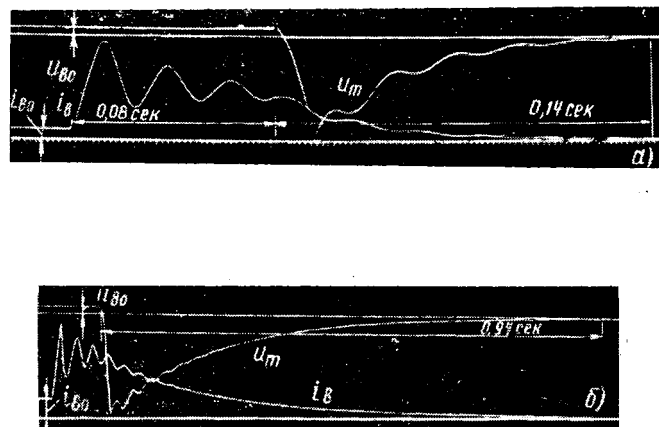


Рис. 5. Осциллограмма тока и напряжения на обмотке возбуждения при разряде на активное сопротивление. а — для машин 1-й группы; б — для машин 2-й группы.

Таблица 2

Характеристика	Способ гашения							
	Разряд обмотки на активное сопротивление		Разряд обмотки на нелинейное сопротивление		Противовключение возбuditеля		Разряд обмотки на дугогасительную решетку	
Группа машин	1	2	1	2	1	2	1	2
Кратность сопротивления гашения R_r / r_b	5	5	—	—	4	4	—	—
Кратность перенапряжения на обмотке возбуждения $\frac{U_{вм}}{U_{в.о}}$	12,7	14	8,25	6,8	12,4	12,8	5	5
Продолжительность гашения t_r , сек	0,14	0,94	0,12	0,64	0,124	0,62	0,1	0,58
Продолжительность гашения при установившемся коротком замыкании, сек	0,128	0,785	0,045	0,25	0,065	0,38	0,025	0,164

Примечание. При разряде на дугогасительную решетку указывается продолжительность горения дуги в решетке АГП.

При расчете на АВМ принималось, что короткое замыкание происходит на выводах машины, работающей в режиме холостого хода.

Как видно из табл. 2, нелинейное гасящее сопротивление уменьшает величину перенапряжения на обмотке возбуждения по сравнению с разрядом на постоянное сопротивление.

Продолжительность гашения поля при не установившемся коротком замыкании возрастает по сравнению с гашением при установившемся коротком замыкании.

При моделировании процесса гашения поля в случае разряда обмотки возбуждения на дугогасительную решетку АГП принимается, что дугогасительная решетка эквивалентна введению в цепь обмотки возбуждения противо-э. д. с., величина которой равна падению напряжения на решетке АГП [Л. 1]. В момент $i_b = 0$ противо-э. д. с. отключается, что соответствует гашению дуги в решетке АГП.

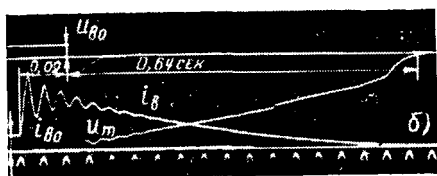
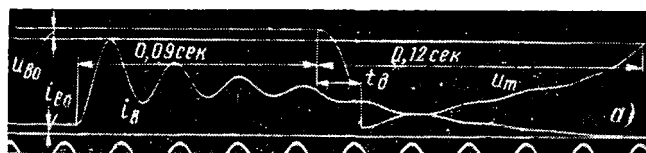


Рис. 6. Разряд обмотки возбуждения на карборундовое сопротивление.

а — для машин 1-й группы; б — для машин 2-й группы.

В блок-схеме (рис. 1) для осуществления этой программы используется реле P_3 и блок сигнатур. При $i_b = 0$ реле размыкает свои нормально замкнутые контакты 1, 2, 3, 4, 5 и замыкает 6, что соответствует гашению дуги в решетке и размыканию цепи обмотки возбуждения.

Осциллограммы гашения, полученные авторами, но не приведенные в статье из-за недостатка места, показывают, что в режиме не установившегося короткого замыкания продолжительность го-

рения дуги на решетке АГП за счет свободных составляющих тока в 3—4 раза больше, чем в режиме установившегося короткого замыкания.

Для машин, имеющих мощные демпферные контуры, применяют форсированное развозбуждение путем переключения полярности обмотки возбуждения возбuditеля [Л. 4]. Это позволяет значительно сократить продолжительность гашения поля таких машин. На модели был проведен расчет процесса гашения поля форсированием развозбуждения для случая, когда постоянная времени возбuditеля равна нулю.

Однако модель позволяет производить расчет для любого значения постоянной времени, при этом к полной блок-схеме добавляются элементы, моделирующие возбuditелю синхронной машины. Продолжительность гашения поля форсировкой развозбуждения для холостого хода, определенная расчетом на АВМ, равна 1,8 сек, расчет по формулам [Л. 4] дает 1,93 сек.

Литература

- Брон О. Б., Автоматы гашения поля, Госэнергоиздат, 1961.
- Никифоровский Н. Н., К вопросу о форсированном развозбуждении синхронных машин, «Электричество», 1963, № 9.
- Поляк Н. А., Выбор величины сопротивления в схеме гашения поля, «Электрические станции», 1938, № 4.
- Красильников Л. В., О перенапряжениях при гашении поля генераторов, «Электрические станции», 1952, № 3.
- Бахвалов Ю. А., Математическое моделирование переходных процессов синхронных машин на основе экспериментальных динамических характеристик, Известия вузов, Электромеханика, 1962, № 2.
- Брон О. Б., Электрическая дуга в аппаратах управления, Госэнергоиздат, 1954.
- Янко-Триницкий А. А. и Серый И. М., Зависимость динамической перегрузочной способности синхронного двигателя при ударных нагрузках от его параметров, Известия вузов, Электромеханика, 1959, № 12.
- Серый И. М. и Янко-Триницкий А. А., О возможности применения упрощенных уравнений при расчетах электромеханических переходных процессов синхронного двигателя, Известия вузов, Электромеханика, 1962, № 11.

[24.4.1967]



Энергетика процесса заряда конденсатора от генератора переменного тока через выпрямитель

А. И. БЕРТИНОВ, С. Р. МИЗЮРИН, В. А. СЕРИКОВ и Р. Л. ГЕВОРКЯН

Москва

Для генерирования мощных кратковременных импульсов электроэнергии в ряде систем используют разряд заряженного конденсатора, который выполняет роль накопителя энергии. В зависимости от назначения установки частота следования разрядных импульсов может изменяться от долей до нескольких сотен герц.

Одним из важнейших энергетических показателей системы, определяющим габариты и вес установки, является к. п. д. процесса заряда накопителя

$$\eta_3 = \frac{W_c}{W_c + W_r},$$

где $W_c = \frac{CU_{сн}^2}{2}$ — энергия заряженного конденсатора;

$W_r = r \int_0^t i_s^2 dt$ — энергия, теряемая в активном сопротивлении зарядного контура.

Принципиально заряд конденсатора можно осуществлять как на переменном, так и на постоянном токе. В первом случае при частоте источника переменного тока $f = f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{LC}}$ имеет место режим резонансного заряда, когда амплитуда напряжения на конденсаторе экспоненциально возрастает во времени.

Режим резонансного заряда характерен тем, что:

а) заряд конденсатора (для генерирования мощного кратковременного импульса) может производиться на произвольном порядковом номере n максимума напряжения на конденсаторе;

б) частота переменного тока f жестко связана с частотой следования разрядных импульсов соотношением $f = 0,5n f_p$;

в) коэффициент полезного действия зарядного контура определяется соотношением

$$\eta_3 = \frac{0,5 \left[1 - \exp \left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} \right) \right]^2}{\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} - \left[1 - \exp \left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} \right) \right]}, \quad (1)$$

где $Q = \frac{\omega L}{r} \left(\beta = \frac{x_L}{r} \right)$ — добротность зарядного контура.

Коэффициент полезного действия повышается с увеличением добротности контура Q и снижением номера максимума разрядного напряжения n на конденсаторе. При $n=1$; 2 частота источника переменного тока должна быть $f = (0,5 \div 1) f_p$.

Таким образом, для систем с низкой частотой следования разрядных импульсов (порядка нескольких герц) с целью повышения к. п. д. необходимо применять низкочастотный генератор пере-

менного тока, что нерационально по весовым показателям, особенно в случае применения электромашинных генераторов. Применение же высокочастотного генератора для систем с низкой частотой следования разрядных импульсов $f \gg f_p$ неизбежно приводит к увеличению номера n разрядного максимума и, следовательно, к резкому снижению к. п. д. зарядного контура.

Из изложенного следует, что по энергетическим соображениям для низкочастотных систем заряд емкостного накопителя на переменном токе нерационален и, следовательно, должен производиться от источника постоянного тока. В случае применения электромашинных источников процесс заряда емкостного накопителя от источника постоянного тока можно осуществлять как от коллекторного генератора, так и от генератора переменного тока через полупроводниковый выпрямитель. Однако энергетическая сущность процессов в том и другом случаях различна.

Недостатки коллекторных машин постоянного тока общеизвестны.

По условиям надежности работы в циклическом режиме «заряд—разряд», особенно при повышенных напряжениях разряда, достигающих в ряде систем нескольких тысяч вольт, применение коллекторных машин ограничено, а для ряда объектов исключено. Кроме того, при постоянном (нерегулируемом) возбуждении коллекторного генератора постоянного тока процесс заряда конденсаторов, как известно, является аperiодическим (практически экспоненциальным при малой постоянной времени якорной цепи), и к. п. д. процесса не превышает 0,5.

Повышение к. п. д. посредством осуществления колебательного процесса за счет включения внешней индуктивности при низкой частоте следования разрядных импульсов приводит к чрезмерно большим размерам дросселя, который сопоставим с весом генератора.

Регулирование возбуждения генератора постоянного тока по определенному оптимальному закону в течение времени цикла хотя и позволяет существенно увеличить к. п. д. процесса, но требует применения достаточно сложных быстродействующих систем автоматического регулирования.

В связи с изложенным представляет интерес исследование энергетических показателей процесса заряда емкостного накопителя от генератора переменного тока через полупроводниковый выпрямитель. Эта система, являясь достаточно надежной, как будет показано ниже, обладает более высоким к. п. д. процесса заряда конденсатора по сравнению с коллекторным генератором постоянного тока даже при постоянном (нерегулируемом) возбуждении.

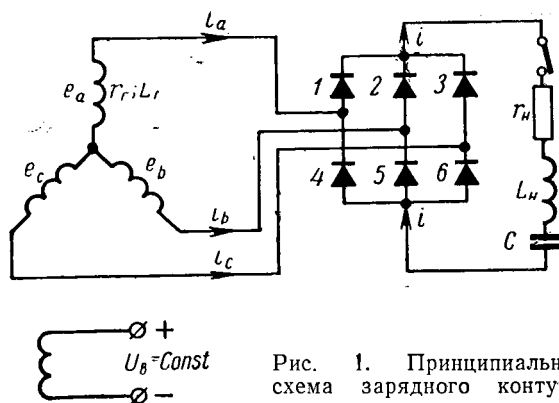


Рис. 1. Принципиальная схема зарядного контура.

Процесс заряда от трехфазного генератора переменного тока через трехфазный двухполупериодный выпрямитель. В настоящее время широкое применение получила система заряда емкостного накопителя от трехфазного синхронного генератора через мостовой двухполупериодный выпрямитель по схеме А. Н. Ларионова, энергетические показатели которой рассматриваются ниже.

В процессе заряда конденсатора через выпрямитель в соответствии с уравнением коммутации число одновременно открытых вентилях изменяется, поскольку меняется по величине зарядный ток.

В начале процесса, когда $u_c(0) = 0$ и зарядный ток максимален, открытыми оказываются три, а в некоторых случаях четыре вентиля. Основным режимом работы выпрямителя является режим чередования коммутационных интервалов, когда одновременно открыты три вентиля, с внекоммутационными интервалами, когда одновременно открыты два вентиля. В конце процесса заряда зарядный ток спадает до нуля. При этом схема переходит к режиму холостого хода, и в соответствии с уравнением коммутации одновременно открытыми оказываются два вентиля.

Таким образом, в процессе заряда конденсатора основными режимами работы вентилях являются двух- и трехвентильные.

На рис. 1 приведена принципиальная схема заряда емкостного накопителя от генератора переменного тока через мостовой двухполупериодный выпрямитель.

На рис. 2, а представлена схема для внекоммутационного интервала, когда одновременно открыты два вентиля 2 и 4, а на рис. 2, б — схема для коммутационного интервала, когда одновременно открыты вентили 4, 2, 1. В процессе коммутации схемы коммутационных и внекоммутационных интервалов не изменяются, а в соответствующие схемы включаются разные фазы генератора и разные вентили. За один период выпрямленного напряжения будут иметь место шесть коммутационных и шесть внекоммутационных интервалов, соответствующих шести вентилям двухполупериодной схемы выпрямления.

В соответствии со схемой рис. 2, б для коммутационного интервала справедливо:

$$i_b + i_c = -i_a; i = -i_a; \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} e_b - e_a &= r_r(i_b - i_a) + L_r \left(\frac{di_b}{dt} - \frac{di_a}{dt} \right) + \\ &+ r_H i + L_H \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t i dt; \\ e_c - e_a &= r_r(i_c - i_a) + L_r \left(\frac{di_c}{dt} - \frac{di_a}{dt} \right) + \\ &+ r_H i + L_H \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t i dt. \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Решая совместно (3) с учетом (2), получаем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{e_b + e_c}{2} - e_a &= - \left[1,5 r_r i_a + 1,5 L_r \frac{di_a}{dt} - \right. \\ &- r_H i - L_H \frac{di}{dt} - \frac{1}{C} \int_0^t i dt \left. \right]; \\ 1,5 E_{om} \sin \omega t &= 1,5 r_r i_a + 1,5 L_r \frac{di_a}{dt} - \\ &- r_H i - L_H \frac{di}{dt} - \frac{1}{C} \int_0^t i dt, \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где

$$\begin{aligned} e_a &= E_{om} \sin \omega t; \quad e_b = E_{om} \sin \left(\omega t - \frac{2}{3} \pi \right); \\ e_c &= E_{om} \sin \left(\omega t + \frac{2}{3} \pi \right); \end{aligned}$$

E_{om} — амплитуда фазовой э. д. с. холостого хода генератора.

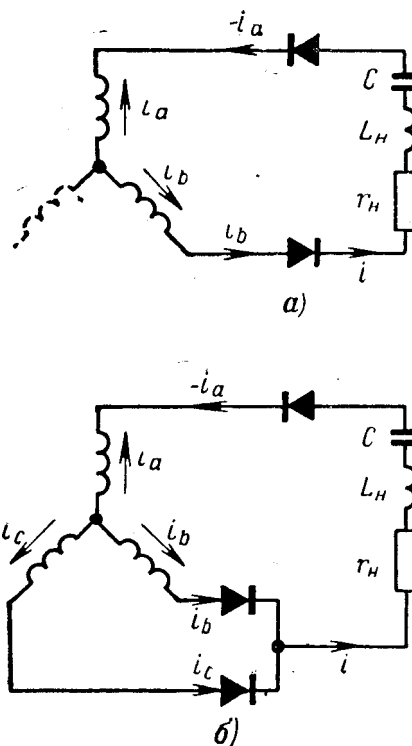


Рис. 2. Схемы зарядного контура.

а — для внекоммутационного интервала;
б — для коммутационного интервала.

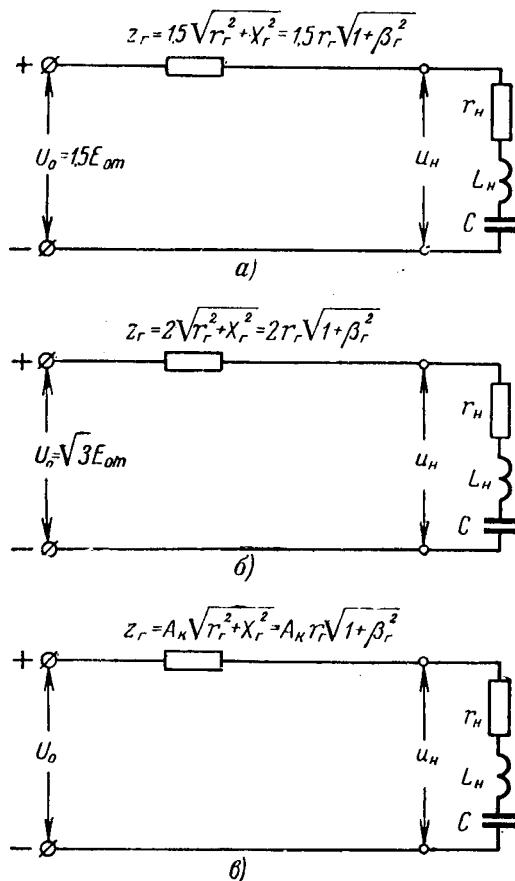


Рис. 3. Эквивалентные схемы.

а — для коммутационного интервала; б — для внекоммутационного интервала; в — для чередующихся коммутационных и внекоммутационных интервалов.

Из (4) следует, что в цепь зарядного контура включена э. д. с. $1,5E_{0m}$ и увеличенное в 1,5 раза сопротивление фазы генератора. Если непрерывно чередуются коммутационные интервалы, то для каждого из них структура уравнений (3) и (4) не меняется, а изменяются лишь индексы при токах и э. д. с. Кроме того, в процессе заряда закон изменения выпрямленного тока $i(t)$ и амплитуды первой гармоники фазного тока $i_m(t)$ один и тот же. Приблизительно выпрямленный ток $i(t)$ является огибающей амплитудных значений фазного тока $i_m(t)$. При этом следует выяснить, какое сопротивление оказывает обмотка фазы генератора в процессе заряда фазному току $i_m(t)$.

Допустим, что

$$i_m(t) = I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \sin \omega t,$$

где τ — некоторая постоянная времени зарядного процесса.

Тогда падение напряжения в фазовой обмотке генератора будет:

$$\begin{aligned} u_m(t) &= r_r i_m(t) + L_r \frac{di_m(t)}{dt} = \\ &= I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \left[\sin \omega t \left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right) - \omega L_r \cos \omega t \right] = \\ &= I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) [\sin \omega t - \operatorname{tg} \gamma \cos \omega t] \left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right), \end{aligned}$$

где

$$\operatorname{tg} \gamma = \frac{\omega L_r}{r_r - \frac{L_r}{\tau}} = \frac{x_r}{r_r - \frac{L_r}{\tau}}.$$

После выполнения несложных преобразований получаем:

$$\begin{aligned} u_m(t) &= I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \times \\ &\times \left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right) \frac{\sin \omega t \cos \gamma - \sin \gamma \cos \omega t}{\cos \gamma} = \\ &= I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \sqrt{\left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right)^2 + (\omega L_r)^2} \sin(\omega t - \gamma) = \\ &= U_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \sin(\omega t - \gamma), \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\cos \gamma = \frac{r_r - \frac{L_r}{\tau}}{\sqrt{\left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right)^2 + (\omega L_r)^2}}.$$

Из выражения (5) следует, что модуль полного сопротивления фазы генератора фазному току $i_m(t) = I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right) \sin \omega t$ будет:

$$z_r = \frac{U_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right)}{I_m \exp\left(-\frac{t}{\tau}\right)} = \sqrt{\left(r_r - \frac{L_r}{\tau}\right)^2 + (\omega L_r)^2}. \quad (5a)$$

В низкочастотных системах, когда постоянная времени процесса заряда достаточно велика и $\frac{L_r}{\tau} \ll r_r$; $\frac{L_r}{\tau} \ll \omega L_r$, модуль полного сопротивления фазы генератора определяется тем же соотношением, что и при синусоидальном токе $z_r = \sqrt{r_r^2 + x_r^2}$.

Здесь $\omega L_r = x_r$ является синхронным индуктивным сопротивлением фазы генератора. Для неявнополюсной машины $x_r = x_d = x_q$, а для явнополюсной $x_r \approx 0,5(x_d + x_q)$. При этом не учитывают сверхпереходные и переходные параметры генератора, т. к. считают, что последний выполняется без демпферной обмотки и при малой частоте следования разрядных импульсов, когда время одного цикла значительно превосходит время свободного переходного процесса генератора, электромагнитная трансформаторная связь между обмоткой возбуждения и обмоткой якоря практически несущественна. С учетом изложенных допущений при неизменном возбуждении и стабилизированной скорости вращения генератора $x_r = \text{const}$ в течение всего зарядного цикла.

Таким образом, в коммутационных интервалах в цепи зарядного контура оказывается включена э. д. с. $1,5E_{0m}$, и последовательно с параметрами зарядного контура r_r, L_r, C включено сопротивление генератора $1,5 \sqrt{r_r^2 + x_r^2}$. Для коммутационных интервалов можно составить эквивалентную схему на рис. 3,а. Напряжение $U_0 = 1,5E_{0m}$, прило-

женное к входным зажимам эквивалентной схемы, можно рассматривать как напряжение постоянного тока. При этом в схеме протекает амплитудное значение фазного тока, т. е. выпрямленный ток нагрузки в контуре r_n , L_n , C является огибающей амплитудных значений фазного тока генератора.

Таким образом, модуль полного комплексного сопротивления фазы генератора в эквивалентной схеме выполняет роль сопротивления, ограничивающего зарядный ток. При этом сопротивление эквивалентной схемы будет:

$$R_0 = r_n + 1,5 \sqrt{r_r^2 + x_r^2} = r_r (r_n^* + 1,5 \sqrt{1 + \beta_r^2}), \quad (6)$$

где $\beta_r = \frac{x_r}{r_r}$ — относительное синхронное индуктивное сопротивление генератора;

$r_n^* = \frac{r_n}{r_r}$ — относительное активное сопротивление нагрузки.

Аналогично для внекоммутационного интервала в соответствии со схемой рис. 2,а имеем:

$$i = i_b = -i_a \quad (7)$$

и

$$e_a - e_b = r_r (i_a - i_b) + L_r \left(\frac{di_a}{dt} - \frac{di_b}{dt} \right) + r_n i + L_n \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int i dt; \quad (8)$$

$$\sqrt{3} E_{0m} \sin(\omega t + 30^\circ) = -2i_a r_r - 2L_r \frac{di_a}{dt} - i r_n - L_n \frac{di}{dt} - \frac{1}{C} \int i dt. \quad (9)$$

Для других внекоммутационных интервалов структура уравнения не изменяется, а лишь изменяются индексы при э. д. с. и токах. Аналогично коммутационным интервалам в цепь зарядного контура включена э. д. с. $\sqrt{3} E_{0m}$, а последовательно с параметрами зарядного контура r_n , L_n , C включено сопротивление двух фаз генератора, модуль которого равен:

$$z = 2 \sqrt{r_r^2 + x_r^2}. \quad (10)$$

На рис. 3,б приведена эквивалентная схема для внекоммутационных интервалов. Сопротивление эквивалентной схемы, ограничивающее зарядный ток, будет:

$$R_0 = r_n + 2 \sqrt{r_r^2 + x_r^2} = r_r (r_n^* + 2 \sqrt{1 + \beta_r^2}). \quad (11)$$

При чередовании коммутационных и внекоммутационных интервалов в процессе заряда конденсатора в общем случае эквивалентную схему зарядного контура можно представить в виде схемы на рис. 3,в, а сопротивление зарядного контура

$$R_0 = r_r (r_n^* + A_K \sqrt{1 + \beta_r^2}), \quad (12)$$

где $A_K = 1,5 \div 2$ — коммутационный коэффициент, который эквивалентно приводит модуль полного комплексного сопротивления генератора к цепи постоянного тока.

Приведенные эквивалентные схемы системы заряда емкостного накопителя от трехфазного синхронного генератора через выпрямитель по существу основаны на использовании метода огибающих амплитудных значений фазного тока генератора.

При необходимости учесть активное сопротивление вентилей в проводящем направлении его осредненное значение можно внести в цепь нагрузки или в цепь фазы.

Таким образом, рассматриваемую систему заряда емкостного накопителя можно представить эквивалентным контуром R_0 , L_n , C , включенным на напряжение постоянного тока U_0 .

В соответствии с уравнением

$$U_0 = i R_0 + L_n \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int i dt \quad (13)$$

процессы в рассматриваемом контуре по своему характеру аналогичны процессам в контуре r , L , C при питании от источника постоянного тока, однако с учетом (12) их энергетические показатели существенно отличны.

Экспоненциальный процесс заряда. В простейшем случае при $L_n = 0$ в соответствии с (13) имеет место экспоненциальный процесс заряда, определяемый уравнениями:

$$i = \frac{U_0}{r_r (r_n^* + A_K \sqrt{1 + \beta_r^2})} \exp\left(-\frac{t}{T_c}\right); \quad (14)$$

$$u_c = U_0 \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{T_c}\right) \right],$$

где $T_c = C r_r (r_n^* + A_K \sqrt{1 + \beta_r^2})$ — постоянная времени зарядного контура.

Потери энергии в процессе заряда накопителя будут:

$$W_r = \int_0^t i^2 r_r (r_n^* + A_K) dt = \frac{C U_0^2}{2} \times \times \frac{r_n^* + A_K}{r_n^* + A_K \sqrt{1 + \beta_r^2}} \left[1 - \exp\left(-\frac{2t}{T_c}\right) \right]. \quad (15)$$

Энергия накопителя

$$W_c = \int_0^t i u_c dt = \frac{C U_0^2}{2} \left[1 - \exp\left(-\frac{t}{T_c}\right) \right]. \quad (16)$$

Коэффициент полезного действия экспоненциального процесса заряда

$$\eta_A = \frac{W_c}{W_c + W_r} \Big|_{t \rightarrow \infty} = \frac{1}{1 + \frac{r_n^* + A_K}{r_n^* + A_K \sqrt{1 + \beta_r^2}}}. \quad (17)$$

Сопротивление r_n представляет собой активное сопротивление потерь в конденсаторе, и, если $r_n^* =$

$= \frac{r_r}{r_r}$ мало, им можно пренебречь. Тогда

$$\eta_A = \frac{\sqrt{1 + \beta_r^2}}{1 + \sqrt{1 + \beta_r^2}}. \quad (18)$$

Из выражения (18) следует, что к. п. д. процесса заряда, определяющий потери в меди якоря генератора (и в выпрямителе, если учитывать сопротивление вентилей), определяется только относительным индуктивным сопротивлением $\beta_r = \frac{x_r}{r}$. При $r_r \ll x_r$, т. е. при $\beta_r \rightarrow \infty$, к. п. д. $\eta \rightarrow 1$. При $x_r \rightarrow 0$ $\eta \rightarrow 0,5$, как это имеет место при классическом случае заряда в контуре r, C от источника постоянного тока.

Таким образом, при достаточно большом β_r , несмотря на экспоненциальный процесс заряда, к. п. д. зарядного контура может значительно превышать 0,5, и при $\beta_r > 10$ имеет место $\eta \geq 0,9$. В этом заключается одно из главных преимуществ процесса заряда емкостного накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель по сравнению с процессом заряда от коллекторного генератора постоянного тока.

Физически это обстоятельство объясняется следующим образом.

В идеальном случае, когда $r_r = 0$, ограничивающим сопротивлением зарядного контура будет только x_r со стороны переменного тока до выпрямителя. Начальное значение зарядного тока (амплитудное) будет определяться в соответствии с (12): $I_{m \text{ нач}} = \frac{U_0}{A_{к.ср} x_r}$.

При этом, несмотря на экспоненциальный процесс заряда, активных потерь энергии в индуктивном сопротивлении x_r не будет и к. п. д. $\eta = 1$. При включении же контура r, C на напряжение постоянного тока в предельном случае при $r = 0$ начальное значение зарядного тока будет «бесконечно» большим, вследствие чего теоретически даже в этом предельном случае к. п. д. процесса заряда $\eta = 0,5$.

В этом заключается качественное различие процесса заряда накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель и от коллекторного генератора постоянного тока. В идеальном случае процесса заряда от генератора переменного тока

через выпрямитель, когда $r_r = 0$, имеет место процесс заряда в контуре, который по аналогии с контуром типа r, C назовем контуром типа x_r, C . При этом происходит экспоненциальный процесс заряда с постоянной времени $T_c = C A_{к.ср} x_r$. Сказанное с достаточной степенью точности подтверждается экспериментально.

На рис. 4 приведена реальная кривая про-

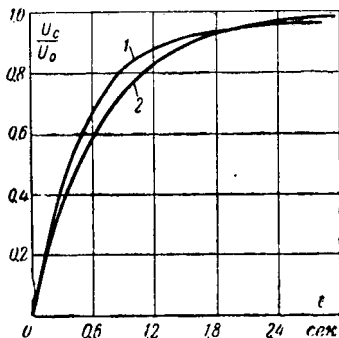


Рис. 4. Кривые процесса заряда конденсатора.
а — осциллограмма; б — расчетная кривая.

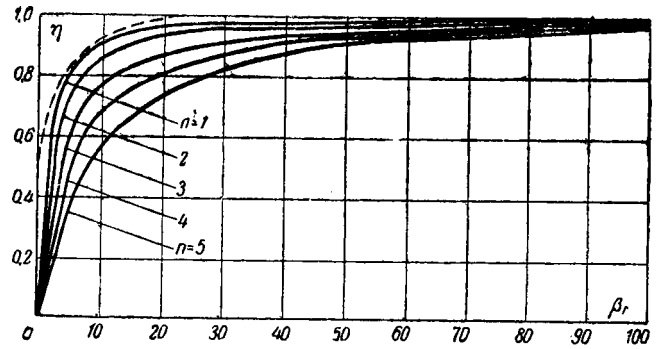


Рис. 5. Расчетные кривые к. п. д. процесса заряда.

$$\eta_3 = \frac{0,5 \left[1 - \exp \left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} \right) \right]^2}{\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} - \left[1 - \exp \left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} \right) \right]};$$

$$\eta_A = \frac{\sqrt{1 + \beta_r^2}}{1 + \sqrt{1 + \beta_r^2}}.$$

цесса заряда емкостного накопителя от трехфазного синхронного генератора через мостовой полупроводниковый выпрямитель (кривая 1) и для сравнения нанесена расчетная кривая 2 в соответствии с уравнением

$$u_c = U_0 \left[1 - \exp \left(-\frac{t}{C A_{к.ср} x_r} \right) \right].$$

При этом генератор имел следующие данные: действующее значение фазной э. д. с. холостого хода $E_0 = 1280$ в;

активное сопротивление фазы $r_r = 13$ ом;

синхронное индуктивное сопротивление $x_r = x_d = 220$ ом;

напряжение зарядного контура

$$U_0 = \sqrt{2} \cdot \sqrt{3} E_0 = 3100 \text{ в};$$

емкость накопителя $C = 1800 \cdot 10^{-6}$ ф.

При расчете кривой процесса заряда приняты среднее значение коммутационного коэффициента $A_{к.ср} = 1,75$ и постоянная времени $T_c = C \cdot A_{к.ср} x_d = 1800 \cdot 10^{-6} \cdot 1,75 \cdot 220 = 0,7$ сек (активным сопротив-

лением обмотки якоря пренебрегаем: $\beta_r = \frac{220}{13} \approx 17$).

Представляет интерес количественно сравнить к. п. д. процесса заряда емкостного накопителя от генератора переменного тока без выпрямителя (на переменном токе) и с выпрямителем (на постоянном токе).

На рис. 5 приведены расчетные кривые $\eta = \eta(\beta_r)$ для этих двух случаев заряда накопителя, построенные соответственно по уравнениям (1) и (18). Из рассмотрения этих кривых следует, что к. п. д. процесса заряда емкостного накопителя на переменном токе лишь при разряде на первом максимуме напряжения ($n=1$) практически равен к. п. д. процесса заряда от генератора переменного тока через выпрямитель, а при $n > 1$ значительно ниже. В первом случае частота следования разрядных импульсов однозначно связана с частотой генератора и при $n=1$ $f = 0,5 f_p$. При заряде накопителя от генератора переменного тока через вы-

прямитель генерируемая частота не связана с частотой следования разрядных импульсов и может выбираться с точки зрения оптимального проектирования генератора переменного тока.

Отсюда следует, что для низкочастотных систем с частотой следования f_p , не превышающей нескольких герц, система заряда накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель имеет явные весовые и энергетические преимущества перед системой резонансного заряда непосредственно на переменном токе.

Следует отметить, что приведенный здесь анализ к. п. д. процесса заряда накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель не учитывает дополнительных потерь в меди генератора, связанных с высшими гармониками, обусловленными коммутационным процессом и нелинейностью вольт-амперных характеристик вентиля. Однако наличие дополнительных потерь не меняет качественной картины рассмотренного энергетического процесса.

Апериодический процесс заряда. В соответствии с (13) так же, как и в случае заряда накопителя от коллекторного генератора, в общем случае при наличии индуктивности в цепи постоянного тока могут иметь место апериодический и колебательный процессы, причем в последнем случае из-за наличия выпрямителя зарядный процесс заканчивается на первом максимуме напряжения на конденсаторе. В случае предельного апериодического процесса справедливо:

$$\left. \begin{aligned} i &= \frac{U_0}{L_n} t \exp(-\delta t); \\ u_c &= U_0 [1 - (1 + \delta t) \exp(-\delta t)], \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

где

$$\delta = \frac{r_n (r_n + A_n \sqrt{1 + \beta_r^2})}{2L_n}.$$

При этом в общем случае апериодического процесса

$$\eta_B = \frac{1}{1 + \frac{r_n + A_n}{r_n + A_n \sqrt{1 + \beta_r^2}}} \left\{ \frac{1 + (1 + \delta t) \exp(-\delta t)}{[1 - (1 + \delta t) \exp(-\delta t)]^2} - \frac{\delta^2 t^2 \exp(-2\delta t)}{[1 - (1 + \delta t) \exp(-\delta t)]^2} \right\} + \frac{\delta^2 t^2 \exp(-2\delta t)}{[1 - (1 + \delta t) \exp(-\delta t)]^2}. \quad (20)$$

Нетрудно показать, что при $t \rightarrow \infty$ к. п. д. определяется выражением (17), т. е. равен к. п. д. экспоненциального процесса и при $r_n = 0$ соответствует (18).

Колебательный процесс заряда. Как известно, при колебательном процессе заряда к. п. д. при достаточно высокой добротности контура может значительно превышать к. п. д. апериодического и экспоненциального процессов. В соответствии с (13) колебательный процесс заряда будет иметь место при $R_0 < 2\sqrt{\frac{L_n}{C}}$, т. е. при достаточно большой индуктивности, включенной после выпрямителя.

Сравним к. п. д. колебательного процесса заряда накопителя от коллекторного генератора и от генератора переменного тока через выпрямитель.

Процесс заряда $u_c = \varphi(t)$ будет идентичен, если все параметры зарядной цепи для коллекторного генератора и генератора переменного тока с выпрямителем будут одинаковы. В этих условиях и следует сравнить энергетические показатели процесса заряда для двух случаев. Пренебрегая активным сопротивлением потерь в конденсаторе ($r_n = 0$) и считая, что в обоих случаях в цепь зарядного контура включены одни и те же величины L_n и C , условие идентичности процессов $u_c = \varphi(t)$ и $i = f(t)$ будет:

$$r_k = R_0 = A_n r_n \sqrt{1 + \beta_r^2}, \quad (21)$$

где r_k — активное сопротивление в цепи зарядного контура коллекторного генератора.

Для колебательного процесса заряда накопителя справедливы соотношения:

$$\left. \begin{aligned} i &= \frac{U_0}{\omega L_n} \sin \omega t \exp(-\delta t); \\ u_c &= U_0 \left[1 - \frac{\omega_0}{\omega} \cos(\omega t - \alpha) \exp(-\delta t) \right], \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

где

$$\begin{aligned} \delta|_{r_n=0} &= \frac{r_k}{2L_n} = \frac{R_0}{2L_n} = \frac{A_n r_n \sqrt{1 + \beta_r^2}}{2L_n}; \\ \omega_0 &= \sqrt{\frac{1}{L_n C}}; \quad \omega = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2}; \\ \alpha &= \arctg \frac{\delta}{\omega_0^2 - \delta^2}. \end{aligned}$$

Для коллекторного генератора энергия потерь

$$W_{rk} = r_k \int_0^t i^2 dt$$

и к. п. д. процесса заряда будет:

$$\eta_k = \frac{W_c}{W_c + W_{rk}} = 0,5 \left[1 - \frac{\omega_0}{\omega} \cos(\omega t - \alpha) \exp(-\delta t) \right], \quad (23)$$

где $W_c = \int_0^t u_c i dt$ — энергия конденсатора.

При колебательном процессе разряд конденсатора рационально осуществлять на первом максимуме напряжения в соответствии с (22). При колебательном процессе заряда от генератора переменного

$Q = Q_K$	0			$0 < Q < \infty$			∞			
	β_r	0	$0 < \beta_r < \infty$	∞	0	$0 < \beta_r < \infty$	∞	0	$0 < \beta_r < \infty$	∞
η		$\eta_{\sim} = \eta_{\text{н}} = 0,5$	$\eta_{\sim} > \eta_{\text{н}}$	$\eta_{\sim} = 1$	$\eta_{\sim} > \eta_{\text{н}}$	$\eta_{\sim} > \eta_{\text{н}}$	$\eta_{\sim} = 1$	$\eta_{\text{н}} = \eta_{\sim} = 1$	$\eta_{\text{н}} = \eta_{\sim} = 1$	$\eta_{\text{н}} = \eta_{\sim} = 1$

ного тока через выпрямитель он естественным путем заканчивается на первом максимуме.

При $\delta \ll \omega_0$ ($\omega = \omega_0$) первый максимум напряжения на конденсаторе имеет место при $t = \frac{\pi}{\omega_0}$ и из (23) следует:

$$\eta_K \Big|_{t = \frac{\pi}{\omega_0}} = \frac{1 + \exp\left(-\frac{\pi}{2Q}\right)}{2}, \quad (24)$$

где $Q_K = \frac{\omega_0 L_{\text{н}}}{r_K}$ — добротность зарядного контура.

В рассматриваемом случае $Q_K = \frac{\omega_0 L_{\text{н}}}{r_K} = \frac{\omega_0 L_{\text{н}}}{R_{\text{в}}} = \frac{\omega_0 L_{\text{н}}}{A_K r_r \sqrt{1 + \beta_r^2}}$, так как $r_K = A_K r_r \sqrt{1 + \beta_r^2}$. При этом

кривые $i(t)$ и $u_c(t)$ будут одинаковыми для цепи коллекторного генератора и генератора переменного тока с выпрямителем.

Потери энергии в цепи генератора переменного тока с выпрямителем

$$W_{r_{\sim}} = r_r A_K \int_0^t i^2 dt, \quad (25)$$

так как активных потерь энергии в индуктивном сопротивлении x_r нет. Поскольку $r_K = A_K r_r \sqrt{1 + \beta_r^2}$, то

$$W_{r_{\sim}} = \frac{r_K}{\sqrt{1 + \beta_r^2}} \int_0^t i^2 dt = \frac{W_{r_K}}{\sqrt{1 + \beta_r^2}}. \quad (26)$$

Коэффициент полезного действия процесса заряда накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель

$$\eta_{\sim} = \frac{W_c}{W_c + W_{r_{\sim}}} = \frac{1}{1 + \frac{W_{r_K}}{W_c} \frac{1}{\sqrt{1 + \beta_r^2}}}. \quad (27)$$

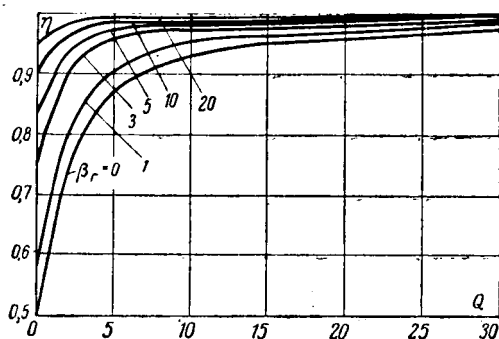


Рис. 6. Расчетные кривые к. п. д. колебательного процесса заряда.

Из (24) получаем:

$$\left. \begin{aligned} \frac{1}{1 + \frac{W_{r_K}}{W_c}} &= 0,5 \left[1 + \exp\left(-\frac{\pi}{2Q_K}\right) \right]; \\ \frac{W_{r_K}}{W_c} &= \frac{1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2Q_K}\right)}{1 + \exp\left(-\frac{\pi}{2Q_K}\right)}. \end{aligned} \right\} \quad (28)$$

С учетом (28) и (27) следует:

$$\eta_{\sim} = \frac{\sqrt{1 + \beta_r^2} \left[1 + \exp\left(-\frac{\pi}{2Q_K}\right) \right]}{1 + \sqrt{1 + \beta_r^2} + \left(\sqrt{1 + \beta_r^2} - 1 \right) \exp\left(-\frac{\pi}{2Q_K}\right)}. \quad (29)$$

В таблице приведены предельные случаи процесса в соответствии с выражением (29).

На рис. 6 представлены расчетные кривые $\eta = f(Q_K = Q)$ при различных β_r , из которых следует, что к. п. д. колебательного процесса заряда емкостного накопителя от генератора переменного тока через выпрямитель при одной и той же добротности зарядного контура всегда выше, чем в случае заряда от коллекторного генератора переменного тока.

Выводы. 1. Для импульсных систем электропитания с емкостным накопителем энергии, работающих в режиме «заряд — разряд» с низкой частотой следования разрядных импульсов (не более нескольких герц), по энергетическим соображениям рационально осуществлять заряд накопителя постоянным током.

2. Коэффициент полезного действия процесса заряда накопителя от трехфазного генератора переменного тока через трехфазный двухполупериодный выпрямитель значительно превосходит таковой при заряде накопителя от коллекторного генератора как при апериодическом, так и при колебательном процессах.

3. При достаточно большом значении относительного индуктивного сопротивления $\beta_r = \frac{x_r}{r_r}$

в системе с генератором переменного тока и выпрямителем имеет место заряд накопителя в контуре типа x_r, C или $x_r, L_{\text{н}}, C$ (по аналогии с r, C и r, L, C), что является причиной увеличения к. п. д. процесса заряда по сравнению с системой заряда от коллекторного генератора постоянного тока.

4. Рассмотренные в данной статье соотношения для к. п. д. процесса заряда относятся к частично к. п. д. генератора, определяющему потери в меди якоря (и потери в выпрямителе и проводах при их учете).

Приложение. Коэффициент полезного действия резонансного процесса заряда.

Если генератор переменного тока имеет синусоидальную э. д. с. $e = E_m \sin(\omega t + \psi_E)$, то в соответствии с дифференциальным уравнением

$$e = ri + L \frac{di}{dt} + \frac{1}{C} \int_0^t i dt$$

при начальных условиях ($t=0$) $u_c(0)=0$, $i(0)=0$ зарядный ток и напряжение на конденсаторе определяются соотношениями:

$$\left. \begin{aligned} i(t) &= I_m \left[\sin(\omega t + \psi_i) - \sqrt{\sin^2 \psi_i + \frac{\omega_0^2}{\omega^2} \cos^2 \psi_i} \times \right. \\ &\quad \left. \times \sin(\omega' t + \nu) \exp(-\delta t) \right]; \\ u_c(t) &= \frac{I_m}{\omega C} \left[\cos(\omega t + \psi_i) - \right. \\ &\quad \left. - \sqrt{\frac{\omega^2}{\omega_0^2} \sin^2 \psi_i + \cos^2 \psi_i} \cos(\omega' t + \nu) \exp(-\delta t) \right], \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-1})$$

где

$$I_m = \frac{E_m}{\sqrt{r^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C} \right)^2}};$$

$$\psi_i = \psi_E - \arctg \frac{\omega L - \frac{1}{\omega C}}{r};$$

$$\tg \nu = \frac{\omega}{\omega_0} \tg \psi_i; \quad \omega_0 = \frac{1}{\sqrt{LC}};$$

$$\delta = \frac{r}{2L}; \quad \omega' = \sqrt{\omega_0^2 - \delta^2} \quad \text{при } \delta < \omega_0.$$

При $\delta \ll \omega_0$ и $\omega = \omega_0$ имеет место так называемый режим резонансного заряда, для которого при $\psi_E = 0$ справедливы соотношения:

$$\left. \begin{aligned} i(t) &= I_m [1 - \exp(-\delta t)] \sin \omega t; \\ u_c(t) &= \frac{I_m}{\omega C} [1 - \exp(-\delta t)] \cos \omega t. \end{aligned} \right\} \quad (\text{П-2})$$

В соответствии с (П-2) напряжение на конденсаторе в режиме резонансного заряда периодически достигает максимума, причем абсолютное значение максимума возрастает с увеличением его номера. Таким образом, при заданной частоте следования разрядных импульсов $f_p = \frac{1}{T_p}$ в случае резонансного заряда необходимо обеспечить условие

$$\frac{n\pi}{\omega} = T_p = \frac{1}{f_p}, \quad (\text{П-3})$$

где $n = 1, 2, 3 \dots$ — порядковый номер напряжения на конденсаторе.

С учетом выражений (П-1) и (П-2) к. п. д. зарядного процесса будет:

$$\eta_a = \frac{P_c}{P_c + P_r} = 0,5 \frac{\left[1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q}\right) \right]^2}{\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q} - \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q}\right) \right]},$$

где

$$P_c = \frac{U_{cm}^2 C}{2} f_p = E_m Q \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q}\right) \right] \frac{C}{2} f_p$$

— среднезарядная мощность;

$$P_r = f_p \int_0^{T_p} i^2(t) r dt = \frac{E_m^2}{\omega r} \left\{ \frac{\pi n}{2} - 2Q \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi}{2} \frac{n}{Q}\right) \right] - \frac{Q}{2} \left[1 - \exp\left(-\frac{\pi n}{Q}\right) \right] \right\}$$

— мощность потерь в активном сопротивлении зарядного контура;

$$Q = \frac{\omega L}{r} = \frac{x_L}{r} \text{ — добротность зарядного контура.}$$

Литература

1. Зевеке Г. В., Ионкин П. А., Нетушил А. В. и Страхов С. В., Основы теории цепей, изд-во «Энергия», 1965.
2. Крочакевич В. Д., К вопросу о скорости переходных процессов в трехфазных цепях с выпрямителями. Труды Рижской академии гражданского воздушного флота, 1958.
3. Бертинов А. И., Авиационные электрические генераторы, Оборонгиз, 1959.

[29.3.1967]



УДК 621.313.32.621.3.014.2

Коммутация синхронной машины, питаемой через зависимый мостовой преобразователь частоты

Доктор техн. наук, проф. М. Г. ЧИЛИКИН, канд. техн. наук, доц. А. К. АРАКЕЛЯН и инж. А. А. АФАНАСЬЕВ

Московский энергетический институт и Волжский филиал МЭИ

Устойчивость работы регулируемого электропривода на базе синхронного двигателя и зависимого трехфазного мостового преобразователя [Л. 1] определяется перегрузочной способностью двигателя и пропускной способностью преобразователя, которые в свою очередь зависят от параметров применяемой синхронной машины.

В статье дается анализ процесса коммутации синхронной машины с учетом высших гармониче-

ских рабочего режима и активных сопротивлений ее контуров.

При питании синхронной машины, работающей в двигательном режиме, от мостового трехфазного зависимого преобразователя частоты (рис. 1, а) наблюдаются циклические (круговые, периодически повторяющиеся) короткие замыкания двух фаз через два одновременно открытых вентиля.

Вентили, имеющие общие аноды, составляют

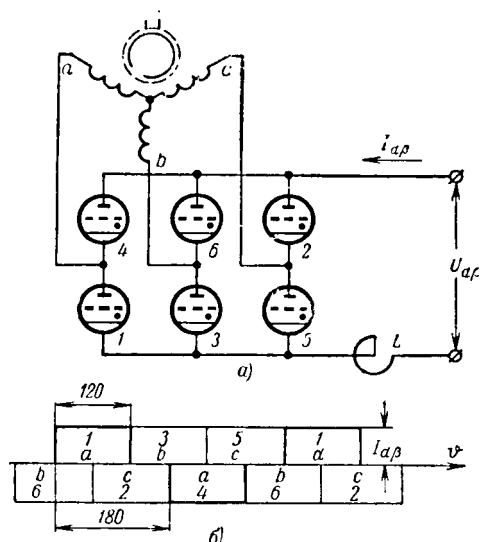


Рис. 1. Принципиальная схема электропривода на базе синхронного двигателя и зависимого инвертора.

а — силовая схема; б — линейная диаграмма токов преобразователя и двигателя.

анодную группу (на рис. 1, а — четные вентили). Вентили с общими катодами образуют катодную группу (нечетные). Вентили каждой группы сменяют друг друга в работе по круговой системе циклически. Например, для анодной группы после прекращения работы четвертого вентиля открывается шестой, затем второй и снова четвертый и т. д.

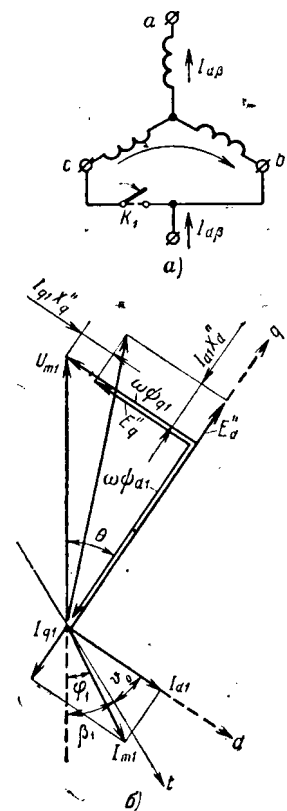


Рис. 2. К расчету коммутационного короткого замыкания.

а — расчетная схема; б — векторная диаграмма фазы а по основной гармонике.

На временной диаграмме рис. 1, б показана очередность и длительность работы вентилях. Жирно очерченная линия показывает интервалы работы вентилях фазы а (вентили 1 и 4). При достаточно большой индуктивности сглаживающего дросселя L фазные токи будут иметь приблизительно форму прямоугольных импульсов.

В промежутки времени между двумя коммутациями находятся в работе два, а во время коммутации — три одновременно работающих вентиля. На рис. 1, а изображен случай, когда при открытом вентиле 1 катодной группы происходит перевод тока с вентиля б на вентиль 2 анодной группы. Открытые вентили 2 и б закорачивают фазы б и с между собой. Затем в катодной группе будут коммутировать вентили 1 и 3 (короткое замыкание фаз а и б) и т. д.

Рассмотрим коммутационное короткое замыкание двух фаз синхронного двигателя, работающего от мостового преобразователя. На рис. 2, а изображен интервал нагрузки, когда ток пропускают две фазы а и б, причем фаза б заканчивает работу и должна коммутироваться фазой с. Выключатель K_1 в момент начала коммутации замыкается. Угловое положение оси ротора d относительно оси фазы а характеризуется в указанный момент углом θ .

Непосредственно перед коротким замыканием (началом коммутации) имеем:

$$\left. \begin{aligned} i_a &= I_{a\beta}; \\ i_b &= -I_{a\beta}; \\ i_c &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

После замыкания выключателя K_1

$$\left. \begin{aligned} i_a &= I_{a\beta}; \\ i_b &= -I_{a\beta} + i; \\ i_c &= -i; \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$U_{bc} = -\Delta U_a + \Delta U_a - 2ri + rI_{a\beta} - \frac{d\psi_{bc}}{dt} = 0, \quad (3)$$

где r — активное сопротивление фазы обмотки якоря;

ΔU_a — падение напряжения в дуге вентиля;

i — мгновенное значение тока коммутации;

$I_{a\beta}$ — входной ток преобразователя;

ψ_{bc} — полное потокосцепление обмоток фаз б и с.

Интегрируя (3) в пределах от 0 до $\Delta\vartheta/\omega$, получаем:

$$\psi_{bc} = \psi_{bc0} + \Delta\psi_{bc}, \quad (4)$$

где ψ_{bc0} — потокосцепление обмоток фаз б и с в начальный момент короткого замыкания;

$$\Delta\psi_{bc} = r \int_0^{\frac{\Delta\vartheta}{\omega}} (I_{a\beta} - 2i) d\Delta\vartheta, \quad (5)$$

где $\Delta\vartheta = \vartheta - \vartheta_0$ (ϑ — угол между осью ротора d и осью фазы а, эл. град);

ω — угловая частота.

В системе координат $d, q, 0$ выражение (4) примет вид [Л. 2]:

$$\psi_{bc} = \sqrt{3}(\psi_d \sin \vartheta + \psi_q \cos \vartheta), \quad (6)$$

причем потокосцепления эквивалентных обмоток d и q могут быть найдены в соответствии с уравнениями [Л. 2 и 3]

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= \frac{-e''_d + i_d x''_d}{\omega}; \\ \psi_q &= \frac{e''_q + i_q x''_q}{\omega}, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где e''_d, e''_q — сверхпереходные э. д. с. по осям d и q ;

i_d, i_q — токи эквивалентных обмоток якоря d и q .

В установившемся режиме работы синхронной машины потокосцепления и токи, кроме постоян-

ных во времени составляющих, будут содержать и переменные, обусловленные высшими гармоническими токами i_d и i_q :

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= \psi_{d1} + \Delta\psi_d; \\ \psi_q &= \psi_{q1} + \Delta\psi_q; \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$$\left. \begin{aligned} i_d &= I_{d1} + \Delta i_d; \\ i_q &= I_{q1} + \Delta i_q. \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

В (8) и (9) ψ_{d1} ; ψ_{q1} ; I_{d1} ; I_{q1} — постоянные составляющие, обусловленные первыми гармониками тока якоря и поля возбуждения, причем [Л. 2]

$$\left. \begin{aligned} \psi_{d1} &= \frac{I_{d1} x_d - E_0}{\omega}; \\ \psi_{q1} &= \frac{I_{q1} x_q}{\omega}. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Разложив токи i_d и i_q в комплексный ряд Фурье, найдем:

$$\left. \begin{aligned} \Delta\psi_d &= \frac{1}{\omega} \operatorname{Re} \sum_k x_d(j\omega k) i_{dk} e^{j\omega k t}; \\ \Delta\psi_q &= \frac{1}{\omega} \operatorname{Im} \sum_k x_q(j\omega k) i_{qk} e^{j\omega k t}, \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

где $x_d(j\omega k)$, $x_q(j\omega k)$ — операторные коэффициенты синхронной машины соответственно по осям d и q , взятые при $p = j\omega k$.

Подставив (8) — (11) в (7), получим:

$$\left. \begin{aligned} \psi_d &= \frac{-E''_d + \Delta''_d(t) + i_d x''_d}{\omega}; \\ \psi_q &= \frac{E''_q + \Delta''_q(t) + i_q x''_q}{\omega}, \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где

$$\begin{aligned} E''_d &= \frac{E_0 - I_{d1}(x_d - x''_d)}{\omega}; \\ E''_q &= \frac{I_{q1}(x_q - x''_q)}{\omega} \end{aligned}$$

— сверхпереходные э. д. с., остающиеся неизменными в установившемся режиме работы синхронной машины;

$$\left. \begin{aligned} \Delta''_d(t) &= \operatorname{Re} \sum_k [x_d(j\omega k) - x''_d] i_{dk} e^{j\omega k t}; \\ \Delta''_q(t) &= \operatorname{Im} \sum_k [x_q(j\omega k) - x''_q] i_{qk} e^{j\omega k t}. \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$i = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{E''_d (\sin \vartheta - \sin \vartheta_0) + E''_q (\cos \vartheta_0 - \cos \vartheta) + \Delta(\vartheta_0) - \Delta(\vartheta) - \frac{1}{\sqrt{3}} (x''_d - x''_q) I_{d\beta} F}{x''_d \sin^2 \vartheta + x''_q \cos^2 \vartheta}, \quad (19)$$

При работе синхронной машины от преобразователя частоты со скоростями порядка синхронной и выше можно считать [Л. 2]:

$$x_d(j\omega k) = x''_d; \quad x_q(j\omega k) = x''_q. \quad (14)$$

В этом частном случае

$$\Delta''_d(t) = \Delta''_q(t) = 0.$$

Пользуясь известными соотношениями

$$\left. \begin{aligned} i_d &= \frac{2}{3} [i_a \cos \vartheta + i_b \cos (\vartheta - 120) + \\ &\quad + i_c \cos (\vartheta + 120)]; \\ i_q &= \frac{2}{3} [i_a \sin \vartheta + i_b \sin (\vartheta - 120) + \\ &\quad + i_c \sin (\vartheta + 120)], \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

из уравнений (2) найдем, что для рассматриваемого коммутационного интервала

$$\left. \begin{aligned} i_d &= I_{d\beta} \cos \vartheta + \frac{1}{\sqrt{3}} (2i - I_{d\beta}) \sin \vartheta; \\ i_q &= -I_{d\beta} \sin \vartheta + \frac{1}{\sqrt{3}} (2i - I_{d\beta}) \cos \vartheta. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Уравнение (6) с учетом (12) и (16) запишется в виде

$$\begin{aligned} \omega \frac{\Phi_{bc}}{\sqrt{3}} &= [-E''_d + \Delta''_d(t)] \sin \vartheta + \\ &+ [E''_q + \Delta''_q(t)] \cos \vartheta + \frac{1}{\sqrt{3}} (2i - I_{d\beta}) (x''_d \sin^2 \vartheta + \\ &+ x''_q \cos^2 \vartheta) + I_{d\beta} (x''_d - x''_q) \sin \vartheta \cos \vartheta. \end{aligned} \quad (17)$$

Пренебрегая активным сопротивлением обмотки якоря (при мощностях порядка сотен киловатт и выше активное сопротивление примерно в 10 раз меньше индуктивного сопротивления рассеяния обмотки якоря), для коммутационного короткого замыкания из (4) и (17) получим:

$$\begin{aligned} \omega \frac{\Phi_{bc}}{\sqrt{3}} &= \omega \frac{\Phi_{bc0}}{\sqrt{3}} = [-E''_d + \Delta''_d(\frac{\vartheta_0}{\omega})] \sin \vartheta_0 + \\ &+ [E''_q + \Delta''_q(\frac{\vartheta_0}{\omega})] \cos \vartheta_0 - \\ &- I_{d\beta} \left[\frac{1}{\sqrt{3}} (x''_d \sin^2 \vartheta_0 + x''_q \cos^2 \vartheta_0) - \right. \\ &\left. - (x''_d - x''_q) \sin \vartheta_0 \cos \vartheta_0 \right]. \end{aligned} \quad (18)$$

В синхронных двигателях малой мощности, а также при работе со скоростями значительно ниже синхронной величина активного сопротивления обмотки якоря относительно велика и оказывает заметное влияние на ток коммутации. Вывод соответствующих уравнений для случая $r \neq 0$ дан в приложении.

Из совместного решения (17) и (18) найдем мгновенное значение тока коммутации

$$F = \sin \left(2\vartheta + \frac{\pi}{6} \right) - \sin \left(2\vartheta_0 + \frac{\pi}{6} \right);$$

$$\Delta(\vartheta) = -\operatorname{Re} \sum_k jA(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta};$$

$$\Delta(\vartheta_0) = -\operatorname{Re} \sum_k jA(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta_0};$$

$$A(j\omega k) = [x_d(j\omega k) - x''_d] i_{dk} + [x_q(j\omega k) - x''_q] i_{qk}.$$

Из рис. 2,б следует:

$$\left. \begin{aligned} E''_d &= U_{m1} \cos \theta + I_{d1} x''_d; \\ E''_q &= -U_{m1} \sin \theta - I_{q1} x''_q; \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

$$\left. \begin{aligned} I_{d1} &= I_{m1} \sin(\varphi_1 + \theta); \\ I_{q1} &= -I_{m1} \cos(\varphi_1 + \theta). \end{aligned} \right\} \quad (21)$$

Амплитуда 1-й гармоники фазного тока двигателя I_{m1} связана с входным током преобразователя $I_{d\beta}$ при его идеальном сглаживании соотношением

$$I_{m1} = \eta(\gamma) I_{d\beta}, \quad (22)$$

где γ — угол коммутации.

С достаточной точностью [Л. 1]

$$\eta(\gamma) = \frac{2}{\pi} \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{4}{\gamma} \sin \frac{\gamma}{2} \approx 1,1.$$

Подставляя (20) — (22) в (19) и вводя новую угловую переменную $\vartheta = \vartheta_0 + \Delta\vartheta$, получим выражение для тока коммутации

$$i = \frac{1}{2} \frac{\sqrt{3}}{x''_d} \frac{U_{m1} [\sin(\vartheta_0 + \theta + \Delta\vartheta) - \sin(\vartheta_0 + \theta)] + I_{d\beta} \Delta'}{[1 + a \cos^2(\vartheta_0 + \Delta\vartheta)]}, \quad (23)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta' &= x''_d \left\{ \frac{2}{\sqrt{3}} a \sin \Delta\vartheta \cos \left(2\vartheta_0 + \frac{\pi}{6} + \Delta\vartheta \right) + \right. \\ &\quad \left. + 2\eta(\gamma) \sin \frac{\Delta\vartheta}{2} \left[\sin \left(\vartheta_0 + \theta + \varphi_1 + \frac{\Delta\vartheta}{2} \right) + \right. \right. \end{aligned}$$

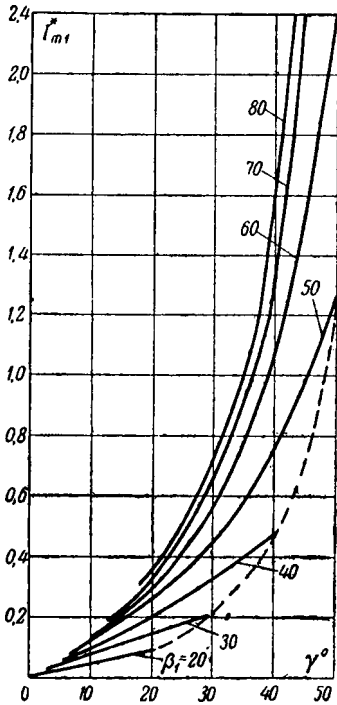


Рис. 3. Зависимость тока нагрузки от угла коммутации (синхронная машина не имеет успокоительной обмотки).

$$\begin{aligned} x''_d &= x'_d = 0,425; x''_q = \\ &= x_q = 0,7; a = 0,65. \end{aligned}$$

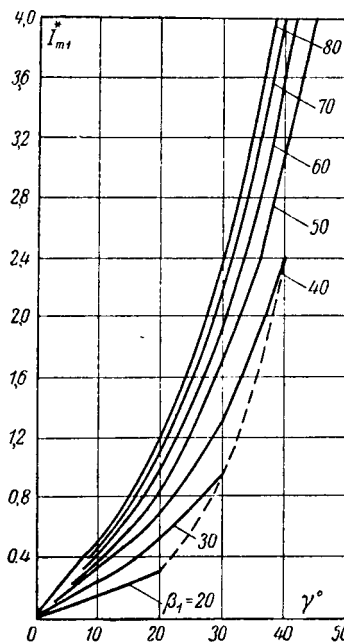


Рис. 4. Зависимость тока нагрузки от угла коммутации (синхронная машина имеет полную успокоительную обмотку).

$$x''_d = x'_d = 0,2; a = 0.$$

$$\left. \begin{aligned} &+ a \cos(\theta + \varphi_1) \sin \left(\vartheta_0 + \frac{\Delta\vartheta}{2} \right) \right] + \\ &+ \frac{1}{x''_d I_{d\beta}} \operatorname{Re} \sum_k jA(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta_0} (e^{j(k+1)\Delta\vartheta} - 1) \Big\}; \quad (24) \end{aligned}$$

$$a = \frac{x''_q}{x''_d} - 1.$$

По окончании коммутации $\Delta\vartheta$ возрастает до значения

$$\Delta\vartheta = \gamma; \quad (25)$$

ток коммутации достигнет величины

$$i = I_{d\beta}. \quad (26)$$

Начало рассматриваемой коммутации фаз b и c определяется угловым положением ротора ϑ_0 , на векторной диаграмме фазы a (рис. 2,б) фиксировано положением временной оси t , опережающей на угол β_1 отрицательный максимум 1-й гармоники напряжения фазы a . Как видно из диаграммы,

$$\vartheta_0 = \frac{\pi}{2} - \beta_1 - \theta. \quad (27)$$

Принимая во внимание (22), (25) — (27) из (23), можно найти уравнение, связывающее амплитуду 1-й гармоники фазного тока с углом коммутации:

$$\begin{aligned} I_{m1}^* &= \\ &= \frac{\sqrt{3}}{2} \eta(\gamma) \frac{U_{m1}^* [\cos(\beta_1 - \gamma) - \cos \beta_1]}{x''_d \left[1 + a \sin^2(\beta_1 + \theta - \gamma) - \frac{\sqrt{3}}{2} \Delta \right]}, \quad (28) \end{aligned}$$

где

$$\begin{aligned} \Delta &= \frac{1}{x''_d} \Delta'_{(\Delta\vartheta=\gamma)} = \\ &= -\frac{2}{\sqrt{3}} a \sin \gamma \cos \left(2\beta_1 + 2\theta - \frac{\pi}{6} - \gamma \right) + \\ &\quad + 2\eta(\gamma) \sin \frac{\gamma}{2} \left[\cos(\beta_1 - \varphi_1 - \frac{\gamma}{2}) + \right. \\ &\quad \left. + a \cos(\theta + \varphi_1) \cos(\beta_1 + \theta - \frac{\gamma}{2}) \right] + \\ &\quad + \frac{1}{x''_d I_{d\beta}} \operatorname{Re} \sum_k [jA(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta_0} (e^{j(k+1)\gamma} - 1)]; \quad (29) \end{aligned}$$

$$I_{m1}^* = \frac{I_{m1}}{I_{m1H}}; \quad U_{m1}^* = \frac{U_{m1}}{U_{m1H}}; \quad x''_d = x'_d \frac{I_{m1H}}{U_{m1H}}.$$

На рис. 3 и 4 приводится зависимость тока нагрузки от угла коммутации, построенная по уравнению (28) при $U_{m1}^* = 1$ для двух синхронных машин с типовыми параметрами.

Следует заметить, что рассматриваемый здесь ток определяется пропускной способностью преобразователя по току, работающего на синхронный двигатель, а не пределом статической устойчивости последнего.

Экспериментальное определение зависимости тока нагрузки от угла коммутации проводилось для синхронного двигателя обращенного исполнения, имеющего данные: $P_{2H} = 2,8$ кВт; $n_c = 1500$ об/мин; $U_n = 260$ в; $I_n = 8,5$ а; $r_{20^\circ\text{C}} = 0,715$ ом; $x_d = 29$ ом;

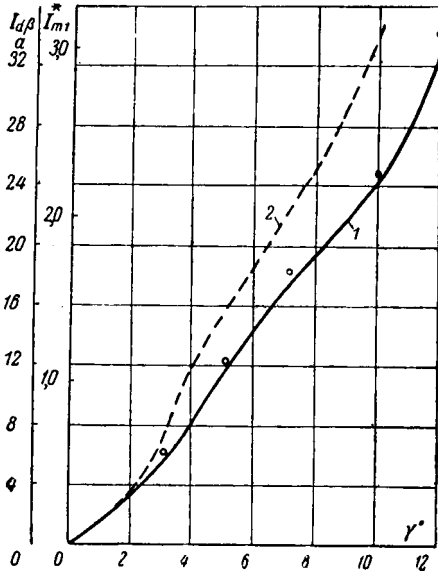


Рис. 5. Зависимость тока нагрузки от угла коммутации при $\beta_1 = 60^\circ$ для опытного двигателя.

— теоретическая кривая, построенная по уравнению (30); — — — теоретическая кривая, построенная по приближенной методике с использованием эквивалентного реактанса коммутации $x_\theta = \frac{1}{2}(x''_d + x_2)$; o — опытные точки.

$x_q = 16$ ом; $x''_d = 2,2$ ом; $x''_q = 2,4$ ом; $a = 0,1$. Обмотка якоря соединена в звезду.

Двигатель питался от трехфазного мостового преобразователя, выполненного на базе ртутных металлических тиристорных типа ТР1-15/3.

На рис. 5 вместе с теоретической кривой $I_{d\beta} = f(\gamma)$, построенной по уравнению (32) для $\beta_1 = 60^\circ$ и названных выше параметров двигателя, приведены опытные точки, найденные из осциллограмм.

$$I_{d\beta} = \frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{U_{m1}}{x''_d(1+b^2)} [\cos(\beta_1 - \gamma) + b \sin(\beta_1 - \gamma) - (\cos \beta_1 + b \sin \beta_1) e^{-b\gamma}]}{1 - B}, \quad (32)$$

Выводы. 1. Перегрузочная способность системы по току при достаточно больших углах опережения преобразователя ограничивается прежде всего пределом статической устойчивости применяемой синхронной машины, в то время как при малых углах пропускаемая мощность будет лимитирована пределом устойчивости инвертора.

2. Предлагаемая методика расчета тока нагрузки в зависимости от угла коммутации позволяет учесть не только активное сопротивление обмотки статора, но и активные сопротивления всех действительных (не эквивалентных) контуров ротора и высшие гармонические системы, что важно при работе со скоростями значительно ниже синхронной.

Приложение. К определению зависимости $I_{d\beta} = f(\gamma)$ с учетом активного сопротивления обмотки якоря ($r \neq 0$).

В этом случае из (3)

$$\frac{d\psi_{bc}}{dt} = r(I_{d\beta} - 2i). \quad (30)$$

Из (17) находим при $x''_d = x''_q$

$$\psi_{bc} = \frac{\sqrt{3}}{\omega} \{ [-E''_d + \Delta''_d(t)] \sin \vartheta + [E''_q + \Delta''_q(t)] \cos \vartheta \} + \frac{1}{\omega} [2i - I_{d\beta}] x''_d.$$

Дифференцируя последнее по ϑ ($\vartheta = \vartheta_0 + \omega t$) с учетом (13) и используя (30), получаем неоднородное дифференциальное уравнение первого порядка с постоянными коэффициентами

$$\frac{di}{d\vartheta} + \frac{r}{x''_d} i = \frac{\sqrt{3}}{2x''_d} [E''_d \cos \vartheta + E''_q \sin \vartheta - \text{Re} \sum_k (k+1) A(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta}] + \frac{r}{2x''_d} I_{d\beta}.$$

Решение его будет:

$$i = C_1 e^{-b\Delta\vartheta} + \frac{\sqrt{3}}{2x''_d(1+b^2)} [(bE''_d - E''_q) \cos \vartheta + (E''_d + bE''_q) \sin \vartheta] + \frac{I_{d\beta}}{2} - \frac{\sqrt{3}}{2x''_d} \text{Re} \sum_k \frac{k+1}{j(k+1)+b} A(j\omega k) e^{j(k+1)(\vartheta_0 + \Delta\vartheta)}, \quad (31)$$

где

$$b = \frac{r}{x''_d};$$

$$C_1 = - \frac{\sqrt{3} U_{m1} (\cos \beta_1 + b \sin \beta_1)}{2x''_d(1+b^2)} -$$

$$- I_{d\beta} \left[\frac{1}{2} - \frac{\sqrt{3}}{2} \gamma(\gamma) \sin(\beta_1 - \varphi_1) - \right.$$

$$\left. - \frac{\sqrt{3}}{2x''_d I_{d\beta}} \text{Re} \sum_k \frac{k+1}{j(k+1)+b} A(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta_0} \right].$$

При $\Delta\vartheta = \gamma$ ток коммутации достигает значения

$$i = I_{d\beta}.$$

Отсюда находим:

где

$$B = \frac{\sqrt{3}}{2} \gamma(\gamma) [-\sin(\beta_1 - \varphi_1 - \gamma) + e^{-b\gamma} \sin(\beta_1 - \varphi_1)] + \frac{1}{2} (1 - e^{-b\gamma}) - \frac{\sqrt{3}}{2x''_d I_{d\beta}} \text{Re} \times \sum_k \left[\frac{(k+1) A(j\omega k) e^{j(k+1)\vartheta_0}}{j(k+1)+b} (e^{j(k+1)\gamma} - e^{-b\gamma}) \right].$$

Естественно, при $b = 0$ (32) совпадает с (28), записанным в именованных единицах.

Литература

1. Чиликин М. Г., Аракелян А. К. и Афанасьев А. А., О некоторых возможностях бесколлекторного электропривода постоянного тока, «Электричество», 1965, № 9.
2. Лайбль Г., Теория синхронной машины при переходных процессах, Госэнергоиздат, 1957.
3. Ва ж н о в А. И., Основы теории переходных процессов синхронной машины, Госэнергоиздат, 1960.

[9.7.1966]

Работа выпрямителей на согласную э. д. с. и различные виды нагрузки

Канд. техн. наук, доц. Г. Г. ГИМОЯН

Ереванский политехнический институт

Выпрямитель, соединенный по однофазной мостовой схеме, при нагрузке, отличной от активной, по отношению к цепи переменного тока является нелинейным потребителем мощности.

При составлении схемы замещения вентильного моста, необходимой для расчета выпрямителя, установления соотношений между его входными и выходными электрическими параметрами, определения конструктивных данных и т. д., простое перемещение сопротивления нагрузки из выходной цепи моста во входную без поправочных коэффициентов не представляется возможным.

Эти коэффициенты определяются методом линеаризации: напряжение на входе выпрямителя считается синусоидальным, ток разлагается на гармонические составляющие, для каждого из которых составляется схема замещения и находятся поправочные коэффициенты. Для практических расчетов достаточно найти коэффициенты схемы замещения лишь для первой гармонической тока, поскольку точность при этом получается достаточно высокой (ошибка не превышает 5—10%) [Л. 1—4]. Таким образом, располагая параметрами схемы замещения, можно активный нелинейный двухполюсник, каким является для внешней сети выпрямитель с источником э. д. с. на выходе, заменить эквивалентным пассивным линейным двухполюсником, к которому применим закон Ома.

Величины поправочных коэффициентов, как и структура схемы замещения, зависят от вида нагрузки выпрямителя, характера питающего его источника или источников, направления э. д. с. постоянного тока на выходе выпрямителя и т. д.

В статье определяются поправочные коэффициенты схемы замещения при работе выпрямителей на согласную э. д. с. и различные сочетания R , L , C и M . Приведенные здесь схемы являются схемами замещения различных устройств автоматического управления, в которых полупроводниковый выпрямитель на выходе соединяется с источником постоянного тока, а также устройств, для смещения вольт-амперных характеристик которых используется согласная э. д. с. [Л. 1, 2 и 4].

Принимаем следующие допущения: выпрямитель состоит из идеальных вентилей, величина согласной э. д. с. не зависит от тока, проходящего через источник э. д. с., и на входе выпрямителя действует источник синусоидального напряжения

$$u = \sqrt{2} U_1 \sin \vartheta; \quad \vartheta = \omega t, \quad (1)$$

где u — мгновенное значение напряжения на входе выпрямителя;

U_1 — действующее значение основной и в данном случае единственной гармоники напряжения на входе выпрямителя.

Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и активно-индуктивное сопротивление. Схема и линейные

диаграммы токов и напряжений этого выпрямителя приведены на рис. 1, а—в, из которого видно, что выпрямитель работает в режиме, при котором соблюдаются условия

$$u_d = |u|; \quad i_d = |i|, \quad (2)$$

где u_d и i_d — мгновенные значения напряжения и тока на выходе выпрямителя;

$|u|$ и $|i|$ — абсолютные мгновенные значения напряжения и тока на входе выпрямителя.

Режим, при котором соблюдаются условия (2), в литературе носит название режима N (нормальный режим) [Л. 1]. Для мгновенных значений тока на выходе выпрямителя в этом режиме справедливо следующее дифференциальное управление:

$$\sqrt{2} U_1 \sin \vartheta + E_c = x_L \frac{di_d}{d\vartheta} + R_n i_d; \quad x_L = \omega L, \quad (3)$$

где R_n и L — активное сопротивление и индуктивность на выходе выпрямителя.

Решение уравнения (3) имеет вид:

$$i_d = \frac{E_c}{R_n} + \frac{\sqrt{2} U_1 \sin(\vartheta - \varphi)}{z} + \frac{2 \sqrt{2} U_1 \sin \varphi}{z \left(1 - e^{-\frac{R_n}{x_L} \vartheta}\right)} e^{-\frac{R_n}{x_L} \vartheta}, \quad (4)$$

где

$$z = \sqrt{R_n^2 + x_L^2}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{x_L}{R_n}.$$

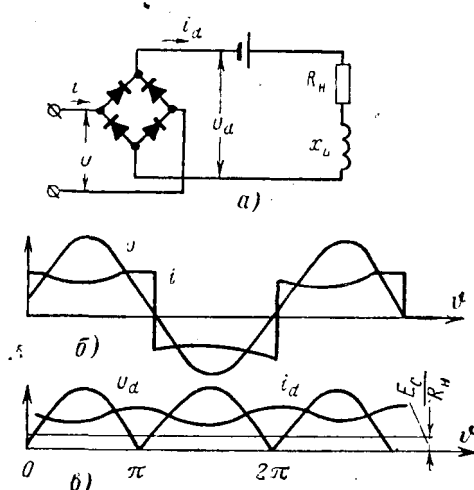


Рис. 1. Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и активно-индуктивное сопротивление.

а — схема выпрямителя; б — линейные диаграммы напряжения и тока на входе выпрямителя; в — то же на выходе выпрямителя.

Коэффициент постоянной слагающей напряжения выпрямителя [Л. 1]

$$\lambda_d = \frac{U_d}{U_1} = \frac{1}{2\pi U_1} \int_0^{2\pi} u_d d\vartheta, \quad (5a)$$

где U_d — постоянная слагающая напряжения на выходе выпрямителя.

В рассматриваемом случае, очевидно, $\lambda_d = \frac{2\sqrt{2}}{\pi}$.

При наличии согласной э. д. с. иногда важно знать коэффициент постоянной слагающей напряжения на нагрузке $\lambda_{dн}$:

$$\lambda_{dн} = \frac{U_d + E_c}{U_1} = \frac{U_{dн}}{U_1}, \quad (5b)$$

где $U_{dн}$ — постоянная слагающая напряжения на нагрузке.

Постоянная слагающая тока на выходе выпрямителя

$$I_d = \frac{U_{dн}}{R_n} = \lambda_{dн} \frac{U_1}{R_n}. \quad (6)$$

Поправочные коэффициенты схемы замещения выпрямителя γ_1 и β_1 согласно [Л. 1 и 3] определяются из соотношений

$$\gamma_1 = G_1 R_n = \frac{\sqrt{2} R_n}{2\pi U_1} \int_0^{2\pi} i \sin \vartheta d\vartheta; \quad (7a)$$

$$\beta_1 = B_1 R_n = \frac{\sqrt{2} R_n}{2\pi U_1} \int_0^{2\pi} i \cos \vartheta d\vartheta, \quad (7b)$$

где G_1 и B_1 — активная и реактивная эквивалентные проводимости выпрямителя для основных гармоник.

На основании (4), (7a) и (7b) для γ_1 и β_1 окончательно получим:

$$\gamma_1 = \frac{\frac{4}{\pi} \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2 \left(1 + e^{-\frac{\pi R_n}{x_L}} \right) / \left(1 - e^{-\frac{\pi R_n}{x_L}} \right)}{\left[1 + \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2 \right]^2} + \frac{1}{1 + \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2} + \frac{2\sqrt{2}}{\pi} \frac{E_c}{U_1}; \quad (8a)$$

$$\beta_1 = \frac{\frac{4}{\pi} \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2 \left(1 + e^{-\frac{\pi R_n}{x_L}} \right) / \left(1 - e^{-\frac{\pi R_n}{x_L}} \right)}{\left[1 + \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2 \right]^2} - \frac{\frac{x_L}{R_n}}{1 + \left(\frac{x_L}{R_n} \right)^2}. \quad (8b)$$

Пользуясь последними уравнениями, при заданных соотношениях $\frac{E_c}{U_1}$ и характеристике нагрузки

$\frac{x_L}{R_n}$ легко определить параметры схемы замещения G_1 и B_1 , а по ним и активную и реактивную слагающие основных гармоник тока на входе выпрямителя, соответствующие заданному входному напряжению.

Как видно из кривых рис. 2, б, изображающих зависимости коэффициентов γ_1 , β_1 и $\lambda_{dн}$ от величины $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{x_L}{R_n} = 1$, чем больше величина согласной э. д. с., тем при прочих равных условиях больше активная (коэффициент γ_1) и постоянная (коэффициент $\lambda_{dн}$) слагающие тока выпрямителя. Реактивная слагающая этого тока (коэффициент β_1), как и следовало ожидать, от величины E_c не зависит.

При изменении параметров нагрузки $\frac{x_L}{R_n}$ (при заданной E_c) $\lambda_{dн}$ и γ_1 практически остаются неизменными, а β_1 оказывается наибольшей при $\frac{x_L}{R_n} \approx 0,5$ ($\beta_1 \approx 2$) и наименьшей (равной нулю) при $\frac{x_L}{R_n} = \infty$ [Л. 1 и 3].

Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и параллельно соединенные емкостное и активное сопротивление. Ввиду наличия на выходе выпрямителя емкости (рис. 3, а) выходное напряжение его в стационарном режиме никогда не падает до нуля. Напряжение же на входе изменяется синусоидально и в отдельные моменты периода становится весьма малым; в эти моменты имеют место соотношения:

$$u_d > |u|; i = 0; i_d = 0. \quad (9)$$

При условии (9) выпрямитель не может работать в режиме N и возникает режим R (режим отсутствия тока), при котором цепи переменного и постоянного токов разорваны выпрямителем и ко всем вентилям приложено обратное напряжение [Л. 1].

Как видно из линейных диаграмм токов и напряжений выпрямителя (рис. 3, б и в), схема работает в режиме R при $0 < \vartheta < \theta_1$; $\theta_2 < \vartheta < \pi + \theta_1$; $\pi + \theta_2 < \vartheta < 2\pi + \theta_1$. (10a)

После того как абсолютное мгновенное значение напряжения на входе выпрямителя достигает значения напряжения на его выходе, выпрямитель начинает работать в режиме N . При этом

$$\theta_1 < \vartheta < \theta_2; \quad \pi + \theta_1 < \vartheta < \pi + \theta_2. \quad (10b)$$

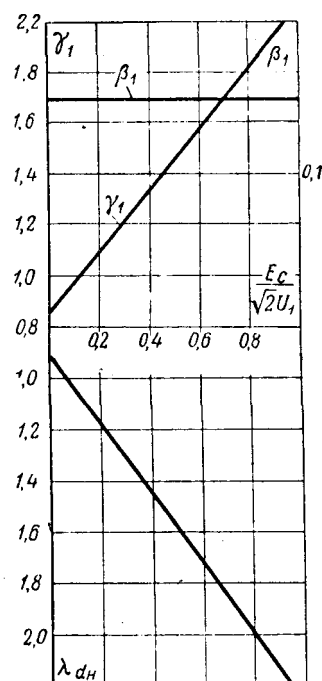


Рис. 2. Зависимость коэффициентов $\lambda_{dн}$, γ_1 и β_1 от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{x_L}{R_n} = 1$.

Режим R характеризуется дифференциальным уравнением

$$\frac{1}{x_C} \frac{du_d}{d\vartheta} + \frac{1}{R_H} u_d + \frac{E_c}{R_H} = 0, \quad (11a)$$

где R_H и x_C — активное и реактивное сопротивления нагрузки выпрямителя.

Решение уравнения (11a) в установившемся режиме имеет вид:

$$u_d = (E_c + \sqrt{2} U_1 \sin \theta_2) e^{-\frac{x_C}{R_H} (\vartheta - \theta_2)} - E_c. \quad (11b)$$

В режиме N справедливо дифференциальное уравнение

$$\frac{1}{x_C} \frac{du_d}{d\vartheta} + \frac{1}{R_H} u_d + \frac{E_c}{R_H} = i_d, \quad (12a)$$

решение которого имеет вид:

$$i_d = \sqrt{2} U_1 y \sin (\vartheta - \varphi) + \frac{E_c}{R_H}, \quad (12b)$$

где

$$y^2 = \frac{1}{R_H^2 + x_C^2}; \quad x_C = \frac{1}{\omega C}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{x_C}{R_H}.$$

Значения углов начала и конца режима R — θ_2 и θ_1 определяются: первый — из (12b) с учетом того, что при $\vartheta = \theta_2$ $i_d = 0$, а второй — из равенства в момент $\vartheta = \theta_1$ напряжений режимов N (1) и R (11b):

$$\theta_2 = 2 \operatorname{arctg} \left[\frac{1 + \sqrt{1 + \left(\frac{x_C}{R_H}\right)^2 - \left(\frac{E_c}{\sqrt{2} U_1}\right)^2}}{\frac{R_H}{x_C} - \frac{E_c}{\sqrt{2} U_1}} \right]; \quad (13a)$$

$$\theta_1 = \arcsin \left[\frac{(E_c + \sqrt{2} U_1 \sin \theta_2) e^{-\frac{x_C}{R_H} (\pi + \theta_1 - \theta_2)} - E_c}{\sqrt{2} U_1} \right]. \quad (13b)$$

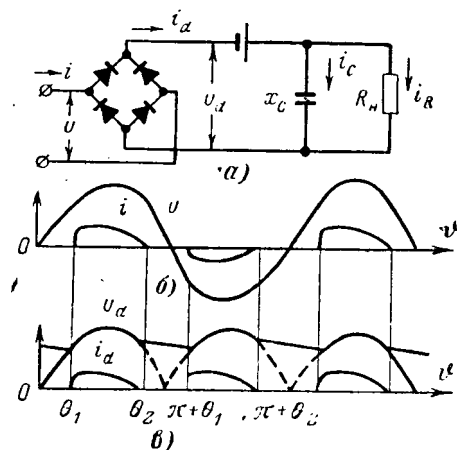


Рис. 3. Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и параллельно включенные емкостное и активное сопротивления. а — схема выпрямителя; б — линейные диаграммы напряжения и тока на входе выпрямителя; в — то же на выходе выпрямителя.

Следует указать, что режимы R и N имели бы место и при отсутствии согласной э. д. с., однако наличие последней, как видно из (13a) и (13b), сокращает режим R и удлиняет режим N , т. е. как бы нормализует работу выпрямителя.

При $\frac{E_c}{\sqrt{2} U_1} \geq \frac{R_H}{x_C}$ выпрямитель работает только в режиме N ($\theta_2 = \pi$ и $\theta_1 = 0$).

Зависимости θ_1 и θ_2 от $\frac{E_c}{\sqrt{2} U_1}$ при $\frac{R_H}{x_C} = 1$ приведены на рис. 4, б.

Укажем также, что при заданной E_c увеличение соотношения $\frac{R_H}{x_C}$ также приводит к удлинению режима N .

Коэффициент постоянной слагающей выходного напряжения определяется из (5a) и (5б) с учетом (1) и (11b):

$$\lambda_{dH} = \frac{E_c}{U_1} + \frac{\sqrt{2}}{\pi} \left\{ \cos \theta_1 - \cos \theta_2 + \frac{R_H}{x_C} \left(\frac{E_c}{\sqrt{2} U_1} + \sin \theta_2 \right) \times \right. \\ \left. \times \left[1 - e^{-\frac{x_C}{R_H} (\pi + \theta_1 - \theta_2)} - \frac{E_c}{\sqrt{2} U_1} (\pi + \theta_1 - \theta_2) \right] \right\}. \quad (14)$$

Постоянная слагающая тока на выходе выпрямителя при наличии λ_{dH} определяется по (6).

Поправочные коэффициенты схемы замещения выпрямителя, которая в данном случае в отличие от предыдущей состоит из активной и емкостной ветвей, определяются из (7a) и (7б) с учетом (12b):

$$\gamma_1 = G_1 R_H = \frac{\theta_2 - \theta_1}{\pi} + \frac{\sin 2\theta_1 - \sin 2\theta_2}{2\pi} + \\ + \frac{R_H}{x_C} \frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta_2}{2\pi} + \frac{\sqrt{2}}{\pi} \frac{E_c}{U_1} (\cos \theta_1 - \cos \theta_2); \quad (15a) \\ \beta_1 = B_1 R_H = \frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta_2}{2\pi} + \\ + \frac{R_H}{x_C} \left(\frac{\theta_2 - \theta_1}{\pi} + \frac{\sin 2\theta_2 - \sin 2\theta_1}{2\pi} \right) + \\ + \frac{\sqrt{2}}{\pi} \frac{E_c}{U_1} (\sin \theta_2 - \sin \theta_1). \quad (15b)$$

Пользуясь (13a), (13b), (15a) и (15б) при заданных U_1 , E_c и $\frac{R_H}{x_C}$, легко определить G_1 и B_1 , а по

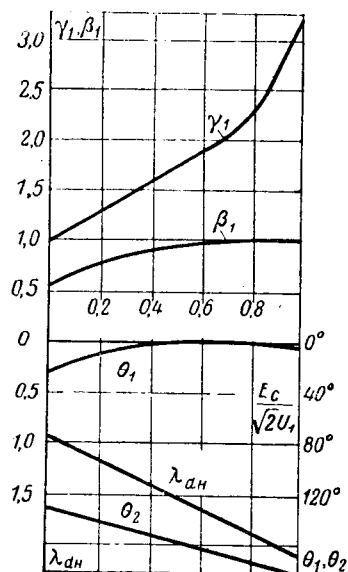


Рис. 4. Зависимость углов θ_1 и θ_2 и коэффициентов λ_{dH} , γ_1 и β_1 от $\frac{E_c}{\sqrt{2} U_1}$ при $\frac{R_H}{x_C} = 1$.

ним и активную и реактивную составляющие тока на входе выпрямителя.

Величины γ_1 , β_1 и $\lambda_{дн}$ в зависимости от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{R_n}{x_c} = 1$ приведены на рис. 4. Чем больше соотношение $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при заданном $\frac{R_n}{x_c}$ или чем больше $\frac{R_n}{x_c}$ при заданном $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$, тем больше поправочные коэффициенты.

Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и параллельно включенные емкостное и активно-индуктивное сопротивления. Линейные диаграммы токов и напряжений рассматриваемой схемы (рис. 5, а) приведены на рис. 5, б и в. Выпрямитель в данном случае аналогично предыдущему в установившемся режиме работает в режимах R и N .

Режим R возникает в те части периода (10а), когда напряжение на выходе выпрямителя, обусловленное зарядом конденсатора, больше чем напряжение на входе. В режиме R соблюдаются условия (9).

Режим N возникает в те части периода (10б), когда напряжение на входе выпрямителя велико и достигает напряжения на конденсаторе. В режиме N соблюдаются условия (2).

Углы начала и конца указанных двух режимов, как и коэффициенты схемы замещения выпрямителя, зависят от соотношений параметров цепи R_n , L , C и величины E_c . Из-за наличия большого количества независимых переменных целесообразнее решить задачу сначала от граничных условий $\frac{R_n}{\omega L} = \infty$ и $\frac{R_n}{\omega L} = 0$, а затем путем сопоставления полученных результатов найти ответ и для $0 < \frac{R_n}{\omega L} < \infty$.

Работа выпрямителя при граничном условии $\frac{R_n}{\omega L} = \infty$ аналогична работе схемы рис. 3, а. При

граничном условии $\frac{R_n}{\omega L} = 0$ и в установившемся ре-

жиме ток, проходящий через активно-индуктивную ветвь (рис. 5, а), практически не меняется в течение периода и вследствие отсутствия постоянной слагающей через емкость равен току на выходе выпрямителя I_d . Поэтому в данном случае справедливы дифференциальные уравнения:

в режиме R

$$i_d = \frac{1}{x_c} \frac{du_d}{d\vartheta} + I_d = 0; \quad (16a)$$

в режиме N

$$i_d = \frac{1}{x_c} \frac{du_d}{d\vartheta} + I_d = \frac{\sqrt{2}U_1 \cos \vartheta}{x_c} + I_d. \quad (16б)$$

Напряжение на выходе выпрямителя для режима N можно определить из (1), а для режима R — из (16а). В последнем случае

$$u_d = \sqrt{2}U_1 \sin \theta_2 - \frac{x_c}{R_n} U_{дн} (\vartheta - \theta_2). \quad (17)$$

Углы θ_2 и θ_1 определяются соответственно из (16а), (1) и (17):

$$\theta_2 = \arccos \left(\frac{x_c}{R_n} \frac{U_{дн}}{\sqrt{2}U_1} \right); \quad (18a)$$

$$\sin \theta_1 = \sin \theta_2 - \frac{U_{дн}}{\sqrt{2}U_1} \frac{x_c}{R_n} (\pi + \theta_1 - \theta_2). \quad (18б)$$

Коэффициент $\lambda_{дн}$ находится из (5б) с учетом (1), (5а) и (17):

$$\lambda_{дн} = \frac{E_c}{U_1} + \frac{\sqrt{2}}{\pi} \left\{ \cos \theta_1 - \cos \theta_2 + \sin \theta_2 (\pi + \theta_1 - \theta_2) - \frac{U_{дн}}{\sqrt{2}U_1} \frac{x_c}{R_n} \left[\frac{(\pi + \theta_1)^2 - \theta_2^2}{2} - \theta_2 (\pi + \theta_1 - \theta_2) \right] \right\}. \quad (19)$$

Поправочные коэффициенты схемы замещения, состоящей, как и в предыдущем случае, из активной и емкостной ветвей (при $L = \infty$ индуктивная проводимость равна нулю), находятся из (7а) и (7б) с учетом (6) и (16б):

$$\gamma_1 = G_1 R_n = \frac{2}{\pi} \left[\lambda_{дн} (\cos \theta_1 - \cos \theta_2) + \frac{R_n}{x_c} \left(\frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta_2}{4} \right) \right]; \quad (20a)$$

$$\beta_1 = B_1 R_n = \frac{2}{\pi} \left[\lambda_{дн} (\sin \theta_2 - \sin \theta_1) + \frac{R_n}{2x_c} \left(\theta_2 - \theta_1 + \frac{\sin 2\theta_2 - \sin 2\theta_1}{2} \right) \right]. \quad (20б)$$

Найденные из (18а), (18б) и (19) значения θ_1 , θ_2 и $\lambda_{дн}$ (они определяются графо-аналитическим путем), а также величины коэффициентов γ_1 и β_1 в зависимости от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{R_n}{x_c} = 1$ приведены на рис. 6. Как видно из этих кривых, с ростом соглас-

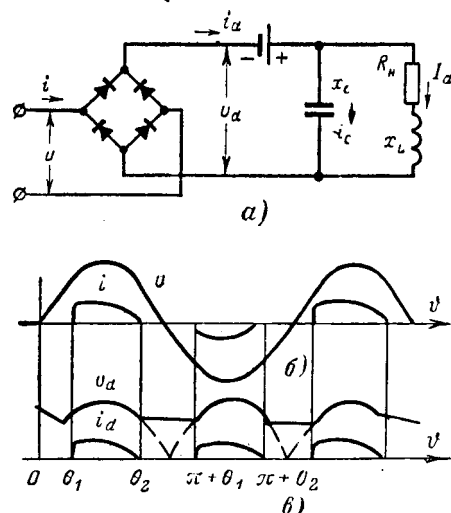


Рис. 5. Работа выпрямителя на согласную э. д. с. и параллельно включенные емкостное и активно-индуктивное сопротивления.

а — схема выпрямителя; б — линейные диаграммы напряжения и тока на входе выпрямителя; в — то же на выходе выпрямителя.

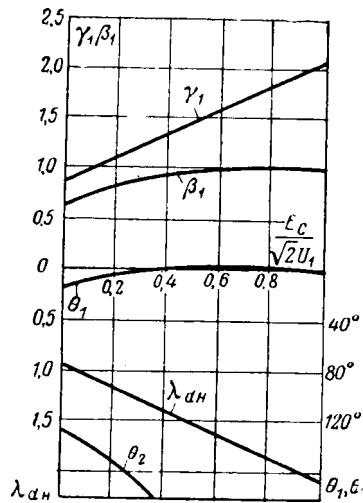


Рис. 6. Зависимость углов θ_1 и θ_2 и коэффициентов $\lambda_{дн}$, γ_1 и β_1 от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{R_H}{x_C} = 1$.

ной э. д. с. увеличиваются также γ_1 и β_1 , причем γ_1 (т. е. активная слагающая тока выпрямителя) возрастает интенсивнее, чем β_1 .

Сравнение рис. 4 и 6 показывает, что увеличение индуктивности нагрузки от нуля до бесконечности незначительно влияет на режим работы выпрямителя. Увеличивая продолжительность режима N и сокращая продолжительность режима R , оно лишь несколько компенсирует действие емкости и нормализует работу выпрямителя. Благодаря этому поправочные коэффициенты схемы замещения γ_1 и β_1 в большом диапазоне изменения E_c для названных граничных условий отличаются незначительно, что весьма облегчает решение инженерных задач, для которых $0 < \frac{R_H}{\omega L} < 1$.

Нормализующим образом на работу выпрямителя действует также увеличение E_c . Действительно, значение $\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N$, при котором исчезает режим R и остается только режим N , определяется из (18а) подстановкой $\theta_2 = \pi$ и $\frac{U_{дн}}{\sqrt{2}U_1} = \frac{E_c}{\sqrt{2}U_1} + \frac{2}{\pi}$:

$$\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N = \frac{1}{\frac{2}{\pi} + \frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}}. \quad (21)$$

Это значение при $E_c = 0$ равно 1,57, а при $E_c = \sqrt{2}U_1$ равно 0,61, т. е. введение на выходе выпрямителя согласной э. д. с. также удлиняет режим N и сокращает режим R .

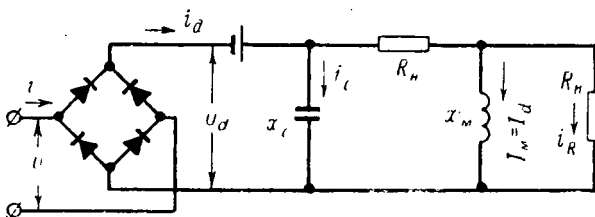


Рис. 7. Работа выпрямителя на согласную э. д. с. при последовательно-параллельном включении емкостного, индуктивного и активного сопротивлений и взаимной индуктивности.

Работа выпрямителя на согласную э. д. с. при последовательно-параллельном включении емкостного, индуктивного и активного сопротивлений и взаимной индуктивности. На рис. 7 показана схема замещения устройств с двумя магнитно-связанными обмотками [Л. 3], коэффициент связи которых $k = \frac{M}{\sqrt{L_1 L_2}} = 1$. Это допущение, как будет показано ниже, незначительно искажает реальную картину, когда $0 < k < 1$. В некоторых случаях входная или согласная э. д. с., как и сопротивление емкостного фильтра, могут отсутствовать, однако полученные результаты справедливы и для этих частных случаев.

Выпрямитель схемы рис. 7 может работать в режимах R и N или при определенных соотношениях $\frac{x_C}{R_H}$ и $\frac{E_c}{U_1}$ только в режиме N . Нас будет интересовать этот последний случай, при котором и справедлива схема замещения [Л. 3].

Если допустить, что $\omega L \gg R_H$, то ток через индуктивность I_m в установившемся режиме в течение периода практически не будет меняться и станет равен среднему значению тока на выходе выпрямителя I_d , поэтому

$$i_d = i_C + i_R + I_m = \frac{\sqrt{2}U_1 \cos \vartheta}{x_C} + \frac{\sqrt{2}U_1 \sin \vartheta}{2R_H} + \frac{\lambda_d U_1 + \frac{1}{2}E_c}{2R_H}. \quad (22)$$

Соотношение $\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N$,

при котором выпрямитель будет работать только в режиме N , можно найти подстановкой в (22) $i_d = 0$, $\vartheta = \pi$, $\lambda_d = \frac{2\sqrt{2}}{\pi}$, тогда

$$\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N \geq \frac{1}{\frac{1}{\pi} + \frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}}. \quad (23)$$

Величины $\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N$ в

зависимости от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$

приведены на рис. 8. Там же дана эта зависимость для граничного случая $k = 0$, найденная по (21), так как при $\omega L = \infty$ каждый из выпрямителей будет работать по схеме рис. 5а.

В установившемся режиме средние за период значения тока в емкостной ветви и напряжения на индуктивности равны нулю, вследствие чего нулю равно и значение среднего тока в ветви активного сопротивления.

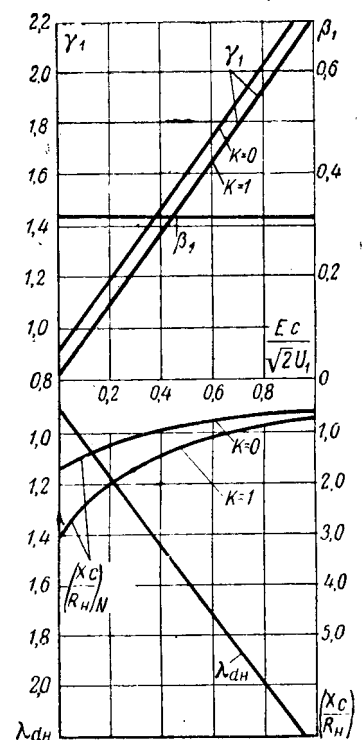


Рис. 8. Зависимость коэффициентов $\lambda_{дн}$, γ_1 , β_1 и отношения $\left(\frac{x_C}{R_H}\right)_N$ от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$.

Коэффициенты схемы замещения выпрямителя, состоящей, как и в предыдущем случае, из активной и емкостной ветвей, определяются по (7а) и (7б) с учетом (22):

$$\gamma_1 = \frac{4}{\pi} \left(\frac{1}{\pi} + \frac{E_c}{\sqrt{2}U_1} \right) + 0,5; \beta_1 = \frac{R_n}{x_c}. \quad (24)$$

Величины $\lambda_{дн}$, определяемые по (5б), и γ_1 и β_1 в зависимости от $\frac{E_c}{\sqrt{2}U_1}$ при $\frac{x_c}{R_n} = 3,5$ приведены на рис. 8. Там же для сравнения приведены кривые γ_1 и β_1 для граничного случая $k=0$. Как видно из кривых, для граничных условий $k=1$ и $k=0$ эти коэффициенты отличаются незначительно. Последнее обстоятельство весьма важно для решения практических задач, когда $0 < k < 1$.



Литература

1. Комар В. Г., Работа полупроводниковых выпрямителей в цепях управления, Госэнергоиздат, 1952.
2. Комар В. Г., Регулирование напряжения генераторов постоянного тока магнитными усилителями, «Электричество», 1949, № 4.
3. Гимоян Г. Г., Инженерная методика расчета реле с выпрямителями, «Электричество», 1957, № 7.
4. Гимоян Г. Г., Компенсация нелинейности полупроводниковых выпрямителей в реле, «Электричество», 1955, № 9.

[11.2.1967]

УДК 62-523:66.087

Анализ систем автоматического регулирования процесса электрохимической обработки материалов

Канд. техн. наук В. М. ШИТОВА, канд. техн. наук Е. И. СЛЕПУШКИН
и инж. Д. Я. ДЛУГАЧ

Москва

Постоянство заданной длины промежутка при электрохимической обработке металлов является одним из основных факторов, определяющих точность обработки и условия физической стабильности процесса. Однако изучение процесса саморегулирования показало [Л. 1], что система саморегулирования не может обеспечить постоянство зазора при действии ряда возмущений, а длительность отработки возмущений велика, особенно при малых плотностях тока. Такие выводы получены при анализе статических и динамических свойств системы саморегулирования без учета напряжения поляризации $U_{пол}$. К аналогичным результатам можно прийти, анализируя величины статических ошибок с учетом $U_{пол}$ (табл. 1). На рис. 1 показано, что если пренебречь $U_{пол}$, то определение постоянной времени саморегулирования $T_{л}$ [Л. 1] и статических ошибок ΔL при действии возмущений \tilde{u}_n и \tilde{u}_n происходит с определенной погрешностью. Под погрешностью δ_L или δ_T понимается отношение разности величин (соответственно $\Delta L^* = \frac{\Delta L}{L_0}$ или $T_{л}$), определенной с учетом $U_{пол}$ и при $U_{пол} = 0$, к величине, вычисленной с учетом $U_{пол}$. При возмущении \tilde{u}_n погрешность $\delta_{Lu} = \frac{U_{пол}}{U_{г0}}$ (рис. 1, графики 1 и 2). Погрешность δ_T равна погрешности δ_{Lv} при возмущении \tilde{u}_n , причем $\delta_T = \frac{U_{пол}}{U_{г0}} \frac{1 - U_{п0}^*}{1 - U_{п0}^*}$. Погрешности δ_T и δ_{Lv}

как падающей ($U_{п0}^* < 1$), так и возрастающей ($U_{п0}^* > 1$) характеристики.

Анализ кривых, изображенных на рис. 1, дает основание заключить, что при расчетах для обычно применяемых режимов величину $U_{пол}$ можно не учитывать, если применяются источники с падающей или жесткой внешней характеристикой.

Если внешняя характеристика источника питания возрастающая, то для расчета динамических

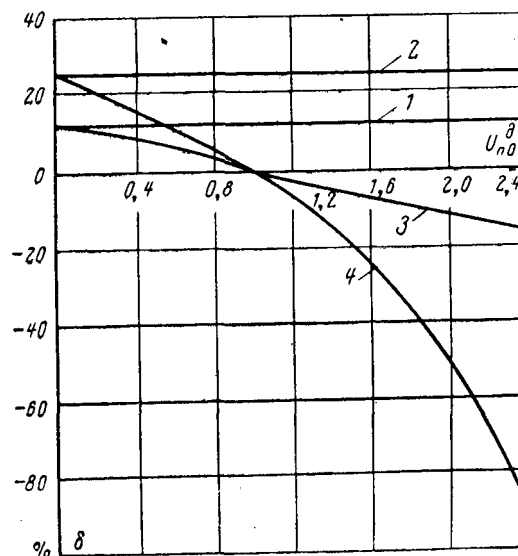


Рис. 1. Зависимость погрешностей δ_{Lu} , δ_{Lv} и δ_T от жесткости внешней характеристики источника питания.

1 и 2 — δ_{Lu} ; 3 и 4 — $\delta_{Lv} = \delta_T$; 1 и 3 — $U_{п0} = 12$ в, $U_{пол} = 1,5$ в; 2 и 4 — $U_{п0} = 6$ в, $U_{пол} = 1,5$ в.

(рис. 1, кривые 3, 4) равны нулю при абсолютно жесткой внешней характеристике источника питания ($U_{п0}^* = 1$) и возрастают с увеличением наклона

Статические свойства системы саморегулирования

Вологодская областная универсальная научная библиотека
www.booksite.ru

Обработка возмущений. Структурная схема возможных систем с косвенным измерением длины промежутка¹ изображена на рис. 2. В табл. 2 приведены значения статических ошибок для автоматического регулятора (АРПДД) двойного действия, действующего одновременно в функции сигналов по току и напряжению на промежутке. Статические ошибки для систем автоматического регулирования напряжения (АРНП) и тока промежутка (АРТП) могут быть получены из тех же выражений, если положить коэффициент регулятора по напряжению $k_{н.п} = k_p k_{и.н.п.}$, а коэффициент усиления регулятора по току $k_{т.п} = k_p k_{и.т.п.}$, где $k_{и.н.п.}$, $k_{и.т.п.}$ — коэффициенты усиления измерительного органа регулятора АРПДД по току и напряжению. Выражения, приведенные в табл. 2, получены с учетом нелинейности объекта регулирования. Во всех системах линеаризация дает погрешность при определении статических ошибок по длине и при возмущении \tilde{v}_n , а в системе АРНП и АРПДД — также и при возмущении \tilde{y}_n . Нетрудно доказать, что при этом величина относительной погрешности $\delta_L = \frac{\Delta L_{нел} - \Delta L_{ли}}{\Delta L_{нел}}$ равна величине относительного возмущения, т. е. $\delta_{Lu} = \tilde{u}_n^d$ или $\delta_{Lv} = \tilde{v}_n^d$.

Таким образом, при реально возможных величинах возмущений погрешность, вносимая линеаризацией, невелика.

Анализ данных, приведенных в табл. 2, показывает, что все рассматриваемые системы не могут обеспечить стабилизации длины промежутка при действии всех возмущений.

При возмущении \tilde{y}_n в системе автоматического регулятора тока промежутка ошибка такая же, как и в системе саморегулирования, и зависит только от жесткости внешней характеристики источника питания. В системе АРНП и АРПДД величина и знак статической ошибки зависят от коэффициентов усиления регулятора. С увеличением коэффициента усиления по напряжению $k_{н.п}$ изменения длины промежутка уменьшаются по сравнению с системой саморегулирования, а затем меняют знак и снова возрастают по величине. Следовательно, при определенном коэффициенте усиления можно получить $\Delta L = 0$.

Приравняв нулю уравнение для ΔL при возмущении \tilde{y}_n^d , получим:

$$V_{p0} = V_{n0} = k_{н.п}(U_{n0} - U_{пол}); \quad (1)$$

$$V_{p0} = V_{n0} = [k_{н.п}(U_{n0} - U_{пол}) - k_{т.п}I_0], \quad (2)$$

где V_{n0} , V_{p0} — скорости подачи и растворения изделия в номинальном установившемся режиме.

Полученные зависимости представляют собой уравнения регуляторов АРНП и АРПДД с нерегулируемым задающим параметром $U_3 = U_{пол}$ или (принимая $U_{пол} \approx 0$) уравнения регуляторов без задающего параметра. Таким образом, регуляторы такого типа могут обеспечить стабильность длины промежутка при колебаниях напряжения источни-

ка питания, вызываемых в основном колебаниями напряжения сети.

При использовании регуляторов с регулируемым задающим параметром необходимо применять стабилизаторы напряжения сети или системы компенсации. Нетрудно показать, что для компенсации возмущения \tilde{y}_n путем изменения скорости привода подачи электрода могут быть использованы эти же регуляторы. При этом регулируемый задающий параметр регуляторов должен изменяться пропорционально изменениям напряжения сети [Л. 2]. Для учета $U_{пол}$ в цепь измерительного органа должно быть введено нерегулируемое задающее напряжение $U_3 = U_{пол}$. Аналогичным образом возможна компенсация возмущения \tilde{y}_n и в системе саморегулирования. При этом скорость подачи электрода должна изменяться прямо пропорционально изменениям напряжения сети.

При возмущении \tilde{y}_n статические ошибки ΔL могут быть уменьшены путем увеличения коэффициентов усиления регуляторов. Поскольку в системе АРНП с нерегулируемым задающим параметром $U_3 = U_{пол}$ коэффициент усиления $k_{н.п} = \frac{V_{p0}}{U_{г0} - U_{пол}}$, т. е. он определяется заданным режимом обработки, представляет интерес проанализировать ошибки в этой системе. Из уравнения для ΔL^d при возмущении \tilde{v}_n^d в табл. 2 и уравнения (2) получим:

$$\Delta L^d = \frac{\tilde{v}_n^d}{1 + U_{n0}^d \tilde{v}_n^d}.$$

Таким образом, рассматриваемая система АРНП не может обеспечить высокой точности стабилизации зазора при значительных возмущениях по скорости подачи. Поэтому исполнительный привод должен иметь жесткие механические характеристики.

На рис. 3 приведено сравнение точности обработки возмущений по скорости подачи в системе саморегулирования и в рассматриваемой системе АРНП при различной жесткости внешней характеристики источника питания. Как видно из при-

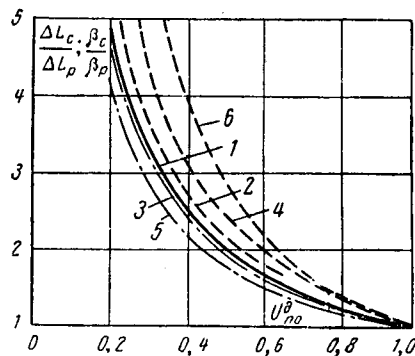


Рис. 3. Сравнение системы саморегулирования и АРНП с нерегулируемым задающим параметром при возмущении \tilde{v}_n . 1 — соотношение жесткостей механических характеристик привода в системах саморегулирования (β_c) и в АРНП (β_p) при одинаковой величине статической ошибки ΔL ; 2, 3, 4, 5, 6 — соотношение статических ошибок в системах саморегулирования (ΔL_c) и в АРНП (ΔL_p) при одинаковой жесткости механических характеристик привода; 2, 3, 4, 5 —

$$U_{пол} \approx 0; 2 - \tilde{v}_n^d = -10\%; 3 - \tilde{v}_n^d = +10\%; 4 - \tilde{v}_n^d = -30\%; 5 - \tilde{v}_n^d =$$

$$+30\%; 6 - U_{пол} = 1,5 \text{ в}; U_{г0} = 6 \text{ в}, \tilde{v}_n^d = -30\%.$$

¹ Структурная схема объекта регулирования — системы саморегулирования рассмотрена ранее [Л. 1].

Статические свойства системы автоматического регулятора промежутка

Возмуще- ние	Исучаемая	
	ΔL^A	ΔU_{II}^A
\tilde{I}^A	0	0
$\tilde{\rho}^A$	$\mp \frac{\tilde{\rho}^A}{1 \pm \tilde{\rho}^A}$	0
\tilde{u}_{II}^A	$\pm \frac{\tilde{u}_{II}^A \left[\frac{V_{п0}}{k_p} + k_{и.т.п} I_0 - k_{и.н.п} U_{x,x} (U_{п0}^A - U_{пол}^A) \right]}{(U_{п0}^A - U_{пол}^A) \left[\frac{V_{п0}}{k_p} + k_{и.т.п} I_0 + k_{и.н.п} U_{x,x} (1 - U_{п0}^A) + k_{и.н.п} \tilde{u}_{II}^A \right]}$	$\pm \frac{\left(\frac{V_{п0}}{k_p} + k_{и.т.п} I_0 \right) \tilde{u}_{II}^A}{\left[\frac{V_{п0}}{k_p} + k_{и.т.п} I_0 + k_{и.н.п} U_{x,x} (1 - U_{п0}^A) \right]} \frac{1}{U_{п0}^A - U_{пол}^A}$
\tilde{v}_{II}^A	$\mp \frac{(1 - U_{пол}^A)}{(U_{п0}^A - U_{пол}^A)} \times$ $\times \frac{\tilde{v}_{II}^A}{\frac{k_p}{V_{п0}} [k_{и.н.п} U_{x,x} (1 - U_{п0}^A) + k_{и.т.п} I_0] + 1 + \tilde{v}_{II}^A}$	$\mp \frac{(1 - U_{п0}^A) \tilde{v}_{II}^A}{\frac{k_p}{V_{п0}} [k_{и.н.п} U_{x,x} (1 - U_{п0}^A) + k_{и.т.п} I_0] + 1} \frac{1}{U_{п0}^A - U_{пол}^A}$

веденных на этом рисунке зависимостей, даже при пологопадающей характеристике источника питания ($U_{п0}^A = 0,6 \div 0,7$) статические ошибки по длине промежутка в системе саморегулирования в 1,5—2 раза больше, чем в рассматриваемом регуляторе АРНП, если жесткость механических характеристик привода в этих двух системах одинакова. Из выражений для определения статических ошибок следует, что при одной и той же точности поддержания длины промежутка жесткость механической характеристики β_c в системе саморегулирования должна быть в $1/U_{п0}^A$ раз больше, чем жесткость β_p в рассматриваемом регуляторе АРНП.

Возмущение $\tilde{\rho}$ не отрабатывается ни одной из изучаемых систем. Поэтому статические ошибки такие же, как и в системе саморегулирования. Следовательно, необходимо применение комбинированных систем.

Компенсация действия $\tilde{\rho}$ возможна, как уже указывалось, путем воздействия на источник питания или на привод подачи электрода. Возможно также сочетание этих двух способов. При первом способе рабочий ток I_0 не изменяется, так как скорость подачи $V_{п0}$ остается постоянной и стабилизация длины промежутка обеспечивается, например, за счет изменения напряжения питания $U_{x,x}$. При втором способе с изменением скорости подачи изменяется и величина тока, причем с уменьшением ρ скорость подачи электрода и ток должны возрасти. Таким образом, недостатком первого способа является необходимость управления мощным источником питания, а второго — завышение его установленной мощности.

Технически наиболее просто осуществить стабилизацию длины промежутка путем применения

системы компенсации, воздействующей на скорость подачи электрода. Изменение скорости подачи электрода для компенсации $\tilde{\rho}$ в регуляторах может быть осуществлено за счет изменения коэффициента усиления регулятора или в системах с регулируемым задающим параметром путем изменения этого параметра.

Закон изменения этих величин в функции $\tilde{\rho}$ различен в различных системах регулирования. Наиболее проста эта зависимость в регуляторах АРНП и АРПДД с нерегулируемым задающим параметром. Пользуясь известным [Л. 1] уравнением падения напряжения на промежутке

$$U_{II} = \rho \frac{L}{S} I + U_{пол},$$

где S — площадь проекции электрода на плоскость, перпендикулярную направлению подачи, и уравнениями (1) и (2), можно доказать, что в регуляторах этого типа коэффициент усиления цепи регулирования по напряжению ($k_{нл}$ или $k_{и.н.п}$) должен изменяться обратно пропорционально величине $\tilde{\rho}$. Для системы саморегулирования эта зависимость также справедлива при одном условии, что внешняя характеристика источника питания абсолютно жесткая.

На рис. 2 такой способ компенсации показан на примере системы АРНП (пунктирная цепь). В устройстве для компенсации (звено с коэффициентом $\frac{1}{k_{Rp}}$) происходит деление величины u_{II} на ρ . Выходной сигнал устройства

$$x = \frac{u_{II}}{k_{Rp}}$$

Таблица 2

двойного действия

величина
ΔI^d
0
0
$\pm \frac{k_{и.н.п} \tilde{u}_n^d}{\frac{V_{п0}}{k_p U_{x,x}} + \frac{k_{и.т.п} I_0}{U_{x,x}} + k_{и.н.п} (1 - U_{п0}^d)}$
$\pm \frac{\tilde{v}_п^d}{\frac{k_p}{V_{п0}} [k_{и.н.п} U_{x,x} (1 - U_{п0}^d) + k_{и.т.п} I_0] + 1}$

подается на вход собственно регулятора (звено с коэффициентом $k_{р.п}$). Техническое осуществление такого устройства может быть, например, следующим: в качестве входного сигнала регулятора может служить ток, протекающий в электрохимической ячейке с платиновыми электродами. Последняя помещается в электролит, в котором производится обработка, и на нее подается напряжение рабочего промежутка.

В других системах зависимость коэффициента усиления или задающего параметра от $\tilde{\rho}$ более сложная. Например, в системе АРНП с регулируемым задающим параметром U_3 и достаточно большим коэффициентом усиления $k_{н.п}$, при котором $U_3 \approx U_{п0}$, задающий параметр должен изменяться по закону:

$$U_3 = \frac{U_{x,x} \rho + U_{п0} a}{\rho + a}, \quad (3)$$

где a — независимый параметр.

Полученную зависимость $U_3 = f(\rho)$ может обеспечить устройство, схема которого приведена на рис. 4. Длина промежутка при этом будет равна:

$$L_0 = \frac{k_R S (U_{x,x} - U_{п0})}{IR}, \quad (4)$$

где k_R — коэффициент пропорциональности сопротивления электрохимической ячейки величине ρ .

Из уравнения (4) следует, что для настройки на заданное значение длины L_0 необходимо изменить сопротивление R .

Способ компенсации действия $\tilde{\rho}$ путем изменения задающего параметра регуляторов применяется в английских станках, где используется система АРТП [Л. 3 и 4].

Настройка регулятора на заданное значение длины промежутка. Наряду с такими факторами, как распределение электрического поля в промежутке, стабильность гидравлических параметров и т. п., на точность обработки влияет точность установления заданного зазора L_0 . Поэтому необходимо также исследовать, обеспечивают ли рассмотренные системы точную настройку заданного зазора. Особенное значение приобретает этот вопрос при обработке фасонных поверхностей: при приработке фасонного электрода зазор в отдельных точках изменяется, что приводит к изменению тока, а это, в свою очередь, может вызвать изменение первоначально установленного наиболее короткого промежутка. Точность настройки и точность поддержания зазора L_0 особенно важны при обработке деталей с малыми припусками.

При настройке системы саморегулирования величина установившегося промежутка L_0 после приработки электрода к изделию определяется выбранной скоростью подачи и характеристикой источника питания. Скорость подачи определяет величину тока силовой цепи:

$$I_0 = \frac{V_{п0}}{S k_5},$$

где k_5 — коэффициент пропорциональности скорости растворения плотности тока $J = \frac{I}{S}$, а характеристика источника питания — величину напряжения на промежутке. Следовательно, в системе саморегулирования точность настройки на заданную установившуюся длину промежутка зависит от точности настройки требуемой скорости подачи и внешней характеристики источника питания.

При жесткой характеристике источника питания наиболее короткий промежуток за счет саморегулирования становится равным L_0 и в процессе приработки остальных плоскостей электрода не изменяется, так как при этом $U_n = \text{пост.}$ и $J_0 = \frac{I_0}{S} = \text{пост.}$ В случае падающей внешней характеристики источника питания промежуток не остается постоянным, а изменяется от величины $L > L_0$ до L_0 , а при возрастающей внешней характеристике — от $L < L_0$ до L_0 . Изменения промежутка вызываются в последних двух случаях тем, что с увеличением тока по мере приработки фасонного электрода напряжение источника питания изменяется. При плотности тока $J = \text{пост.}$ изменения длины промежутка прямо пропорциональны изменениям напряжения источника питания. Таким образом, с увеличением наклона внешней характеристики увеличиваются изменения длины промежутка. Из последнего рассуждения следует, что в случае применения источников питания с возрастающими характеристиками величина L_0 должна быть

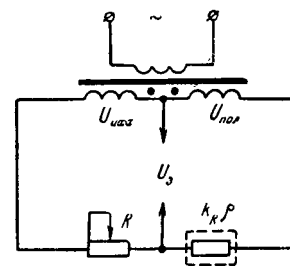


Рис. 4. Схема изменения U_3 в системе АРНП для компенсации $\tilde{\rho}$ ($k_R \rho$ — электрохимическая ячейка).

выбрана большей, чем допустимо по условиям физической стабильности процесса с учетом уменьшения промежутка в начале приработки электрода. В противном случае в процессе приработки будут возникать короткие замыкания.

В системах АРТП, АРНП с регулируемым задающим параметром и АРПДД процесс приработки фасонного электрода всегда происходит при длинах промежутка $L < L_0$. Это объясняется следующим. В начале обработки растворение металла происходит в основном в зоне более коротких промежутков. Регуляторы стремятся поддержать $U_{\text{п}} = \text{пост.}$ и $I = \text{пост.}$ Вследствие этого увеличиваются плотность тока на этих участках и скорость растворения по сравнению с установившимся режимом после приработки электрода. Равенство $V_{\text{р.о.}} = V_{\text{п.о.}}$ наступает при большей скорости подачи и, следовательно, при меньшей длине промежутка. Величина L , вообще говоря, зависит также от жесткости внешней характеристики источника питания. Однако при достаточно больших коэффициентах усиления регулятора, при которых ток и напряжение близки к задающим параметрам, этим влиянием внешней характеристики можно пренебречь. Таким образом, можно заключить, что рассматриваемые системы имеют тот же недостаток, что и система саморегулирования при питании от источника питания с возрастающей характеристикой.

Точность настройки на заданную длину промежутка первых двух систем (АРНП и АРТП) определяется точностью настройки задающего параметра и внешней характеристики источника питания. Точность настройки системы АРПДД зависит от точности установки заданного соотношения коэффициентов усиления $k_{\text{и.н.п.}}$ и $k_{\text{и.т.п.}}$. Поэтому для повышения точности обработки настройку целесообразно производить путем изменения одного из коэффициентов $k_{\text{и.н.п.}}$ или $k_{\text{и.т.п.}}$.

У системы АРНП с нерегулируемым задающим параметром нет указанных выше недостатков. Как следует из уравнения регулятора и уравнения напряжения на промежутке, регулятор поддерживает в процессе приработки электродов постоянство отношения $U_{\text{но}}/I_0$, и, следовательно, постоянство длины наиболее короткого промежутка L_0 :

$$L_0 = \frac{k k_R}{k_{\text{р.н}}} = \text{пост.},$$

где $k_{\text{р.н}} = \frac{V_{\text{г.о.}}}{x_{\text{вх}}}$ — коэффициент усиления регулятора;

$x_{\text{вх}}$ — входной сигнал регулятора (например, ток в электрохимической ячейке).

Из последнего соотношения также следует, что точность настройки на заданное значение L_0 выше, чем в рассмотренных выше системах, за исключением системы АРПДД, так как она определяется точностью установки одного параметра — коэффициента усиления регулятора.

В последнее время для обработки деталей фасонным электродом разрабатываются системы с использованием изолированных щупов. Цепь щупа может питаться от независимого источника или от основного силового источника питания, обеспечивающего процесс обработки. Автоматическое регу-

лирование рабочего промежутка при этом принципиально возможно в функции напряжения $U_{\text{щ}}$ на промежутке между щупом и изделием (АРНЩ), тока $I_{\text{щ}}$ в цепи щупа (АРТЩ) для обеих этих величин (АРЩДД). Сравнительный анализ работы этих систем показывает следующее.

При питании цепи щупа от силового источника необходимо, чтобы падения напряжения от точки присоединения цепи щупа до рабочей поверхности катода и от точки присоединения щупа до рабочей поверхности щупа были равны. В этом случае после приработки электрода обеспечивается равенство промежутков щуп — изделие ($L_{\text{щ.о.}}$), электрод — изделие (L_0) в месте установки щупа.

В процессе приработки электрода система АРНЩ с регулируемым задающим параметром обладает такими же свойствами, как и рассмотренная выше система такого же типа АРНП, а система АРТЩ — свойствами системы саморегулирования. Только система АРЩДД обеспечивает постоянство промежутка L_0 . Точность настройки на заданное значение L_0 во всех полученных трех системах обуславливается такими же факторами, как в системах регулирования рабочего промежутка соответственно такого же типа.

При питании цепи щупа от независимого источника, для того чтобы обеспечить равенство длин промежутков $L_{\text{щ.о.}} = L_0$, необходимо обеспечить равенство рабочих напряжений силового рабочего источника и источника питания щупа. Точность настройки длины рабочего промежутка L_0 будет определяться внешними характеристиками этих источников питания и точностью настройки задающего параметра регулятора.

В рассматриваемом случае процесс приработки электрода во всех трех системах происходит одинаково — между щупом и изделием устанавливается заданная длина $L_{\text{щ.о.}}$. Рабочий же промежуток в процессе приработки электрода непрерывно изменяется так же, как в системе саморегулирования в соответствии с внешней характеристикой источника питания.

Системы АРЩ с изолированными щупами при обработке типовых возмущений \tilde{p} , $\tilde{v}_{\text{п}}$ и $\tilde{y}_{\text{и}}$ имеют такие же статические свойства, как и системы АРП, и для улучшения их статических свойств могут быть применены все рассмотренные выше способы. Однако здесь следует оговорить, что для компенсации возмущения $\tilde{y}_{\text{и}}$ при питании от независимого источника необходимо, чтобы пропорционально $\tilde{y}_{\text{и}}$ изменялся не только задающий параметр регулятора, но и напряжение источника питания цепи щупа.

Из анализа статических свойств систем регулирования, работающих в функции параметров, косвенно характеризующих длину рабочего промежутка, следует, что наилучшими статическими свойствами обладают две системы: система АРНП и система АРЩДД с нерегулируемыми задающими параметрами $U_{\text{з}} = U_{\text{но.д}}$ и с компенсацией изменения удельного сопротивления \tilde{p} . Недостатком последней системы является сложность технического ее осуществления из-за необходимости исполь-

зования изолированного шупа. Применение таких систем ограничено, так как по условиям технологии изготовления электрода со шупом может оказаться невозможным. Система АРНП проще по техническому осуществлению. Недостатком ее является необходимость применения привода, стабилизированного от колебаний напряжения сети, с жесткими механическими характеристиками. К числу недостатков системы следует также отнести уменьшение точности обработки при больших изменениях коэффициента выхода по току k_v , так как $\Delta L \approx k_v$.

Динамические свойства. Требуемое быстродействие рассмотренных систем автоматического регулирования может быть обеспечено за счет увеличения коэффициента усиления этих систем. Исключение составляет система АРНП с нерегулируемым задающим параметром, так как коэффициент усиления этой системы ограничен.

Анализ динамики АРНП производился при одноинерционном регуляторе и безынерционном источнике питания. Такие допущения вполне справедливы при использовании регуляторов с безынерционными усилителями (например, тиристорных или транзисторных) и при обычно применяемых силовых источниках питания на выпрямителях. В то же время это дает возможность получить простые аналитические зависимости, пользуясь которыми можно исследовать влияние параметров источника питания и инерционности регулятора на динамические свойства системы.

Для упрощения анализа регулятора рассмотрен случай равных корней $p_1 = p_2$ характеристического уравнения системы. При этом постоянная времени регулятора T_p связана с параметрами объекта регулирования: постоянной времени T_d и жесткостью внешней характеристики источника питания следующей зависимостью:

$$\tau = \frac{T_p}{T_p} = \frac{2}{U_{п0}^2} - 1 + 2 \sqrt{\frac{1}{(U_{п0}^2)^2} - \frac{1}{U_{п0}^2}}, \quad (5)$$

где $U_{п0}^2 = \frac{U_{п0}}{U_{х.х}}$ характеризует жесткость внешней характеристики источника питания с напряжением холостого хода $U_{х.х}$.

Как видно из уравнения (5), при $p_1 = p_2$ постоянная времени T_p близка к значению $T_{л\infty} = \frac{L_0}{V_{p0}}$ — постоянной времени саморегулирования при абсолютно жесткой внешней характеристике источника питания. При изменении жесткости внешней характеристики источника питания от $U_{п0}^2 = 0$ до $U_{п0}^2 = 1$ величина T_p изменяется от $T_{п1} = \frac{1}{2} T_{л\infty}$ до $T_{п2} = T_{л\infty}$. Величина $T_{л\infty}$ [Л. 1] значительно больше реальных зна-

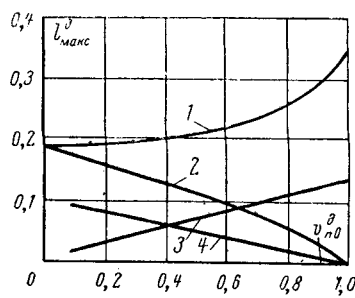


Рис. 5. Зависимость динамической ошибки при отработке возмущений $\tilde{u}_n^d = 1$ и $\tilde{r}^d = 1$ в системе АРНП от жесткости внешней характеристики источника питания. 1 и 3 — $I_{макс}^d$; 2 и 4 — $I_{р макс}^d$; 1 и 2 — $p_1 = p_2$, T_p изменяется от $\frac{1}{2} T_{л\infty}$ (при $U_{п0}^d = 0$) до $T_{л\infty}$ (при $U_{п0}^d = 1$); 3 и 4 — $T_p = \text{пост.} = 10 \text{ сек.}$

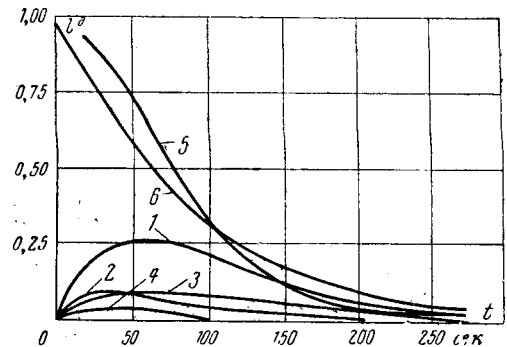


Рис. 6. Графики переходных процессов в системе АРНП.

1 и 2 — при возмущении \tilde{u}_n^d ; 1 — $T_p \approx T_{л\infty}$; 2 — $T_p = 10 \text{ сек.}$; 3 и 4 — при возмущении \tilde{r}^d ; 3 — $T_p \approx T_{л\infty}$; 4 — $T_p = 10 \text{ сек.}$; 5 и 6 — при возмущении \tilde{r}^d ; 5 — $T_p \approx T_{л\infty}$; 6 — $T_p = 0$; режим $V_{п0} = 1 \text{ мм/мин.}$, $L_0 = 0,7 \text{ мм.}$, $J_0 = 25 \text{ а/см}^2$.

чений T_p исполнительных органов регуляторов. Поэтому и расчет динамических ошибок в этом случае производится явно с запасом.

При возмущении \tilde{u}_n в случае $p_1 = p_2$ изменение длины промежутка описывается уравнением

$$l^d(t) = \tilde{u}_n^d \frac{1}{T_{л\infty}} t e^{-\frac{1}{T_{л\infty}} (1 + \sqrt{1 - U_{п0}^d}) t}. \quad (6)$$

Отсюда, принимая во внимание выражение (5), получаем:

$$l_{макс}^d = \frac{1}{e} \frac{1}{1 + \sqrt{1 - U_{п0}^d}} \cdot \tilde{u}_n^d. \quad (7)$$

Из уравнения (7) следует, что динамическая ошибка уменьшается с уменьшением жесткости внешней характеристики источника питания. Даже при большой инерционности регулятора $T_p \approx T_{л\infty}$ динамическая ошибка невелика: например, при пологападающей внешней характеристике ($U_{п0}^d = 0,6 \div 0,7$) на каждый процент изменения напряжения сети динамическая ошибка по длине промежутка не превышает 0,2—0,25%. С уменьшением T_p динамическая ошибка уменьшается (рис. 5 и 6). При реальной постоянной времени цепи регулятора динамическую ошибку практически можно не учитывать.

Изменение удельного сопротивления \tilde{r} учитывается на структурной схеме (рис. 2) в виде двух возмущений. Первое из них — возмущение, действующее на объект регулирования \tilde{r} , которое приводится к возмущению \tilde{u}_p по напряжению промежутка через звено 6. Второе — возмущение в цепи компенсирующего устройства регулятора

$$\tilde{x}_{вх} = \frac{-\tilde{r} U_{п0}}{k_R p_2},$$

где p_2 — величина удельного сопротивления после изменения его на величину \tilde{r} .

Уравнения, характеризующие переходный процесс при $p_1 = p_2$, имеют следующий вид:

$$I^D(t) = \frac{(1 - U_{п0}^D) \tilde{p}^D}{T_{л\infty} (1 + \tilde{p}^D) (1 + \tilde{p}^D U_{п0}^D)} \times \\ \times \frac{U_{п0}^D \tilde{p}^D + 1 + \sqrt{(1 - U_{п0}^D) (1 + \tilde{p}^D U_{п0}^D)}}{T_{л\infty} (1 + \tilde{p}^D U_{п0}^D)} t ; \quad (8)$$

$$I_{р\max}^D = \frac{(1 - U_{п0}^D) \tilde{p}^D}{e [U_{п0}^D \tilde{p}^D + 1 + \sqrt{(1 - U_{п0}^D) (1 + \tilde{p}^D U_{п0}^D)}] (1 + \tilde{p}^D)} . \quad (9)$$

При малых возмущениях \tilde{p}^D можно принять:

$$I_{р\max}^D \approx \frac{(1 - U_{п0}^D) \tilde{p}^D}{e (1 + \sqrt{1 - U_{п0}^D})} . \quad (10)$$

Из уравнения (10) следует, что динамическая ошибка при возмущении \tilde{p} уменьшается с увеличением жесткости внешней характеристики источника питания и при абсолютно жесткой характеристике ($U_{п0}^D = 1$) равна нулю. По абсолютной величине динамическая ошибка $I_{р\max}^D$ меньше, чем при возмущении \tilde{u}_H . Если учесть также то обстоятельство, что возмущение \tilde{p} не может изменяться скачкообразно, то можно заключить, что динамической ошибки при отработке \tilde{p} вообще не будет. Динамические ошибки при возмущениях \tilde{u}_H и \tilde{p} малы вследствие того, что процесс саморегулирования сравнительно инерционный и регулятор успевает отработать возмущение.

Таким образом, из анализа переходных процессов при возмущениях \tilde{u}_H и \tilde{p} следует, что особых требований к быстрдействию регуляторов АРНП рассматриваемого типа не предъявляется.

Худшими динамическими свойствами обладает эта система при отработке возмущения по длине промежутка \tilde{l} . Возмущение по длине промежутка \tilde{l} приводит в первый момент к изменению длины промежутка на величину \tilde{l} , а затем через время t_n ,

равное времени переходного процесса, промежуток восстанавливается. Пользуясь характеристическим уравнением системы, нетрудно показать, что при безынерционном регуляторе время переходного процесса равно времени процесса саморегулирования при абсолютно жесткой внешней характеристике источника питания, т. е. $t_n = (3 \div 4) T_{л\infty}$. В связи с тем, что величина $T_{л\infty}$ сравнительно велика, переходный процесс отработки возмущения \tilde{l} довольно длительный. При одноинерционном регуляторе по сравнению с безынерционным регулятором переходный процесс почти не изменяется даже при значениях T_p , близких к $T_{л\infty}$. Это следует из анализа кривых 5 и 6, изображенных на рис. 6. Кривая 6 соответствует случаю равных корней $p_1 = p_2$. Уравнение переходного процесса при этом имеет следующий вид:

$$I^D(t) = \left[\frac{1}{T_{л\infty}} (1 - U_{п0}^D + \sqrt{1 - U_{п0}^D}) t + 1 \right] \times \\ \times e^{-\frac{1}{T_{л\infty}} (1 + \sqrt{1 - U_{п0}^D}) t} . \quad (11)$$

Таким образом, для того чтобы возмущения \tilde{l} не вызывали изменения заданного межэлектродного зазора L_0 , необходимо уменьшить величину этих возмущений путем конструирования механизмов, обеспечивающих равномерную подачу электрода. В тех же случаях, когда механизмы не обеспечивают равномерную подачу, повышение стабильности зазора может быть обеспечено путем повышения быстродействия регулятора за счет введения корректирующих устройств.

Литература

1. Шитова В. М., Слепушкин Е. И. и Длугач Д. Я., Анализ процесса саморегулирования при электрохимической обработке материалов, «Электричество», 1965, № 11.
2. Слепушкин Е. М., Сравнительное исследование схем привода подачи электрода при автоматической дуговой сварке под флюсом, «Автоматическая сварка», 1957, № 2.
3. Автомат BARMAX для электролитической размерной обработки материалов, Mashinery, 1962, № 2611, p. 1247—1248.
4. Развитие электролитической размерной обработки, «Electron and Power», 1964, № 10, p. 420—424.

[20.10.1966]



К расчету магнитных систем с постоянными магнитами

Инж. Т. С. АСТАШЕВСКАЯ

Московский авиационный институт им. Орджоникидзе

При проектировании систем с постоянными магнитами большое значение имеют задачи их рационального конструирования. При решении одной из таких задач необходимо определить геометрические размеры магнитной системы, при которых в заданном объеме рабочего зазора возможно получить максимальную напряженность поля. При этом задаются следующими исходными данными: габаритными размерами системы, объемом рабочего зазора и материалом постоянного магнита.

Магнитная индукция в рабочем зазоре определяется соотношением

$$B_{p,z} = \frac{B_m S_m G_{p,z}}{S_{p,z} \Sigma G}, \quad (1)$$

где B_m — индукция в среднем сечении постоянного магнита;
 S_m и $S_{p,z}$ — площади среднего сечения магнита и рабочего зазора;
 ΣG — общая проводимость магнитной системы;
 $G_{p,z}$ — проводимость рабочего зазора.

Для определения максимума индукции в зазоре можно использовать известные методы нахождения экстремальных значений функции. Для этого необходимо все составляющие уравнения выразить в виде аналитических зависимостей от минимального количества независимых конструктивных параметров и заданных величин.

Индукция B_m в среднем сечении постоянного магнита определяется по кривой размагничивания магнитного материала и находится в сложной зависимости от постоянных параметров системы и магнитного материала. Чтобы определить аналитическое выражение для индукции B_m , необходимо и кривую размагничивания аппроксимировать некоторой аналитической зависимостью. При этом следует иметь в виду, что для улучшения стабильности системы с постоянными магнитами подвергаются особой технологической обработке — так называемому искусственному старению. Поэтому при расчете систем с постоянными магнитами следует пользоваться не кривой размагничивания, являющейся частью предельного гистерезисного цикла магнитного материала, а некоторой расчетной кривой. При построении этой кривой необходимо учитывать влияние на свойства выбранного магнитного материала именно тех методов искусственного старения, по которым впоследствии должна быть проведена стабилизация проектируемой магнитной системы.

Назовем кривую размагничивания, являющуюся частью предельного гистерезисного цикла, кривой первичного размагничивания, а расчетную кривую — кривой вторичного размагничивания.

Для примера рассмотрим построение кривой вторичного размагничивания при воздействии на магнитную систему размагничивающего поля постоянной напряженности H_p (рис. 1). После намагничивания состояние системы определяется точкой A с координатами B и H . При наложении поля H_p намагниченность системы уменьшается и определяется точкой C с координатами B_1 и H_1 . При снятии поля H_p изменение состояния системы будет происходить по прямой возврата до точки P с координатами B_m и H_m . Эта точка и определяет состояние системы, стабилизированной воздействием поля H_p .

Производя построения таким же образом при других наклонных прямой скоса OA , но при той же величине размагничивающего поля H_p , можно построить всю кривую вторичного размагничивания материала.

С учетом вышеизложенного найдем аналитическое выражение для индукции B_m . С этой целью рассмотрим два способа аппроксимации кривой вторичного размагничивания.

Первый способ аппроксимации. Выразим магнитную индукцию B_m в соответствии с геометрическими построениями на рис. 1:

$$\left. \begin{aligned} B_m &= (B_1 + H_1 \mu_r) - H_m \mu_r; \\ H_m &= \frac{B_1 + H_1 \mu_r}{\frac{B_1}{H_1 - H_p} + \mu_r} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

где μ_r — магнитная проницаемость, соответствующая прямой возврата.

Отход прямой возврата от кривой первичного размагничивания происходит в точке B_1 , H_1 пересечения этой кривой с прямой CH_p , смещенной параллельно прямой скоса OA на величину H_p .

Уравнение прямой CH_p имеет вид:

$$B = (H - H_p) \operatorname{tg} \alpha,$$

где

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{L_m}{S_m} \Sigma G; \quad (3)$$

здесь L_m — длина постоянного магнита.

Кривые первичного размагничивания большинства магнитотвердых материалов хорошо аппроксимируются гиперболой [Л. 1]

$$B = B_r \frac{H_c - H}{H_c - aH},$$

где

$$a = 2 \sqrt{\frac{B_r H_c}{(BH)_{\max}}} - \frac{B_r H_c}{(BH)_{\max}}; \quad (4)$$

B_r и H_c — остаточная индукция и коэрцитивная сила.

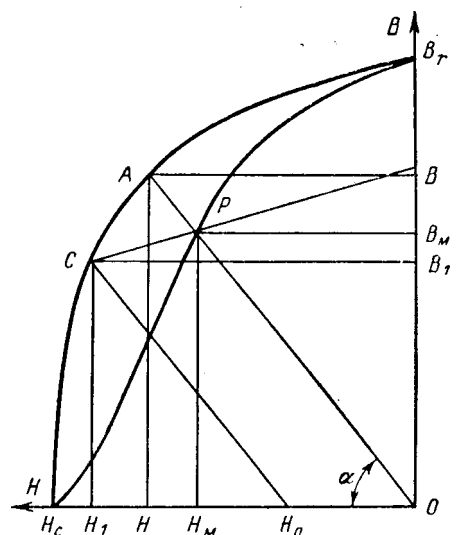


Рис. 1. Построение кривой вторичного размагничивания.

Высокоэрритивные сплавы с двойной текстурой, имеющие кривую первичного размагничивания «прямоугольного» типа, значительно лучше аппроксимируются эмпирической зависимостью [Л. 2]

$$B = B_r \frac{H_c - H}{H_c - a^* H} - \mu_{rm} H, \quad (5)$$

где

$$a^* = 2 \sqrt{\frac{B_r H_c}{(BH)_{\max}} \left(1 - \mu_{rm} \frac{H_c}{B_r}\right) - \frac{B_r H_c}{(BH)_{\max}} \left(1 - \mu_{rm} \frac{H_c}{B_r}\right)};$$

μ_{rm} — магнитная проницаемость, соответствующая прямой возврата, исходящей из точки $(BH)_{\max}$.

Решая совместно уравнения (2), (3) с (4) или (5), получим следующее выражение для индукции B_m в системе, размагниченной полем постоянной напряженности H_p :

$$B_m = \frac{B_1(1 + \mu_r \operatorname{ctg} \alpha) + H_p \mu_r}{1 + \mu_r \operatorname{ctg} \alpha}, \quad (6)$$

где

$$B = B_r \frac{b - \sqrt{b^2 - 4cd}}{2c}.$$

Для кривых размагничивания гиперболического вида

$$b = 1 - a \frac{H_p}{H_c} + \operatorname{ctg} \alpha \frac{B_r}{H_c}; \quad c = a \operatorname{ctg} \alpha \frac{B_r}{H_c}; \quad d = 1 - \frac{H_p}{H_c}.$$

Для кривых размагничивания «прямоугольного» вида

$$b = 1 - a^* \frac{H_p}{H_c} (1 + 2\mu_{rm} \operatorname{ctg} \alpha) + \operatorname{ctg} \alpha \frac{B_r}{H_c} \left(1 + \mu_{rm} \frac{H_c}{B_r}\right);$$

$$c = a^* \operatorname{ctg} \alpha \frac{B_r}{H_c} (1 + \mu_{rm} \operatorname{ctg} \alpha);$$

$$d = 1 - \frac{H_p}{H_c} \left(1 + \mu_{rm} \frac{H_c}{B_r}\right) + a^* \left(\frac{H_p}{H_c}\right)^2 \mu_{rm} \frac{H_c}{B_r}.$$

Второй способ аппроксимации. Кривую вторичного размагничивания, заданную в виде графика, можно аппроксимировать ломаной линией. Достаточную точность (не хуже 5%) дает аппроксимация кривой тремя отрезками, как показано на рис. 2.

Уравнения отрезков, образующих ломаную линию, имеют вид:

$$B = B_{ri}^* - H \operatorname{tg} \gamma_i, \quad (7)$$

где B и H — текущие координаты кривой вторичного размагничивания;

B_{ri}^* и γ_i — параметры, характеризующие i -й отрезок.

При таком изображении кривой вторичного размагничивания индукция B_m будет определяться точкой пересечения прямой склоа OA с отрезком, аппроксимирующим рабочий участок кривой размагничивания.

Решая совместно (7) с уравнением прямой склоа

$$B = H \operatorname{tg} \alpha,$$

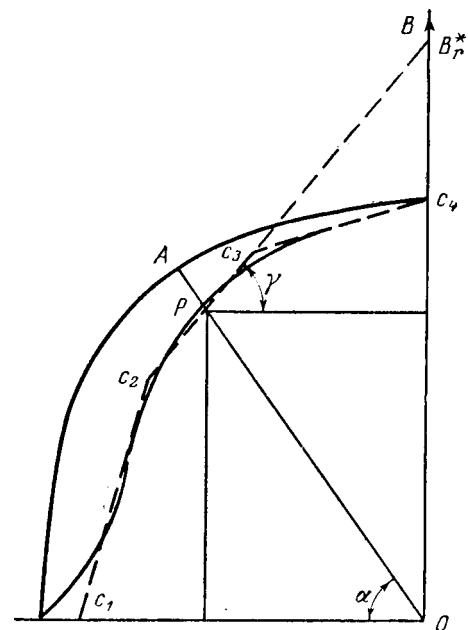


Рис. 2. Аппроксимация кривой размагничивания.

находим:

$$B_m = B_{ri}^* \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\operatorname{tg} \alpha + \operatorname{tg} \gamma_i}.$$

Если рабочий участок кривой вторичного размагничивания неизвестен, то вначале его следует выбрать вблизи расположения точки с максимальной магнитной энергией. При последующем поверочном расчете необходимо удостовериться, что прямая склоа рассматриваемой системы пересечет кривую размагничивания на выбранном рабочем участке. В противном случае должен быть выбран другой рабочий участок.

Сравнивая оба способа аппроксимации кривой вторичного размагничивания, отметим, что по первому способу индукция B_m в среднем сечении магнита определяется однозначно, но расчетное уравнение получается сложным. При этом не всегда удастся аналитически учесть влияние на кривую размагничивания различных методов искусственного старения, применяемых для стабилизации системы.

Второй способ дает более простое выражение для индукции B_m . Этот способ удобен еще и тем, что позволяет аппроксимировать кривые вторичного размагничивания, задаваемые в виде графиков, которые построены с учетом влияния различных методов искусственного старения.

Литература

1. Балагуров В. А., Галтеев Ф. Ф. и Ларионов А. Н., Электрические машины с постоянными магнитами, изд-во «Энергия», 1964.
2. Асташевская Т. С., К расчету постоянных магнитов, Известия вузов, Электромеханика, 1964, № 3.



ЗАВИСИМОСТЬ НАДЕЖНОСТИ РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ ОТ УСЛОВИЙ И НАДЕЖНОСТИ ЗАЩИЩАЕМОГО ЭЛЕМЕНТА¹

(Статья Э. П. Смирнова, «Электричество», 1966, № 6)

Канд. техн. наук Я. А. РИПС

Вопрос о подходе к расчету надежности релейной защиты и о зависимости надежности последней от условий эксплуатации является весьма важным и актуальным. Этой теме посвящен ряд опубликованных в последнее время работ, к числу которых относится обсуждаемая статья.

Ее содержание связано с попыткой оценки надежности срабатывания релейной защиты на основе введенного автором понятия «готовности срабатывания $R_N(x)$ », рассматривающегося как вероятность безотказного срабатывания защиты при последовательности N коротких замыканий безотносительно к интервалу времени их возникновения. Основной результат работы заключается в предложении использовать в качестве меры надежности срабатывания защиты математическое ожи-

дание доли $\frac{x}{N}$ отключенных коротких замыканий в течение произвольного интервала времени, зависящего от интенсивности h_k потока коротких замыканий в системе.

Такой способ оценки надежности существенно отличается от обычного, когда надежность характеризуется интенсивностью λ отказов в срабатывании в течение определенного интервала времени T .

Указанное различие, по мнению автора, объясняется рядом специфических особенностей устройств релейной защиты.

Представляется, однако, что намеченный Э. П. Смирновым подход к расчету надежности устройств релейной защиты содержит ряд существенных неточностей, что приводит автора к необоснованным выводам. Приведенные в статье количественные соотношения в основном соответствуют принятым положениям, и внимание целесообразно сосредоточить на принципиальной стороне вопроса.

По нашему мнению, основными положениями, определяющими подход к расчету надежности устройств релейной защиты, являются следующие.

1. Релейная защита представляет собой детерминированное информационно-логическое устройство, предназначенное для переработки информации по определенной программе.

2. Устройство релейной защиты является элементом энергетической системы, не имеющим самостоятельного эксплуатационного назначения и выполняющим в системе определенные функции. Особенность энергетической системы, как и всякой сложной системы, состоит в том, что она может нормально функционировать, если некоторые из ее элементов не являются исправными. Для этого достаточно, чтобы эти элементы в периоде неисправности не участвовали в реализующемся способе функционирования системы.

3. Понятие надежности релейной защиты (как, впрочем, других устройств) имеет смысл только тогда, когда четко указаны условия, при которых она определяется.

Специфические особенности устройств релейной защиты определяются тем, что они относятся к группе информационно-логических элементов сложных систем. Это обстоятельство и определяет подход к расчету надежности таких устройств, который является одинаковым для всей указанной группы элементов.

Действительно, рассматривая, например, элемент (ячейку) электронно-вычислительной машины и устройство релейной защиты, нетрудно установить полную идентичность условий их работы. Оба элемента работают в режиме ожидания, и свои качества, обеспечивающие выполнение задания, они про-

являют при возникающих случайно (по отношению к элементу) определенных ситуациях, когда элементы должны срабатывать. Возмущения, вызывающие отказы элементов, возникают как в режиме ожидания, так и непосредственно в процессе их работы. В обоих случаях системы могут нормально функционировать, если рассматриваемые элементы исправны, но не участвуют в данном режиме работы системы и т. п. Подобие в указанном смысле можно проследить как угодно далеко.

Вполне очевидно, что сказанное относится не только к элементу электронно-вычислительной машины, но и к элементу сложной системы управления многофункциональным автоматизированным электроприводом и т. д.

Применительно к рассматриваемой группе устройств необходимо различать события *правильного функционирования устройства* в системе и *способности устройства к функционированию* в некоторых условиях. Вероятности этих событий количественно характеризуют величины эксплуатационной R_0 (функциональной) и конструктивной R_k (схемно-аппаратурной) надежности. Обычно величина конструктивной надежности относится к строго фиксированным номинальным условиям и называется номинальной.

Эксплуатационная надежность R_0 определяется в конкретных условиях эксплуатации с учетом комплексного воздействия внешних и внутренних факторов, связанных с особенностями эксплуатации, реальными режимами работы и условиями обслуживания. Для периода нормальной работы она характеризуется числом внезапных отказов и сбоев, понимая под сбоем отказ, который не повреждает оборудование, но искажает информацию.

Важно подчеркнуть, что эксплуатационная надежность устройства может быть как меньше, так и больше номинальной, ибо определяется не числом внезапных отказов и сбоев, которые *могли привести* к отказу системы, а числом отказов и сбоев, *обусловивших реальные* отказы системы с учетом особенностей работы и обслуживания устройства.

Отсюда ясно, что для рассматриваемой группы устройств особое значение имеют профилактические работы, благодаря которым может быть значительно повышена эксплуатационная надежность.

Таким образом, критерий эксплуатационной надежности определяет ожидаемую действительную надежность устройства в заданных условиях эксплуатации (включающих, в частности, и реальную интенсивность h_k потока коротких замыканий) и обслуживания и *относится к некоторому определенному интервалу времени T* .

Это именно тот показатель, который характеризует работу устройства в конкретных реальных условиях с учетом всех возможных влияющих факторов и который в сущности интересуется потребителя. Удельный вес влияния отдельных факторов может быть установлен анализом соответствующих количественных соотношений.

При необходимости оценки надежности элементов систем «в среднем», вне связи с конкретными условиями эксплуатации в той или иной системе (например, при проектировании и изготовлении) используется величина номинальной надежности R_n . Она определяет способность элемента к функционированию в некоторых средних — номинальных условиях. В частности, для релейной защиты эти условия, помимо температуры, влажности, вибраций и т. д., обычно устанавливают цикл воздействий, эквивалентный последовательности определенного числа N коротких замыканий, следующих с определенной интенсивностью.

Отсюда ясно, что связь оценки номинальной надежности с интервалом времени или числом срабатываний не представ-

¹ Публикуя дискуссию по статье Э. П. Смирнова, редакция стремится привлечь внимание читателей журнала к вопросам надежности устройств релейной защиты и автоматики, до сих пор мало освещенных в нашей печати.

ляется важной и даже существенной. Номинальная надежность по сути дела характеризует безотказность работы элементов в стандартных типовых режимах, обычно оговариваемых в технических требованиях, без учета их восстанавливаемости, профилактики и т. п. Поэтому между критериями эксплуатационной R_0 и номинальной R_n надежности имеет место не функциональная, а корреляционная зависимость.

Сравнение средней конструктивной надежности различных, но функционально подобных устройств производится сопоставлением критериев R_n . Действительно, пусть интенсивность воздействий возмущающих факторов в номинальных условиях равна δ . Пусть также существует малая вероятность $q(\delta)$ того, что величина воздействия будет больше уровня, при котором происходит отказ, понятие которого определяется предварительно. Тогда среднее число ожидаемых отказов устройства в интервале времени T будет равно δqT , а вероятность отсутствия отказов в этом интервале определяется нулевым членом распределения Пуассона:

$$R_n = e^{-\delta q T} = e^{-\lambda_n T}.$$

Здесь $\lambda_n = \delta q$ — интенсивность отказов устройства — выражает закон взаимодействия устройства со средой, где свойства среды характеризуются параметром δ , а внутренние свойства устройства — параметром q . Последний, характеризующий свойства устройства в целом, учитывает, в частности, и его схемное решение.

Если условия работы усреднены и стандартны, то

$$\frac{\ln R_{n1}}{\ln R_{n2}} = \frac{q_1}{q_2}.$$

Изложенные соображения указывают на необходимость критериев номинальной и эксплуатационной надежности, подчеркивают их различие и определяют области использования.

Намечая подход к оценке надежности устройств релейной защиты, можно установить, что основной количественной характеристикой эксплуатационной надежности является математическое ожидание \bar{m} числа внезапных отказов и сбоев в интервале времени T , которые реально обусловили ее неспособность выполнять свои функции, т. е. привели к ненормальностям в работе энергосистемы. Отношение интервала T к \bar{m} определяет среднее время между отказами, а обратная величина — интенсивность отказов λ_0 . Коэффициент готовности устройств релейной защиты практически равен единице, ибо среднее время между отказами обычно на несколько порядков больше среднего времени восстановления.

Основной мерой эксплуатационной надежности релейной защиты является вероятность ее безотказного функционирования в системе в заданных эксплуатационных условиях в течение установленного времени. В предположении простейшего потока отказов

$$R_0(T) = e^{-\lambda_0 T}.$$

При оценке эксплуатационной надежности защиты не имеет определяющего значения число N имевших место коротких замыканий как не относящееся к сущности этого критерия.

Основной мерой средней конструктивной (номинальной) надежности релейной защиты является вероятность ее способности к функционированию в строго фиксированных номинальных условиях, включающих число и интенсивность срабатываний, но не учитывающих особенности работы защиты в конкретных энергосистемах.

Основной количественной характеристикой номинальной надежности является математическое ожидание \bar{m}' числа отказов, лишивших защиту способности к нормальной работе. Интенсивность отказов λ_n определяется отношением \bar{m}' к числу срабатываний N или интервалу времени T , ибо, как уже указывалось, число N устанавливает некоторый интервал времени T , и наоборот. В этом заключается одно из принципиальных отличий меры номинальной надежности от «готовности срабатывания», предложенной Э. П. Смирновым.

Величина номинальной надежности при простейшем потоке отказов равна:

$$R_n(N) = e^{-\lambda_n N} = R_n(T) = e^{-\lambda_n T},$$

где λ_n имеет размерность $1/\text{сраб.}$, а λ_{1n} — размерность $1/\text{время}$.

Рассматривая целесообразность использования «готовности срабатывания $R_n(x)$ » в качестве основной меры надежности релейной защиты, нетрудно установить, что этот показатель непригоден как для оценки эксплуатационной, так и конструктивной надежности релейной защиты.

Действительно, он не характеризует вероятность правильного функционирования релейной защиты в определенных условиях эксплуатации, ибо не фиксирует эти условия, и связывает оценку эксплуатационной надежности с несущественным для основной задачи защиты числом происшедших коротких замыканий на произвольном интервале времени. Потребитель интересуется не процент неправильных действий защиты, а их число в интервале времени. Если, например, на двух линиях при одинаковом числе коротких замыканий $N=100$, происшедших соответственно за год и за 10 лет, имеют место в среднем пять отказов защиты, то, по Смирнову, надежность защиты в обоих случаях одинакова.

Потребитель же правильно будет считать, что надежность защиты в первом случае недостаточна, связана с большими убытками и необходимо принять меры для ее повышения.

Причиной этого являются гораздо более жесткие условия работы защиты.

Для увеличения эксплуатационной надежности до желательного уровня следует либо использовать защиту с повышенной конструктивной надежностью, либо улучшить условия эксплуатации.

Принципиальным недостатком критерия $R_n(x)$, рассматриваемого как мера эксплуатационной надежности, также является неучет влияния периодических проверок (профилактики) релейной защиты. Автор отказывается от этого по понятной причине, ибо периодичность профилактики регламентируется временем работы, а не числом срабатываний защиты.

С другой стороны, ясно, что «готовность срабатывания $R_n(x)$ » не может быть использована для оценки конструктивной (с учетом схемных особенностей) надежности, ибо при фиксированном числе N срабатываний в разные интервалы времени условия работы защиты будут существенно различны из-за различного воздействия группы возмущающих факторов связанных не с числом срабатываний, а со временем работы защиты.

Критерий $R_n(x)$, рассматриваемый в качестве показателя конструктивной надежности, в общем случае относится к различным условиям, и сопоставление этих критериев с целью сравнения оценок двух конструктивно отличных защит не имеет смысла. Иллюстрируем сказанное примером.

Пусть на двух линиях, характеризующихся (обозначения Э. П. Смирнова) повреждаемостью h_{k1} и h_{k2} и интенсивностями возникновения отказов, не зависящих от коротких замыканий, h_{i1} и h_{i2} , установлены разные защиты.

При наблюдении 100 коротких замыканий (естественно, в течение разного времени) в обоих случаях имели место в среднем 10 отказов.

Какая защита конструктивно надежнее? В соответствии с выражением (9а) в статье Э. П. Смирнова надежность обеих защит одинакова и равна 0,90; различны лишь отношения вероятностей отсутствия отказов, зависящих и не зависящих от данного короткого замыкания, что несущественно при определении величин конструктивной надежности.

В действительности, однако, понятно, что конструктивная надежность сопоставляемых устройств защиты может быть самой различной, а равенство показателей $R_n(x)$ объясняется различными условиями эксплуатации и разными интервалами времени, к которым относится оценка.

Если же фиксировать h_k и h_i , то при $N=\text{const}$ одновременно фиксируется и средний интервал времени T , что имеет принципиальное значение. Критерий $R_n(x)$ в этом частном случае трансформируется в оценку способности к функционированию, однако не для номинальных, а для выбранных условий и определенного времени работы (или числа срабатываний). В этом случае нетрудно получить известное выражение

$$\lambda [1/\text{сраб}] = -\ln \left(\frac{h_k p_d}{h_k + h_i} \right) = -\ln p.$$

Сказанное позволяет сделать следующие выводы.

1. Подход к оценке надежности устройств релейной защиты должен базироваться на общих и достаточно развитых положениях теории надежности с учетом специфики рассматриваемой области. Специфика эта определяется тем, что устройства релейной защиты являются информационно-логическими элементами энергетических систем.

2. Критериями надежности устройств релейной защиты являются показатели эксплуатационной и номинальной надежности, имеющие разные области использования и дополняющие друг друга.

Детальные количественные соотношения заслуживают специального рассмотрения.

3. Критерий «готовности срабатывания $R_X(x)$ » не может

служить ни мерой вероятности правильного функционирования устройств релейной защиты, ни мерой вероятности способности их к функционированию. Это объясняется тем, что положенные в его основу представления не отвечают действительным особенностям работы устройств релейной защиты и не фиксируют условия, при которых определяется надежность.



УДК 621.316.925.1:621.3.019.3

Инж. А. Б. БАРЗАМ

Использование положений теории надежности для целей релейной защиты в литературе освещено недостаточно. Поэтому опубликование работы Э. П. Смирнова своевременно. Однако изложение материала неходоливо, что ограничивает его использование. Создается впечатление, что категории «надежность срабатывания» и «надежность несрабатывания» недостаточно увязаны друг с другом, нечетко обоснована целесообразность учащенных проверок, остается неясным, характеризует ли надежность защиты процент ее правильных действий. Ниже делается попытка разобраться в этих вопросах. Отсутствие законченных решений и их дискуссионность, а также ограниченность статистических данных сужают некоторые положения данного отзыва до области «постановки вопроса» с необходимостью дальнейшей проверки и корректировки опытом проектирования и эксплуатации.

Обобщенное понятие отказов устройств релейной защиты. Внешним проявлением ненадежности устройства релейной защиты является непредусмотренное отключение объекта при отсутствии повреждения в защищаемой зоне или его неотключение при наличии такого повреждения. Эти обстоятельства дали основание рассматривать для устройств защиты в обсуждаемой статье, а также в [Л. 1 и 2] категории «надежность срабатывания» и «надежность несрабатывания» в отличие от устройств автоматики непрерывного действия (например, регуляторов), для которых могут быть использованы рекомендации для повышения надежности, известные из литературы (например, [Л. 3—5]).

Однако устройство релейной защиты может считаться надежным только в случае, если оно в обоих указанных режимах будет функционировать правильно в соответствии с назначением. Неправильное действие в зависимости от конкретных условий может привести к тяжелой аварии и в общем случае недопустимо. Поэтому под термином «надежность релейной защиты» наиболее правильно понимать *свойство устройства безотказно выполнять функциональное назначение во время нахождения в эксплуатации, проводимой на сохраняющемся уровне.*

Неспособность выполнения функционального назначения является отказом. Приведенное обобщенное понятие отказа не надо смешивать с понятием отказа в отключении короткого замыкания, имеющим распространение на практике. Ниже будет показано, что, оперируя с обобщенным понятием надежности, можно наметить ряд конкретных мер для уменьшения вероятности возникновения отказов защиты с учетом специфики ее работы.

Мероприятия по повышению надежности защиты сопряжены с денежными затратами. Имелись предложения сравнивать затраты на их проведение с размером ущерба, предотвращенного благодаря снижению числа неправильных действий защиты. В общем случае этот критерий неопределен и зависит от многих внешних обстоятельств. В конкретных условиях следует принимать во внимание общие технико-экономические требования, определяющие необходимую степень надежности электроснабжения и как составную часть требования к степени надежности релейной защиты.

При анализе надежности важно учитывать, что релейная защита относится к классу дежурных систем [Л. 3]. У таких систем режим тревоги соответствует режиму, при котором они должны срабатывать по своему функциональному назначению, а режим дежурства — всему остальному времени эксплуатации.

Основные соотношения. Степень надежности устройств релейной защиты, как и других устройств массового применения, можно оценивать вероятностью p_t того, что в заданном

интервале времени t не произойдет отказа (в указанном обобщенном понятии).

Одной из характеристик качества аппаратуры является интенсивность отказов λ . Вероятность безотказной работы до момента возникновения необратимого отказа при постоянстве λ во времени определяется экспоненциальным законом надежности

$$p_t = e^{-\lambda t}. \quad (1)$$

Предположение $\lambda = \text{const}$ допустимо, когда работа исследуемого оборудования и его элементов происходит между областями приработки и старения (рис. 1). Если расчеты по выражению (1) надо производить и для этих состояний, можно принимать повышенные значения λ (в соответствии с ломаной линией рис. 1).

Введем понятие об эквивалентной интенсивности отказов λ_0 , определяющей для конкретных условий эксплуатации в среднем (за длительный промежуток времени наблюдения) количество отказов, приходящихся в единицу времени на один комплект защиты данного типа.

При длительности эксплуатации год и более можно полагать, что обязательно возникнут внешние условия, при которых отказ проявится в виде случая неправильного действия (излишнего срабатывания или несрабатывания). Так как после неправильного действия защиты проводится послеаварийная проверка, которая должна полностью восстановить надежность устройства, то по средней периодичности неправильных действий T_{cp} , приводимой в отчетность, можно приближенно определить значение λ_0 по выражению

$$\lambda_0 \approx \frac{1}{T_{cp}}. \quad (2)$$

Показатель средней периодичности неправильных действий в отчетность введен по предложению Е. Д. Зейлидзона [Л. 6 и 7] и соответствует понятию математического ожидания времени возникновения отказа или, что то же, времени наработки на отказ. Значение T_{cp} находится по выражению

$$T_{cp} = \frac{N}{n}, \quad (3)$$

где N — количество эксплуатируемых комплектов защиты данного типа в течение года;

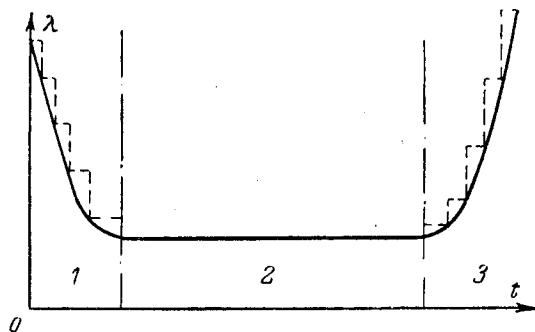


Рис. 1. Изменение интенсивности отказов оборудования во времени эксплуатации.

1 — область приработки; 2 — область нормальной работы; 3 — область старения.

n — количество случаев неправильных действий за год эксплуатации¹.

В таблице приведены значения λ_0 , определенные автором отзыва по выражению (2) из данных статистической отчетности, опубликованной в [Л. 8]. Значения λ_0 отнесены к 1 ч работы устройства; принималось, что в течение года эксплуатации защита была включена 8 670 ч.

Ориентировочные значения интенсивности отказов устройств релейной защиты в периоде эксплуатации λ_0

Наименование устройства	Интенсивности отказов $\lambda_0 \cdot 10^{-6} \text{ 1/ч}$		
	Большее значение	Среднее значение	Меньшее значение
Продольная дифференциальная защита синхронных генераторов и компенсаторов	0,068	0,061	0,055
Защита от однофазных замыканий на землю обмоток статора синхронных генераторов и компенсаторов с трансформаторами тока ТНП и ТНПШ	0,153	0,147	0,134
Дифференциальная защита трансформаторов	0,164	0,128	0,10
Газовая защита трансформаторов с действием отключающего элемента на отключение	0,087	0,069	0,05
То же, но с действием отключающего элемента на сигнал	0,11	0,062	0,037
Дистанционная защита типов ПЗ-156, ПЗ-157 и ПЗ-158 для линий электропередачи 110—220 кВ	0,324	0,286	0,216
Дистанционная защита типов ПЗ-151, ПЗ-152 и ПЗ-153 для линий электропередачи 20—35 кВ	0,222	0,144	0,065
Дифференциальная фазная высококачественная защита типа ДФЗ-2 для линий электропередачи 110—220 кВ	0,58	0,499	0,364

С учетом изложенного выражение (1) перепишем так:

$$p_t = e^{-\lambda_0 t}. \quad (4)$$

Допустимость оперировать этим соотношением для расчета вероятности безотказной работы устройств релейной защиты без учета режимов срабатывания и несрабатывания не очевидно и требует доказательства. Попытаемся это сделать. Общее время работы защиты состоит из времени дежурства t_d , когда устройство не срабатывает, но должно быть готово к срабатыванию при возникновении заранее предусмотренных условий и времени тревоги $t_{тр}$, когда устройство должно сработать в соответствии с функциональным назначением. В свою очередь период дежурства охватывает время пассивной работы $t_{п.р}$, когда пусковой орган защиты не срабатывает, и время активной работы $t_{а.р}$ при внешних коротких замыканиях или возмущениях, когда выходного отключающего сигнала нет, хотя пусковой орган срабатывает и производит активное воздействие на другие элементы устройства.

Таким образом,

$$t_{обш} = t_{тр} + t_{а.р} + t_{п.р}. \quad (5)$$

При нормальной эксплуатации защиты и отсутствии длительных отключений устройств

$$t_{п.р} \gg (t_{а.р} + t_{тр}). \quad (6)$$

Работа элементов устройств релейной защиты в периоды тревоги и активной работы более тяжела, чем при режимах пассивного состояния; интенсивности отказов, соответствующие этим режимам, должны быть отличны, т. е.

$$(\lambda_{тр} \approx \lambda_{а.р}) = \alpha \lambda_{п.р}, \quad (7)$$

где $\alpha > 1$.

¹ Для определения λ_0 более правильно учитывать количество отказов защиты за год эксплуатации как сумму числа происшедших случаев неправильных действий защиты данного типа и числа отказов, выявленных при проверках и не приведших из-за этого к неправильному действию. Однако такая статистика отсутствует.

Так как периоды пассивной работы, активного состояния и тревоги, чередуясь, следуют один за другим, воздействие случайных событий, присущее этим режимам и обуславливающее отказ устройства, является «последовательным».

В соответствии с [Л. 3] можно написать:

$$e^{-\lambda_0 t_{обш}} = e^{-(\lambda_{п.р} t_{п.р} + \lambda_{а.р} t_{а.р} + \lambda_{тр} t_{тр})} \quad (8)$$

или

$$\lambda_0 t_{обш} = \lambda_{п.р} t_{п.р} + \lambda_{а.р} t_{а.р} + \lambda_{тр} t_{тр}. \quad (9)$$

С учетом (5) и (7) выражение (9) примет вид:

$$\lambda_0 t_{обш} = \lambda_{п.р} [t_{обш} + (\alpha - 1)(t_{а.р} + t_{тр})]. \quad (10)$$

Из (10) с учетом (6) с допустимым приближением получаем, что

$$\lambda_0 \approx \lambda_{п.р}. \quad (11)$$

Таким образом, вероятность безотказного действия устройств релейной защиты в течение года эксплуатации определяется главным образом интенсивностью отказов, соответствующей нормальным условиям работы защищаемого оборудования. За это время накапливается масса случайных событий, определяющих возникновение отказов, проявляющихся как в периоде дежурства, так и в периоде тревоги (рис. 2). Вывод может быть понят, если учесть, что отказы устройств в активных режимах и при тревоге в подавляющем большинстве случаев являются следствием неисправностей, возникающих ранее и своевременно не выявленных и не устраненных.

Некоторые практические применения. а) *Определение аппаратурной надежности устройства защиты по данным интенсивностей отказов отдельных элементов.* Сравнительная оценка надежности различных устройств может быть произведена сравнением интенсивностей отказов конструкций или вариантов схемного решения, соответствующих анализируемому режиму работы устройства (активному, тревоге или пассивному). В [Л. 5] приведены данные по интенсивности отказов различных элементов, входящих в аппаратуру специального назначения. Эти данные с некоторым допущением могут быть использованы для анализа устройств релейной защиты.

Если устройство релейной защиты не содержит взаимно резервированных элементов и отказ любого из элементов предопределяет возможность неправильного действия устройства в рассматриваемом режиме, то результирующее значение интенсивности отказов аппаратуры λ_{Σ} для данного режима будет равно сумме интенсивностей отказов отдельных элементов:

$$\lambda_{\Sigma} = \lambda_1 + \lambda_2 + \lambda_3 + \dots + \lambda_n. \quad (12)$$

Здесь индексы 1, 2, 3, ..., n соответствуют номерам отдельных элементов, входящих в устройство защиты. Условия эксплуатации оборудования и специфику работы в [Л. 5] рекомендуется учитывать поправочными коэффициентами.

Если аппаратура содержит узлы с взаимно резервированными элементами, то для таких узлов вероятность безотказ-

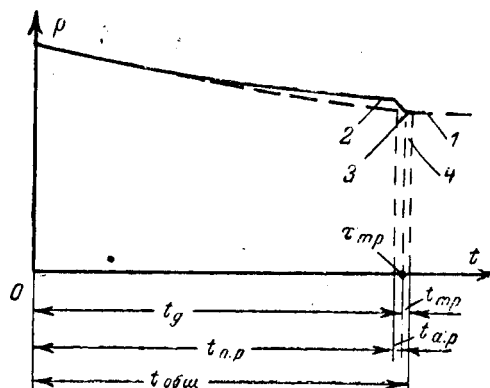


Рис. 2. Изменение вероятностей безотказной работы оборудования от времени эксплуатации.

1 — после истечения времени $t_{обш} = t_{а.р} + t_{п.р} + t_{тр}$; 2 — за период пассивной работы; 3 — за период активной работы; 4 — за период тревоги.

ной работы $P_{\Sigma t}$ может быть рассчитана для определенного периода времени работы устройства в анализируемых режимах по выражениям

$$Q_{\Sigma t} = q_{1t} q_{2t} \dots q_{nt} \quad (13)$$

$$Q_{\Sigma t} = (1 - e^{-\lambda_1 t}) (1 - e^{-\lambda_2 t}) \dots (1 - e^{-\lambda_n t}) \quad (14)$$

и

$$P_{\Sigma t} = 1 - Q_{\Sigma t}. \quad (15)$$

Для резервированных систем зависимость изменения вероятности безотказной работы от времени не подчиняется экспоненциальному закону.

б) *Сроки и объемы профилактических проверок. Полные проверки.* Целью проверки является полное восстановление работоспособности проверяемого устройства, т. е. выявление и устранение неисправных и изношенных элементов, которые к моменту проверки обуславливают состояние пониженной надежности устройства. После полной проверки вероятность безотказной работы устройства должна быть доведена до величины, близкой к единице.

Время между полными проверками можно рассчитать следующими двумя способами.

1. По данным λ_0 для рассматриваемого типа защиты определяется время, по истечении которого вероятность безотказной работы снизится до предельного допустимого значения $P_{t \text{ пров}}$ (рис. 3). Время $t_{\text{пров}}$, соответствующее $P_{t \text{ пров}}$, и будет временем между полными проверками.

Из выражения (4) при заданных λ_0 и $P_{t \text{ пров}}$ нетрудно найти:

$$t_{\text{пров}} = - \frac{\ln P_{t \text{ пров}}}{\lambda_0}. \quad (16a)$$

Указание на подобный подход к определению времени между профилактическими ремонтами оборудования также появилось в [Л. 9].

Если, например, для конкретных условий признается допустимым снижение вероятности безотказной работы устройства защиты до значения $P_{t \text{ пров}} = 0,9$, то время между полными проверками устройств может быть принято

$$t_{\text{пров}} \approx \frac{0,1}{\lambda_0}. \quad (16b)$$

Сроки между полными проверками устройств защиты должны устанавливаться дифференцированно. Следует учитывать, с одной стороны, опасность для энергосистемы неправильных действий защиты: чем такое неправильное действие опаснее, тем меньше может быть допущено снижение вероятности безотказной работы; с другой стороны, надо иметь в виду, что учащенные проверки, выполняемые по действующим правилам, вызывают дополнительную износ оборудования и могут понизить надежность его последующей работы. Разумных сроков между проверками можно достигнуть, влияя на компоненты, определяющие уменьшение значения λ_0 (т. е. применяя высококачественное оборудование и совершенствуя проектирование и эксплуатацию устройств релейной защиты). Чем меньше интенсивность отказов, тем больший можно принять срок между полными проверками.

2. Целью полной проверки является выявление неисправного элемента и замена его новым. Невыполнение этого означает некачественную проверку и оставление в эксплуатации оборудования защиты с потенциальной возможностью немедленно проявить отказ в виде неправильного действия при определенных условиях работы защищаемого присоединения. Таким образом, совокупное действие случайных событий, определяющих отказы элементов, можно рассматривать «последовательным» вне зависимости от электрической схемы включения (предполагается, что узлы устройства не резервированы). С учетом указанного рассчитаем суммарное значение интенсивности отказов устройства λ'_{Σ} :

$$\lambda'_{\Sigma} = \lambda_1 + \lambda_2 + \dots + \lambda_n. \quad (17)$$

Для элементов, находящихся в периоды дежурства в бесоточном состоянии, значения интенсивностей отказов λ по очевидным причинам должны приниматься меньше указанных в литературе значений для активного режима работы. При отсутствии данных о понижающем коэффициенте в первом

приближении вычисление λ'_{Σ} может быть произведено в предположении отсутствия этих элементов. Их наличие должно быть принято во внимание учетом конкретных условий эксплуатации, в частности вибрации (для газовых реле, осей, контактов, зажимов, паек), повышенной загрязненности, присутствия химических реагентов в атмосфере, вызывающих разрушение изоляции проводов и т. п.

Математическое ожидание времени возникновения отказа

$$T'_{\Sigma} = \frac{1}{\lambda'_{\Sigma}}. \quad (18)$$

Полная проверка должна производиться раньше, чем истечет время T'_{Σ} (к этому моменту $P_t = 0,37$). Следовательно,

$$t_{\text{пров}} = \frac{T'_{\Sigma}}{k_{\text{пров}}}. \quad (19)$$

Значение коэффициента $k_{\text{пров}}$ подлежит для конкретных типов защиты уточнению на основании опыта проектирования и эксплуатации; ориентировочно $k_{\text{пров}} = 5 \div 10$.

Этот способ позволяет намечать сроки полных проверок устройств релейной защиты на стадии проектирования.

Проведение проверок защиты требует тщательной организации для исключения ошибочных действий персонала, в частности ошибочных отключений оборудования и нарушения исправного состояния реле и оперативных цепей. Выполнение полных проверок должно быть подчинено требованию производить их таким образом, чтобы защищаемый элемент оставался в работе с неполноценной защитой, заменяющей проверяемую, возможно меньшее время. Целесообразно проверку защиты совмещать с проверкой защищаемого оборудования; если это сделать не представляется возможным, наиболее просто указанное требование удовлетворяется, если проверяемое устройство или его элемент будут на месте установки заменены запасными новыми аппаратами из эксплуатационного резерва. В этом случае реставрация устройства, проходящая полную проверку, может выполняться специально обученным персоналом в лабораторных или заводских условиях. Перед новым включением реставрированные устройства должны проходить испытания и отбраковку аналогично тому, как это выполняется для новой заводской продукции.

До такой организации полных проверок устройств защиты предотвращение резкого снижения надежности эксплуатации достигается установкой на объекте двух независимых устройств защиты; при отключении для проверки одного из устройств в работе остается другое. Если постоянно включены обе защиты, повышается вероятность правильных действий в режимах короткого замыкания в защищаемой зоне, но возрастает вероятность неправильных действий во всех других режимах. Соответствующие значения вероятностей безотказной работы системы защиты поддаются расчету. Примеры выполнения расчетов представляют самостоятельную тему.

Частичные проверки. Целью является проверка сохранения способности устройства защиты производить требуемое действие в режиме тревоги и в активном режиме дежурства. Так как за время до проведения полной проверки вероятность отказа устройства в выполнении функционального назначения не исключается, проведение ограниченного числа частичных проверок может быть целесообразным. Частичная проверка,

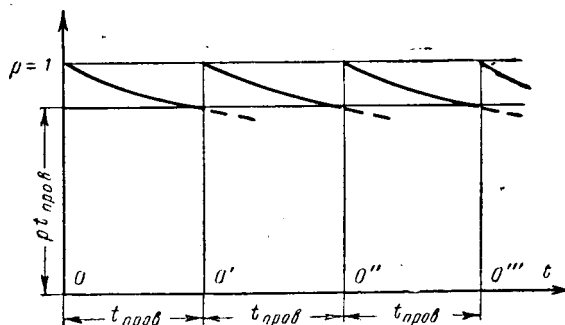
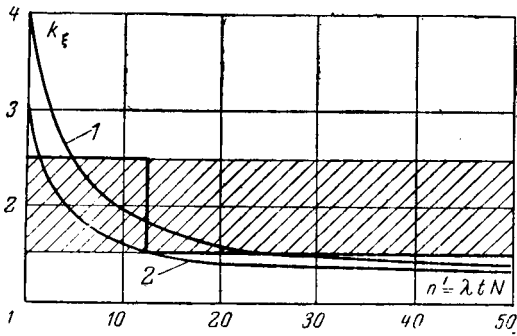


Рис. 3. Поясняющая диаграмма.

0, 0', 0'', 0''' — начала отсчета времени наработки на отказ устройств защиты, включаемых после полных проверок.

Рис. 4. Зависимость $k_{\xi} = f(n')$.

1 — при доверительном уровне 99,78%; 2 — при доверительном уровне 95,45%. Заштрихована область $k_{\xi} = 1,5 \div 2,5$. Толстой линией указаны зоны использования значений k_{ξ} .

по мнению автора, должна заключаться только во внешнем осмотре и подаче на вход устройства стандартизированных параметров срабатывания с контролем правильности отработки выходных сигналов². При сохранении параметров устройства в норме оно остается в эксплуатации с прежней интенсивностью отказов λ . Если обнаружено отступление от нормы или замечены дефекты, устройство или элементы заменяются.

Указанное предполагает оснащение эксплуатации испытательными устройствами для комплексных проверок конкретных типов устройств релейной защиты.

в) Резерв сменных деталей оборудования. Рассчитать годовой эксплуатационный резерв сменных деталей устройств релейной защиты и определить резерв оборудования при организации частичных и полных проверок описанным выше способом возможно, если известна интенсивность отказов λ сменяемой детали или реле. Пусть в эксплуатации находится N однотипных деталей. Если интенсивность отказов данной детали λ , то математическое ожидание количества отказавших деталей при круглосуточной непрерывной работе в течение года составит

$$n' = 8760\lambda N \quad (20)$$

деталей. Эксплуатационный резерв должен быть не менее этого количества (несколько больше). В процентах к числу сменных деталей годовой резерв должен быть

$$\xi\% = \frac{n'}{N} \cdot 100k_{\xi} = 8,76 \cdot 10^3 \lambda k_{\xi}. \quad (21)$$

Ориентировочно $k_{\xi} = 1,5 \div 2,5$. При небольших количествах сменных деталей в соотношении (21) значение k_{ξ} должно быть принято значительно большим. Например, если в эксплуатации находится один какой-либо уникальный аппарат, то, поскольку его отказ не исключен, даже при малой интенсивности отказов требуется предусмотреть 100%-ный резерв оборудования.

В [Л. 11] рекомендуется производить расчеты в предположении, что ошибки при вычислении n' по выражению (20) из-за неточности значений λ описываются нормальной кривой распределения со среднеквадратичной погрешностью $\sigma = \sqrt{n'}$. В этом случае при доверительном уровне 99,73%

$$n = \lambda t N + 3 \sqrt{\lambda t N}. \quad (22)$$

При доверительном уровне 99,73%

$$k_{\xi} = 1 + \frac{3}{\sqrt{n'}}.$$

При доверительном уровне 95,45%

$$k_{\xi} = 1 + \frac{2}{\sqrt{n'}}.$$

² Следует отметить, что по инициативе ЦСРЗАИ Куйбышевэнерго в этой энергосистеме вместо выполнения частичных проверок по действующим ныне программам ограничиваются периодическим опробованием исправности работы устройств защиты.

На рис. 4 построена зависимость $k_{\xi} = f(n')$.

г) Меры для повышения надежности системы релейной защиты объектов в периоды дежурства и тревоги. Степень надежности несрабатывания системы релейной защиты в периоде дежурства можно увеличить, применяя метод контроля вторым качеством [Л. 10]. В этом случае результирующая вероятность отказов в периоде дежурства соответствует последовательному воздействию событий, обуславливающих отказы к рассматриваемому моменту времени основной защиты $q_{зтд}$ и устройства второго качества $q_{вт.к.тд}$:

$$Q_{тд}^* = q_{зтд} q_{вт.к.тд}. \quad (23)$$

Вероятность безотказной работы системы в режиме дежурства возрастает и вместо величины

$$P_{зтд} = 1 - q_{зтд} \quad (24)$$

становится равной

$$P_{тд}^* = 1 - q_{зтд} q_{вт.к.тд}. \quad (25)$$

Контроль вторым качеством уменьшает степень надежности системы защиты на срабатывание в периоде тревоги. Для этого режима результирующая вероятность безотказной работы соответствует последовательному воздействию случайных событий, обуславливающих к моменту тревоги $\tau_{тр}$ (рис. 2) безотказную работу защиты $p_{з\tau_{тр}}$ и устройства второго качества

$p_{вт.к.\tau_{тр}}$:

$$P_{\tau_{тр}}^* = p_{з\tau_{тр}} p_{вт.к.\tau_{тр}} \quad (26)$$

вместо

$$P_{\tau_{тр}} = p_{з\tau_{тр}} \quad (27)$$

для случая отсутствия контроля вторым качеством.

Степень надежности срабатывания системы защиты в периоде тревоги можно увеличить, применяя частичное или полное взаимное резервирование защиты. Общая вероятность отказов системы защиты при ее дублировании в периоде тревоги соответствует последовательному воздействию событий, обуславливающих отказы первого $q'_{з\tau_{тр}}$ и второго $q''_{з\tau_{тр}}$ комплектов защиты:

$$Q_{\tau_{тр}}^* = q'_{з\tau_{тр}} q''_{з\tau_{тр}}. \quad (28)$$

Вероятность безотказной работы системы защиты увеличивается и становится равной:

$$P_{\tau_{тр}}^* = 1 - q'_{з\tau_{тр}} q''_{з\tau_{тр}} \quad (29)$$

вместо

$$P'_{\tau_{тр}} = 1 - q'_{з\tau_{тр}}. \quad (30)$$

если включен только первый комплект защиты, или

$$P''_{\tau_{тр}} = 1 - q''_{з\tau_{тр}}. \quad (31)$$

если включен второй комплект защиты.

Дублирование понижает степень надежности системы защиты на несрабатывание в периоде дежурства. В этом случае результирующая вероятность безотказной работы к рассматриваемому моменту времени t_d соответствует последовательному воздействию случайных событий, определяющих безотказную работу первого комплекта защиты $p'_{зt_d}$ и второго комплекта $p''_{зt_d}$:

$$P_{t_d}^* = p'_{зt_d} p''_{зt_d} \quad (32)$$

вместо $p'_{зt_d}$ при наличии только одного первого комплекта и $p''_{зt_d}$ при наличии только одного второго комплекта.

Надежность устройств релейной защиты и процент ее правильной работы. Отчетность по работе устройств релейной защиты содержит показатель, называемый процентом правильных действий

$$\eta\% = \frac{b}{b+c} \cdot 100 = \frac{1}{1 + \frac{c}{b}} \cdot 100, \quad (33)$$

где b и c — количество правильных и неправильных отключений, произведенных защитой данного типа за год эксплуатации.

Ряд специалистов уже давно считает, что этот показатель не характеризует степень надежности защиты хотя бы потому, что он не учитывает количества установленных в энергетической системе защит анализируемого типа. Только при 100%-ном правильном действии можно говорить о надежной работе. Проанализируем выражение (33).

Количество неправильных случаев работы за год при постоянстве значения средней периодичности неправильных действий T_{cp} и при наличии большого числа N однотипных комплектов устройств

$$c = \frac{N}{T_{cp}} = \lambda_0 N \cdot 8760 \approx \text{const}. \quad (34)$$

Следовательно, процент правильных действий защиты η зависит от частоты повреждаемости основного оборудования, которое при безотказной работе защиты обуславливает ее правильную работу в соответствии с функциональным назначением; чем больше значение b , т. е. чем чаще повреждается основное оборудование, тем большим будет процент правильных действий защиты.

Утверждение, что надежность устройств защиты увеличивается с увеличением повреждаемости защищаемого оборудования, абсурдно. Поясним это рассуждение примером. Пусть надежность установленных в энергосистеме защит такова, что за год эксплуатации происходит 1 раз неправильное действие. В одном году защита правильно сработала 1 раз, в другом году та же защита из-за возросшего количества повреждений защищаемого оборудования произвела 10 правильных отключений. За первый год процент правильных действий составил 50%, за второй — 91%.

Рассмотрим другой случай, показывающий неправомерность оценки надежности защиты процентом ее правильных

действий. Пусть линия электропередачи защищена дистанционной защитой. За год произошло b случаев правильных и c случаев неправильных действий. Установим дополнительно высокочастотную быстродействующую защиту, при работе которой отключение коротких замыканий на защищаемой линии происходит настолько быстро, что дистанционная защита не успевает сработать. Очевидно, процент правильной работы дистанционной защиты при ее неизменном качестве станет равным нулю, а неправильной, хотя бы при одном случае ложного действия, — 100%.

Литература

1. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.
2. Фабрикант В. Л., О применении теории надежности к оценке устройств релейной защиты, «Электричество», 1965, № 9.
3. Дружинин Г. В., Надежность устройств автоматики, изд-во «Энергия», 1964.
4. Половко А. М., Основы теории надежности, изд-во «Наука», 1964.
5. Волпин А. Г., Основные понятия и расчет надежности радиопередатчика, изд-во «Связь», 1965.
6. Зейлидзон Е. Д., Статистические данные о работе релейной защиты в энергосистемах Министерства электростанций на 1945—1946 гг., «Электрические станции», 1947, № 12.
7. Зейлидзон Е. Д., Об оценке технико-экономической эффективности устройств электроавтоматики, «Электрические станции», 1956, № 7.
8. Комиссаров В. Н., Царев М. И. и Шингарев М. М., Анализ работы релейной защиты и сетевой электроавтоматики в энергосистемах СССР, Труды ВНИИЭ, вып. XVI, Госэнергоиздат, 1963.
9. Хевиленд Р., Инженерная надежность и расчет на долговечность, изд-во «Энергия», 1966.
10. Барзам А. Б., Учебное проектирование релейной защиты и автоматики энергетических систем, Госэнергоиздат, 1962.
11. Калабро С. Р., Принципы и практические вопросы надежности, изд-во «Машиностроение», 1966.



УДК 621.3.925.1:621.3.019.3

Канд. техн. наук Ю. Б. ГУК и инж. Н. А. МАНОВ

Статья Э. П. Смирнова является заметным вкладом в число работ по надежности релейной защиты. В ней дан оригинальный вывод выражений для расчета готовности срабатывания и наработки на отказ в срабатывании (по числу требуемых срабатываний), произведена оценка влияния повреждаемости защищаемого элемента на показатели надежности срабатывания защиты, предложено пользоваться для практических расчетов схемой Бернулли с неизменной вероятностью безотказного срабатывания при данном коротком замыкании однотипных устройств релейной защиты в энергосистеме и т. д. По работе необходимо сделать следующие дополнения. Устройство релейной защиты следует рассматривать как вероятностную систему обслуживания с потерями, для которой необходимо учитывать два потока событий — поток требований (на срабатывание и на несрабатывание) и поток неисправностей. Анализ функционирования такой системы по статистике заявок входящего потока и статистике состояний системы дается, например, в [Л. 1]. Во многих случаях закон распределения времени безотказной работы элементов устройства является показательным. При этом переходы устройства релейной защиты из состояния в состояние в период между проверками вследствие появления неконтролируемых неисправностей (скрытых отказов) представляют марковский процесс. Пусть i_k — состояние устройства, в котором оно имеет k не-

исправностей, j_{k+1} — состояние, в котором устройство имеет k неисправностей того же сочетания, что и в i_k состоянии, плюс еще одну неисправность. Тогда в матрице вероятностей переходов все вероятности, кроме P_{i_k, i_k} и $P_{i_k, j_{k+1}}$, будут равны нулю. Число состояний устройства равно 2^N , где N — максимальное возможное число независимых неисправностей; $0 \leq k \leq N-1$.

На основе указанных положений одним из авторов отклик были предложены два критерия надежности срабатывания релейной защиты — уровень работоспособности срабатывания и безотказность срабатывания, и даны расчетные выражения для этих критериев¹.

Уровень работоспособности срабатывания устройства релейной защиты $Z_{\text{раб}}(t)$ представляет собой условную вероятность правильного срабатывания устройства релейной защиты в данный момент времени t в случае появления заявки на срабатывание. Средний уровень работоспособности срабатывания устройства за промежутки T времени

¹ Доложено Н. А. Мановым на совещании по релейной защите в Туле 14/IV 1966 г.

$$\overline{Z_{\text{раб}}}(t) = \frac{1}{T} \int_{t-\frac{T}{2}}^{t+\frac{T}{2}} Z_{\text{раб}}(\tau) d\tau.$$

Средний уровень работоспособности для n устройств в момент времени t

$$[Z_{\text{раб}}(t)]_{\text{ср}} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n Z_{\text{раб}i}(t).$$

Если восстановление (проверка) устройств происходит в произвольные моменты времени t_1, t_2, \dots, t_n , то с ростом числа однотипных комплектов $[Z_{\text{раб}}(t)]_{\text{ср}}$ асимптотически стремится к среднему уровню работоспособности срабатывания за промежуток времени s , равный периодичности проверок устройств данного типа в энергосистеме:

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n Z_{\text{раб}i}(t) = \frac{1}{s} \int_{t-\frac{s}{2}}^{t+\frac{s}{2}} Z_{\text{раб}}(\tau) d\tau.$$

Поэтому для большого числа однотипных устройств защиты в энергосистеме можно говорить о постоянной средней вероятности правильного срабатывания в случае прихода заявки на срабатывание. В этих условиях оправдано применение схемы Бернулли, как это предлагает Э. П. Смирнов. В тех случаях, когда число устройств мало, а последствия их неправильного срабатывания велики, нельзя производить расчеты надежности по среднему уровню работоспособности за время между проверками. В этом случае в модель расчета надежности необходимо закладывать более конкретизированные данные.

Периодичность проверок может быть определена по допустимым уровням работоспособности срабатывания и несрабатывания к моменту очередной проверки. В зависимости от последствий неправильного срабатывания устройства, характера и интенсивности входящих потоков требований на срабатывание и несрабатывание, квалификации релейного персонала, уровня эксплуатации, степени изношенности устройства и внешних условий (механических, электрических, температурных, климатических и биологических нагрузок) периодичность проверок может быть различной для однотипных устройств защиты.

Второй критерий — безотказность срабатывания $B_{\text{раб}}(T)$ — определяется как отношение математического ожидания количества правильных срабатываний к математическому ожиданию количества требуемых срабатываний за один и тот же промежуток времени T :

$$B_{\text{раб}}(T) = \frac{m_{\text{п.с.}}(T)}{m_{\text{т.с.}}(T)}.$$

Запишем математическое ожидание числа отказов в срабатывании при N требованиях на срабатывание:

$$m_{\text{о.с.}}(t_N) = N[1 - B_{\text{раб}}(t_N)],$$

где t_N — математическое ожидание времени, в течение которого может поступить N требований на срабатывание.

Вероятность отсутствия отказов в срабатывании при последовательности N произвольных коротких замыканий $R_N(x)$ в случае однородного пуассоновского выходящего потока отказов в срабатывании определяется выражением

$$R_N(x) = \exp[-m_{\text{о.с.}}(t_N)] = \exp\left\{-N\left[1 - B_{\text{раб}}\left(\frac{N}{h_{\text{т.с.}}}\right)\right]\right\},$$

где $h_{\text{т.с.}}$ — средняя интенсивность потока требуемых срабатываний.

Последнее выражение показывает, что готовность срабатывания является функцией времени, приведенного в масштабе числа требуемых срабатываний.

Для случая однородного пуассоновского входящего потока требований на срабатывание, который рассматривается

Таблица 1

Годы	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Число заявок X_i	28	9	23	14	12	12	29	21	27

Э. П. Смирновым, безотказность срабатывания и средний уровень работоспособности срабатывания за один и тот же период времени совпадают. Поэтому для указанного случая можно записать:

$$R_N(x) = \exp\left\{-N\left[1 - Z_{\text{раб}}\left(\frac{N}{h_{\text{т.с.}}}\right)\right]\right\}.$$

Второе дополнение к статье Э. П. Смирнова касается пуассоновости потока требуемых срабатываний для устройств релейной защиты. Область применения закона Пуассона с постоянным параметром для числа коротких замыканий на элементах энергетических систем ограничена. В качестве примера оценим пуассоновость потока требуемых срабатываний для основной защиты линии 220 кВ сравнительно большой длины, не имеющей грозозащитных тросов, по данным наблюдений за 9 лет. Проверку пуассоновости потока требуемых срабатываний произведем как по годам, так и в течение года. Для проверки пуассоновости по годам воспользуемся критерием χ^2 , основанным на статистике [Л. 2]

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^n \frac{(X_i - K p_i)^2}{K p_i}.$$

Распределение числа требуемых срабатываний по годам приведено в табл. 1.

В соответствии с таблицей имеем: число лет наблюдений $n = 9$, вероятность $p_i = \frac{1}{n} = \frac{1}{9}$, сумма требований на срабатывание $K = \sum_{i=1}^n X_i = 175$, число степеней свободы $f = n - 1 =$

$= 8$, статистика $\chi^2 = 24,9$. Гипотеза о пуассоновости отвергается как противоречащая данным наблюдений с уровнем значимости $Q = 0,2\%$ [Л. 3].

Для оценки закона распределения числа требуемых срабатываний в течение года можно построить гистограмму для сумм числа требуемых срабатываний по месяцам за все 9 лет наблюдений (табл. 2).

Расчетное число требуемых срабатываний определялось следующим образом. Все повреждения были разбиты на грозовые и негрозовые. Уровень значимости при проверке пуассоновости потока негрозовых коротких замыканий в течение года по критерию χ^2 К. Пирсона равен 50% (без учета неуспешных АПВ). Интенсивность грозовых коротких замыканий находится из выражения

$$h_{\text{т.с.гв}}(t) = \frac{d}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(t-a)^2}{2\sigma^2}},$$

где $a = 6,05$, $\sigma = 0,75$, $d = 162$;

t — число месяцев, считая с 1 января;

$h_{\text{т.с.гв}}(t)$ — суммарная интенсивность за 9 лет.

Таблица 2

Месяцы	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII	IX	X	XI	XII
Фактическое число заявок	2	0	0	0	16	71	68	15	0	3	0	0
Число заявок расчетное	2	0	0	0,5	12,6	71,4	68,5	16	1	3	0	0

К числу требований на срабатывание, найденному из соотношения

$$m_{т.с.гв}(t) = \int_{t-0,5}^{t+0,5} h_{т.с.}(\tau) d\tau,$$

добавлялось фактическое число требований на срабатывание из-за коротких замыканий негрозового характера по месяцам. В данном случае имеет место суперпозиция двух пуассоновских потоков, один из которых является стационарным, а другой — нестационарным. Интенсивность последнего потока изменяется в соответствии с кривой плотности нормального распределения. Заметим, что отсутствие последствия для потока грозных коротких замыканий можно принять только при определенном значении рассматриваемых промежутков време-

ни. Расчет критериев надежности для некоторых случаев нестационарного пуассоновского входящего потока требований на срабатывание приводился в упомянутом докладе.

Литература

1. Москатов Г. К., К вопросу об эффективности и инвариантности многофункциональных управляющих систем, сб. «Кибернетику на службу коммунизму», т. 2, изд-во «Энергия», 1964.
2. Большев Л. Н., О характеристике распределения Пуассона и ее статистических приложениях, Теория вероятностей и ее применения, вып. 3, 1965, т. X.
3. Большев Л. Н. и Смирнов Н. В., Таблицы математической статистики, изд-во «Наука», 1965.



УДК 621.3.925.1:621.3.019.3

ОБ ОСОБЕННОСТЯХ ТЕХНИКИ НАДЕЖНОСТИ РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ

(Ответ автора)

Интерес к современным методам расчета надежности релейной защиты возрастает. Это подтверждается и настоящей дискуссией.

Отклики на мою статью различны по характеру и по постановке вопросов. Тема дискуссии шире темы статьи. В отклике Я. А. Рипса излагаются взгляды, во многом отличные от тех, которых придерживается автор статьи. Отклик А. Б. Барзама содержит некоторые замечания по статье и ряд предложений, из которых одни относятся к теме статьи, а другие выходят за ее рамки. Расхождения, по нашему мнению, объясняются различным толкованием особенностей релейной защиты или неучетом их.

Интересные соображения приводятся в отклике Ю. Б. Гука и Н. А. Манова.

Ниже рассмотрены замечания и предложения участников дискуссии.

1. В центре дискуссии оказался вопрос о критериях надежности релейной защиты. Поэтому сначала изложим ряд положений по указанному вопросу, которых автор придерживался в статье и которые со времени ее выхода уточнились и приобрели большую общность. Одновременно это будет ответом на некоторые критические замечания и предложения Я. А. Рипса и А. Б. Барзама.

Целевую отдачу или выходной эффект любого устройства можно оценить количественно, по крайней мере принципиально [Л. 1]; практически это не всегда возможно.

Пусть Φ_p и Φ_n — математические ожидания выходного эффекта устройства в реальных условиях и при идеальной его надежности соответственно.

Естественно свойство надежности функционирования измерять долей Φ_p от Φ_n . Иначе, основным критерием надежности функционирования следует считать величину

$$R = \frac{\Phi_p}{\Phi_n}. \quad (1)$$

Этот критерий имеет простой и ясный смысл. Устройство из-за ненадежности недодает в среднем $(1-R) \cdot 100\%$ эффекта. Величина R может непосредственно вводиться в технико-экономический расчет. Устройство, выполняющее одновременно или на разных этапах n неоднородных функций, характеризуется n критериями по выражению (1).

Выражение (1) является общим. Раскрывая входящие в него величины Φ_p и Φ_n , можно получить критерии надежности функционирования для конкретных устройств и систем. Но для этого необходимо точно сформулировать задачу, для выполнения которой предназначено устройство, и определить условия его работы.

Для устройств, имеющих лишь два уровня качества функционирования в течение времени $T=0\%$ и 100% (отказ в любой момент интервала T означает полный срыв выполнения задачи), величина R есть вероятность $P(T)$ отсутствия отказа за время T . Действительно, в этом случае выходной эффект мо-

жет принимать с вероятностью $[1-P(T)]$ значение 0 и с вероятностью $P(T)$ значение Φ_n . Поэтому математическое ожидание реального выходного эффекта $\Phi_p = P(T)\Phi_n$, откуда по выражению (1) получим $R = P(T)$.

Устройства релейной защиты относятся к другому классу. Задачей релейной защиты является *снижение ущерба при коротких замыканиях*. Единичный отказ в срабатывании на интервале времени T еще не означает, что выходной эффект устройства релейной защиты за это время равен нулю. Если на том же интервале T произошло несколько правильных срабатываний, то выходной эффект, измеряемый предотвращенным ущербом, может быть значительным. С другой стороны, эффект защиты за время T может оказаться и отрицательным, если на интервале T правильных срабатываний не было, но зато имело место излишнее срабатывание.

Предположим (для упрощения изложения), что защита выполняет одну функцию (т. е. реагирует на короткие замыкания одного определенного вида). Учтем, что математическое ожидание числа событий потока за время T равно:

$$m = \int_0^T h(t) dt,$$

где $h(t)$ — интенсивность потока. Тогда за время T

$$\begin{aligned} \Phi_p(T) = \Delta y_n \int_0^T p_i h_k(t) dt - \Delta y_{н.в} \int_0^T w_i h'_k(t) dt - \\ - y_{н.н} \int_0^T h_{н.н}(t) dt \end{aligned} \quad (2)$$

и

$$\Phi_n(T) = \Delta y_n \int_0^T h_k(t) dt, \quad (3)$$

где $h_k(t)$ — мгновенная интенсивность коротких замыканий, при которых требуется срабатывание защиты;

$h'_k(t)$ — мгновенная интенсивность внешних коротких замыканий, при которых возможны излишние срабатывания;

p_i — условная вероятность требуемого срабатывания защиты в момент времени t , если в этот момент возникнет короткое замыкание;

w_i — условная вероятность излишнего срабатывания защиты в момент времени t , если в этот момент возникнет внешнее короткое замыкание;

$h_{н.н}(t)$ — мгновенная интенсивность излишних срабатываний при отсутствии коротких замыканий в системе;

Δy_{Π} — математическое ожидание предотвращенного дополнительного ущерба при одном правильном срабатывании, равное математическому ожиданию Δy_0 дополнительного ущерба при одном отказе в срабатывании;

$\Delta y_{\Pi.в}$ — математическое ожидание дополнительного ущерба при одном излишнем срабатывании в случае внешнего короткого замыкания;

$y_{\Pi.н}$ — математическое ожидание ущерба при одном излишнем срабатывании в режиме без короткого замыкания.

Величина p_i представляет собой вероятность заставить защиту в работоспособном состоянии в произвольный момент времени t . Поэтому по аналогии с общепринятым в теории надежности понятием она может быть названа *мгновенной готовностью срабатывания защиты*. В литературе для аналогичного понятия встречается также название *виртуальная готовность* ω_i — мгновенная неготовность несрабатывания при внешнем коротком замыкании.

Из выражений (1), (2) и (3) можно получить формулу основного критерия *результатирующей надежности*¹ (т. е. критерия, учитывающего как надежность срабатывания, так и надежность несрабатывания):

$$R = p - \frac{\Delta y_{\Pi.в}}{\Delta y_0} \cdot \frac{h'_{\Pi}}{h_{\Pi}} \omega - \frac{y_{\Pi.н}}{\Delta y_0} \cdot \frac{h_{\Pi.н}}{h_{\Pi}}. \quad (4)$$

В выражении (4) величина p есть средняя готовность срабатывания (средняя вероятность срабатывания) при одном коротком замыкании, она равна:

$$p = \frac{\int_0^T p_i h_{\Pi}(t) dt}{\int_0^T h_{\Pi}(t) dt}. \quad (5)$$

Величина ω , входящая в (4), есть средняя неготовность несрабатывания (т. е. средняя вероятность излишнего срабатывания) при одном внешнем коротком замыкании. Величина h_{Π} есть средняя за время T интенсивность внутренних коротких замыканий; она равна:

$$h_{\Pi} = \frac{1}{T} \int_0^T h_{\Pi}(t) dt. \quad (6)$$

Величина h'_{Π} — средняя за время T интенсивность внешних коротких замыканий, $h_{\Pi.н}$ — средняя за время T интенсивность излишних срабатываний без внешних коротких замыканий.

Заметим, что величина p есть то же, что в отклике Н. А. Манова и Ю. Б. Гука обозначено $B_{\text{раб}}(t)$, а $Z_{\text{раб}}(t)$ — то же, что и p_i .

Выражение (4) еще раз подтверждает отмеченную впервое в [Л. 3] принципиальную необходимость различать надежность срабатывания и надежность несрабатывания с тем, чтобы объединить обе эти стороны надежности в понятие *результатирующей надежности*.

Поэтому непосредственное суммирование как случаев неисправностей, ведущих к отказам в срабатывании, так и случаев неисправностей, ведущих к излишним срабатываниям, предлагаемое в отклике А. Б. Барзама, вообще говоря, дает искаженный результат. Кроме того, необходимо иметь в виду, что структурные особенности схем защиты по-разному влияют на надежность срабатывания и надежность несрабатывания. В критерии по выражению (4) эти влияния учитываются, во-первых, отдельно по разным показателям и, во-вторых, совместно с соответствующими весами. Критерий же, предлагаемый А. Б. Барзамом, упускает эту возможность.

В некоторых отдельных, сравнительно редких, случаях в связи, например, с обеспечением безопасности людей к защите может предъявляться требование типа боевого. Тогда факт отказа в срабатывании или излишнего срабатывания означает

полный срыв выполнения задачи, сведение выходного эффекта к нулю. При этом критерий надежности становится определяющим, технико-экономический расчет отходит на второй план, а задача защиты отличается от определенной выше для обычных случаев (снижение ущерба при коротких замыканиях). Как показал опыт настоящей дискуссии, для таких случаев следует особенно осторожно и точно формулировать задачу релейной защиты. Если сказать, что задачей защиты является *предотвращение аварий*, то это приведет, исходя из выражения (1), к вероятности R_T отсутствия отказа в срабатывании (или излишнего срабатывания) в течение времени T как к критерию надежности защиты. По-видимому, именно таким пониманием задачи защиты и объясняется предложение использовать указанную величину для характеристики защиты (см. отклик Я. А. Рипса). Это, однако, совершенно неправильное толкование назначения и роли защиты.

Задача предотвращения аварий (в условиях типа боевых) или снижения ущерба из-за аварий (в обычных условиях) решается при помощи комплекса мер, к которым, в частности, принадлежит и защита. Из других мер назовем технику высоких напряжений (например, средства грозозащиты, изоляционные нормы и др.), конструктивные особенности основного оборудования, направленные на уменьшение вероятности повреждений, противоаварийную автоматику. Причем защита вместе с противоаварийной автоматикой является как бы последним эшелонем в борьбе с авариями.

Вероятность отсутствия отказа в срабатывании за время T точнее следовало бы назвать вероятностью отсутствия за время T аварий, вызванных короткими замыканиями, не отключенными правильно релейной защитой. Это критерий надежности комплекса мер, а не одной только релейной защиты. Для последней короткие замыкания должны рассматриваться как нечто данное. Именно относительно уже возникших коротких замыканий формулируется задача защиты. Таким образом, в рассматриваемых условиях типа боевых задачей релейной защиты является *отключение коротких замыканий* с минимальными потерями, а не предотвращение аварий вообще. Рассматривая последовательность любого числа N коротких замыканий, найдем, что выходной эффект защиты равен нулю с вероятностью $[1 - R_N(x)]$ и Φ_{Π} с вероятностью $R_N(x)$, где $R_N(x)$ — вероятность срабатывания защиты (готовность срабатывания) при последовательности N коротких замыканий. Отсюда по выражению (1) найдем, рассматривая только надежность срабатывания, что $R = R_N(x)$. Аналогично может быть найден критерий надежности несрабатывания при последовательности N внешних коротких замыканий. И лишь оценку надежности несрабатывания в нормальных режимах действительно следует производить вероятностью отсутствия излишних срабатываний в таких режимах за время T , если к защите в отношении указанных излишних срабатываний предъявляется требование типа боевого.

Как отмечалось в обсуждаемой статье величина R_T ухудшается (уменьшается) с ростом интенсивности коротких замыканий. Применение этой величины в качестве критерия надежности релейной защиты равносильно требованию снижать повреждаемость основного оборудования при помощи релейной защиты.

Потребителя, в конечном счете, действительно интересует лишь число аварий в единицу времени. Но мы-то знаем, что снижение числа аварий или их предотвращение — дело не только релейной защиты. И решение проблемы надежности релейной защиты возложено на специалистов, работающих в области релейной защиты, а не на потребителя.

В обсуждаемой статье рассмотрена весьма ограниченная задача определения зависимости показателей надежности срабатывания релейной защиты от интенсивности отказов устройства h_{Π} , не зависящих от потока требований к срабатыванию, и от интенсивности коротких замыканий h_{Π} в предположении, что все исходные потоки простейшие и что схема защиты имеет основное соединение. При этом не учитывались периодические профилактические проверки. В этих условиях готовность срабатывания при одном коротком замыкании неизменна.

В работах института Энергосетьпроект модель надежности релейной защиты, заложенная в обсуждаемой статье, подвергается дальнейшему развитию. Область ее применимости расширяется. Не имея возможности приводить здесь все полученные результаты, для иллюстрации покажем без выводов формулы средней готовности срабатывания при одном коротком замыкании для двух случаев.

¹ Понятие *результатирующей надежности* выдвинуто проф. доктором техн. наук А. М. Федосеевым. См. также [Л. 2].

При проверках с неизменным периодом $T_n = \frac{1}{h_n}$ (т. е. регулярных), характеризующихся вероятностью $1 - p_n$ того, что после проверки из-за ошибки персонала останется отказ устройства, для тривиального случая (исходные потоки событий простейшие, основное соединение элементов)

$$p = p_i + (p_n - p_i) \frac{h_n}{(h_h + h_i)} \left(1 - e^{-\frac{h_h + h_i}{h_n}} \right), \quad (7)$$

где

$$p_i = \frac{h_h}{h_h + h_i}.$$

Для схемы, состоящей из двух параллельно соединенных одинаковых элементов, в предположении идеальной эффективности регулярных проверок ($p_n = 1$) и независимости простейших потоков отказов этих элементов с интенсивностью каждого h_i

$$p = p_i + (1 - p_i) \frac{h_n}{\alpha\beta(\beta - \alpha)} \left[\alpha^2 \left(1 - e^{-\frac{\beta}{h_n}} \right) - \beta^2 \left(1 - e^{-\frac{\alpha}{h_n}} \right) \right], \quad (8)$$

где α и β — корни характеристического уравнения

$$s^2 + (3h_i + h_h)s + (2h_i^2 + 3h_h h_i) = 0;$$

$$p_i = \frac{3h_h}{2h_i + 3h_h}.$$

Формула (8) получена рассмотрением однородного марковского процесса перехода схемы из состояния в состояние в период между проверками. Этим методом могут быть решены и более сложные задачи. Разработанные методы нашли применение в решении некоторых практических вопросов.

Формулы (7) и (8) приведены в ответ на утверждение Я. А. Рипса, что в критериях p и $R_N(x)$ принципиально нельзя учесть влияние на надежность проверок и особенностей структуры схем.

Из изложенного в данном пункте ответа следует также, что величина $p(t) = e^{-\lambda_a t}$, выдвигнутая в отклике А. Б. Барзама, не может служить критерием надежности релейной защиты. Она зависит от интенсивности λ_a возникновения неисправностей, включая и те, которые не привели к неправильному действию. Указанная интенсивность характеризует надежность устройства как способность к функционированию, но не саму надежность функционирования. Но в отрыве от качества функционирования нельзя решить задачи оптимизации, сравнения вариантов, стратегии обслуживания. Для решения этих задач необходимо определять выходной эффект, отдаваемый устройством, а абстрактное требование 100% работоспособности и величина $P(t)$ не помогают это сделать. Одно дело — требовать, а другое — оценить реальную надежность функционирования. Надежность устройства (в смысле способности к функционированию) интересует нас постольку, поскольку от нее зависит надежность функционирования.

В заключение данного пункта ответа следует признать тот недостаток статьи, что в ней не подчеркнута роль величины p , хотя эта величина и используется.

2. В отклике Я. А. Рипса отождествлены такие различные категории, как эффективность, надежность функционирования и эксплуатационная надежность.

Для релейной защиты, которая может подвергаться отказам в режиме ожидания короткого замыкания, выделение двух понятий — надежность функционирования и способность к функционированию (надежность устройства) — действительно необходимо. Именно в связи с этим в обсуждаемой статье различают отказ в срабатывании и отказ устройства.

Но надежность функционирования в принципе можно оценивать и для номинальных условий. С другой стороны, нас интересует эксплуатационная способность к функционированию, характеризующаяся интенсивностью отказов устройства h .

(см. статью). Номинальная же надежность определяется с целью прогнозирования эксплуатационной надежности. Поэтому критериями как эксплуатационной, так и номинальной надежности должны быть одни и те же величины, принимающие, вообще говоря, разные значения в эксплуатационных и номинальных условиях. Другое дело, что в лабораторных условиях крайне трудно воспроизвести полную картину эксплуатации, включая случайный поток требований к срабатыванию. Поэтому практически лабораторные испытания дадут предварительную оценку интенсивности отказов устройства h_i ; этим, по-видимому, и определяется значение лабораторных испытаний.

Далее, в отклике Я. А. Рипса при оценке надежности функционирования учитываются так называемые сбои. Согласно данному в этом отклике определению сбоя он представляет собой проявление технического несовершенства устройства, а не ненадежности. По нашему мнению, проявления технического несовершенства нецелесообразно смешивать с отказами в функционировании из-за неисправности. Закономерности их различны. Различны и мероприятия, связанные с ними. Так, резервированием нельзя уменьшить вероятность отказа в срабатывании из-за переходного сопротивления в месте короткого замыкания. Общепринято свойство надежности относить к определенному объему задания, оговоренному в технических условиях. Техническое совершенство и надежность одновременно обеспечивают эффективность устройства.

3. Пример в конце отклика Я. А. Рипса с двумя защитами, имеющими разную структуру схем, разобран неверно еще и потому, что критерий $R_N(x)$ определен для обоих случаев по одной и той же формуле (9а), взятой из моей статьи, тогда как эта формула пригодна лишь при основном соединении элементов схем. Кроме того, непонятно, в чем смысл сравнения по надежности разных защит, помещенных в разные условия.

4. В отклике Я. А. Рипса используется вероятность R_n отсутствия за время T отказов устройства как критических изменений, «лишивших защиту способности к нормальной работе». Дается формула

$$\lambda = -\ln p;$$

здесь λ — интенсивность отказов устройства, отнесенная к N , т. е. то же, что λ_n в формуле, данной в отклике выше; p — вероятность отказа в срабатывании при одном коротком замыкании, используемая в моей статье.

Подчеркнем, что отказ в срабатывании и отказ устройства — разные события. Указанной формуле соответствует $e^{-\lambda N} = p^N$ или $R_n = R_N(x)$.

Последнее уравнение неправомерно, так как R_n и $R_N(x)$ совершенно разные величины. Например, пусть $h_i = 0,2$ 1/год, $h_h = 1$ 1/год, $p_d = 1$, $N = 3$.

Очевидно, $h_i = \lambda_{1n}$. Кроме того, $e^{-\lambda_n N} = e^{-\lambda_{1n} T}$, $N = h_h T$ и $\lambda = \lambda_n = \frac{h_i}{h_h}$.

Принятому N соответствует $T = 3$ года. Тогда

$$R_n(T) = e^{-\lambda_{1n} T} = e^{-0,6} = 0,549;$$

$$R_N(x) = p^N = \left(\frac{h_h}{h_h + h_i} \right)^N = 0,482.$$

Иногда прибегают к приближенному соотношению (при больших N)

$$e^{-qN} \approx p^N,$$

но в нем предполагается $q = 1 - p$, чего нельзя сказать о λ и $(1 - p)$. Если все же допустить $\lambda \approx 1 - p$, тогда зачем еще записывать $\lambda \approx -\ln p$?

5. В отклике Я. А. Рипса используется [Л. 4]. Соответствующие ссылки, однако, отсутствуют.

6. Все прямые критические замечания А. Б. Барзама по моей статье касаются вопросов, не входивших в тему статьи.

В отклике говорится: «Создается впечатление, что категория «надежность срабатывания» и «надежность несрабатывания» недостаточно увязаны друг с другом, нечетко обоснована целесообразность учащенных проверок, остается неясным,

характеризует ли надежность защиты процент ее правильных действий».

Проблема совместного учета надежности срабатывания и надежности несрабатывания, выдвинутая А. М. Федосеевым, отмечается в [Л. 2]. В предмете обсуждаемой статьи она не входила. В последующем был найден критерий результирующей надежности, показанный в п. 1 настоящего ответа.

Влияние профилактических проверок на надежность защиты в статье вообще не рассматривалось. В выводах статьи лишь отмечается, что развитие разработанной модели позволяет учесть и проверки.

Процент правильных действий защиты в том виде, в каком он определяется в ежегодных статистических сводках, в обсуждаемой статье также не рассматривался. В ней упоминается процент правильных срабатываний от общего числа требований к срабатыванию, являющийся статистической оценкой величины $p \cdot 100\%$.

7. А. Б. Барзамом предложены искусственные, не имеющие физического основания методы выбора периода между профилактическими проверками. Это — естественное следствие применения критериев надежности защиты, оторванных от ее функционального назначения.

Первый способ состоит в том, что назначается нижний допустимый уровень вероятности $P(t)$ отсутствия отказов устройства в течение времени t . Время, соответствующее этому допустимому уровню при экспоненциальном законе потока отказов, и принимается за период проверок.

По второму способу период проверок принимается с некоторым запасом, меньшим средней наработки на отказ, определенной по экспоненциальному закону.

В программу полной проверки А. Б. Барзам включает наряду с ликвидацией внезапных отказов также «устранение изношенных элементов», иначе говоря — предупреждение постепенных отказов. Известно, что закономерности постепенных и внезапных отказов различны. Отсюда следует, что оптимальные периоды проверок с целью предупреждения постепенных отказов и проверок для контроля внезапных отказов в общем случае различны. По рассматриваемому же способу эти периоды оказываются принципиально равными между собой, так как исходным принят один экспоненциальный закон.

Выбор периода проверок по предлагаемым способам по существу произволен. Акт назначения допустимого значения $P(t)$ чисто волевой. Он базируется на общих интуитивных соображениях о последствиях неправильных действий защиты и износе оборудования при проверках. Но подобные субъективные соображения были всегда. И применение однозначной формулы перехода от произвольного значения $P(t)$ к $t_{\text{пров}}$ мало меняет существующее положение. Вопрос о привлечении теории надежности в технику релейной защиты поставлен как раз в связи с потребностью в современных количественных методах принятия решений. Эти методы во многих отраслях производства все больше вытесняют общие, так называемые «инженерные» соображения. При этом, однако, надо ясно сознавать, что эти методы не дадут *готовых решений*. Поскольку на каждом данном этапе нельзя количественно оценить все факторы, необходимо для принятия решения привлекать и здравый смысл. Но они дают объективное количественное основание для принятия решения [Л. 5]. Чем больше вес научных данных в сравнении с общими интуитивными оценками, тем обоснованнее решение.

Для выбора периода между проверками T_n с целью устранения *внезапных отказов* может быть использовано следующее выражение среднего суммарного ущерба за единицу времени:

$$Y = (1 - R) h_k \Delta y_0 + \frac{y_n}{T_n}, \quad (9)$$

где y_n — средний ущерб при одной проверке, включая затраты и ущерб из-за излишних отключений при проверках.

Величина R раскрывается по выражению (4) без третьего члена. Величины p и w , входящие в (4), зависят от периода проверок T_n и вероятности p_n (см. выше).

С уменьшением T_n первая составляющая Y при достаточной высокой p_n уменьшается, а вторая — растет. Оптимальное значение T_n соответствует минимуму Y .

Для практического использования этого метода, конечно, необходимо предварительно провести большую работу по оценке исходных данных. Однако, как показал опыт, анализ выражения (9) при варьировании исходных величин может дать основание для решений и при весьма ориентировочной оценке исходных данных или даже полной неопределенности некоторых из них. Объясняется это слабой в ряде случаев чувстви-

тельностью результата к постановке задачи. Кроме того, из рассматриваемого выражения могут быть получены некоторые общие положения, которых следует придерживаться при организации эксплуатации.

В способах, предлагаемых А. Б. Барзамом, совсем не учитывается интенсивность коротких замыканий. Между тем зависимость от нее оптимального расчетного периода проверок $T_{\text{п.опт}}$ выражена наиболее резко. Как показал анализ выражения (9), при весьма малой интенсивности коротких замыканий $T_{\text{п.опт}}$ относительно велик, так как выходной эффект защиты в единицу времени в этих случаях сравнительно мал и частые проверки неэкономичны. С ростом интенсивности коротких замыканий $T_{\text{п.опт}}$ сначала падает, а затем начинает возрастать. При больших значениях интенсивности коротких замыканий $T_{\text{п.опт}}$ может быть также очень большим, а начиная с некоторого значения интенсивности коротких замыканий, проверки с целью контроля внезапных отказов становятся вообще unnecessary. Объясняется это тем, что роль проверок снижается в условиях, когда часто происходят естественные проверки в виде коротких замыканий. (Сказанное, разумеется, не относится к проверкам, проводимым с целью предупреждения постепенных отказов.)

Заметим, что ссылка на [Л. 10] в отклике А. Б. Барзама несостоятельна. Хотя внешний вид кривой рис. 3 отклика и напоминает соответствующую кривую в [Л. 10], в последней по оси ординат откладывается не вероятность $P(t)$, а некоторый физический параметр, изменяющийся во времени из-за износа и старения. Нижний допустимый уровень этого параметра по предположению определяется сравнительно четко тем, что при меньших значениях параметра наступает отказ в функционировании.

Следует отметить, что общие соображения А. Б. Барзама об организации полных и частичных проверок представляют практический интерес.

8. Принятый в настоящее время критерий оценки работы релейной защиты, называемый процентом правильных действий, дает искаженное представление об эффективности и надежности защиты.

Недостаток этой величины, однако, не в том, что она зависит от интенсивности коротких замыканий (см. отклик А. Б. Барзама). Функционирование защиты происходит при коротких замыканиях, и поэтому связь надежности функционирования защиты с повреждаемостью основного оборудования принципиальна. Критерий по выражению (4) также улучшается с ростом повреждаемости в энергосистеме. Тем не менее именно он, как было показано в п. 1 настоящего ответа, является основной мерой результирующей надежности функционирования защиты. Дело в другом.

В проценте правильных действий число случаев излишних срабатываний учитывается слагаемым в знаменателе. Это завышает оценку надежности и неправильно отражает влияние на результирующую надежность излишних срабатываний. Поэтому получается, что при одном и том же числе случаев неправильных действий излишние срабатывания «выгоднее» отказов в срабатывании.

Излишние срабатывания являются причиной дополнительного ущерба и снижают отдаваемый эффект защиты. Поэтому в соответствии с выражением (1) число случаев излишних срабатываний должно быть отражено в числителе критерия со знаком минус.

Другой недостаток процента правильных действий состоит в том, что в нем нет правильного учета различия последствий излишних срабатываний и отказов в срабатывании.

9. Можно легко из выражения (5) показать, что в случае простейшего потока коротких замыканий средняя вероятность срабатывания при одном коротком замыкании p не зависит от времени T и равна среднему значению мгновенной готовности за период между проверками T_n , если это время T кратно T_n . Кроме того, как показали дальнейшие исследования, которые здесь нет возможности показывать, при предположении, что начало наблюдения равномерно распределено в первом промежутке между проверками, схема Бернулли сохраняется для одного комплекса защиты, если поток коротких замыканий простейший (см. отклик Ю. Б. Гука и М. А. Манова).

10. Величина, обозначенная в этом отклике через $R_N(x)$, строго говоря, не есть вероятность отсутствия отказа в срабатывании при последовательности N коротких замыканий. Это — вероятность отсутствия отказа в срабатывании в течение времени T , для которого математическое ожидание числа коротких замыканий равно N . Указанные вероятности в принципе не одинаковы. С увеличением N они сближаются.

В заключение автор обсуждаемой статьи выражает благодарность всем участникам дискуссии. Несмотря на расхождение взглядов, а может быть благодаря этому, все отклики способствуют развитию рассматриваемой темы.

Э. П. Смирнов

Литература

1. Ушаков И. А., Эффективность функционирования сложных систем, сб. «О надежности сложных технических систем», изд-во «Советское радио», 1966.

2. Смирнов Э. П., Подход к расчету надежности устройств релейной защиты, «Электричество», 1965, № 9.

3. Федосеев А. М., Основы релейной защиты, Госэнергоиздат, 1961.

4. Зубов В. И. и др., Математическая теория надежности информационно-логических управляющих устройств, изд. Ленинградского университета, 1966.

5. Чув Ю. В. и др. Основы исследования операций в военной технике, изд-во «Советское радио», 1965.



МЕЖВУЗОВСКАЯ КОНФЕРЕНЦИЯ ПО ПРИМЕНЕНИЮ ФИЗИЧЕСКОГО И МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

В Московском ордена Ленина энергетическом институте с 15 по 20 декабря 1968 г. состоится очередная пятая межвузовская конференция по применению физического и математического моделирования в различных областях техники. Проводится она под девизом: «Физическое и математическое моделирование как методы, расширяющие экспериментальные возможности исследователя, возможности проверки рабочих гипотез на эвристическом этапе изучения явления».

Перед участниками конференции стоит задача подвести итоги научных работ и обменяться опытом по наиболее важным направлениям, а именно: философские и общетеоретические вопросы моделирования; математические вопросы вероятностного и кибернетического моделирования; моделирование применительно к задачам механики, строительства и машиностроения; теория и практика организации экспериментов; аналоговое моделирование в различных отраслях техники; геоло-

гическое моделирование; применение методов теории подобия при решении технико-экономических задач; моделирование при решении электроэнергетических и электромеханических задач; моделирование и теория подобия при решении гидравлических и гидроэнергетических задач; использование теории подобия и моделирования при решении технологических и химических задач; моделирование при решении задач радиотехники и электроники; моделирование при решении задач теплоэнергетики; использование теории подобия и моделирования при решении биологических задач и различных задач естествознания.

Заявки на выступление с докладами принимаются Оргкомитетом до 1 октября, а доклады в подготовленном для печати виде — до 15 ноября 1967 г.

Адрес Оргкомитета: Москва, Е-250, Красноказарменная, 14, МЭИ, отдел научно-исследовательских работ.



РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, Б. Б. Воронежский, И. С. Ефремов, Л. А. Жекулин, Д. Г. Жимерин, А. М. Залесский, П. М. Ипатов, М. П. Костенко, В. С. Кулебакин, Л. Г. Мамиконянц (зам. главного редактора), Л. Р. Нейман, И. И. Петров, С. И. Рабинович, Д. В. Разевиг (главный редактор), А. М. Федосеев, М. Г. Чиликин, А. С. Шаталов.

Адрес редакции: Москва, Б. Черкасский пер., д. № 2/10. Телефон К 4-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

СОДЕРЖАНИЕ

Д. Т. Комаров — Развитие сельской электрификации СССР за 50 лет	1	Ю. А. Бахвалов, В. П. Гринченков, А. Г. Никитенко и Б. А. Образцов — Расчет процесса гашения поля электрических машин на аналоговых электронных вычислительных машинах	50
В. А. Веников, Ю. А. Астахов, Э. Н. Зуев и Д. Д. Карасев — Метод относительных единиц при решении некоторых технико-экономических задач энергетики	7	А. И. Бертинов, С. Р. Мизурин, В. А. Сериков и Р. Л. Геворкян — Энергетика процесса заряда конденсатора от генератора переменного тока через выпрямитель	54
И. Ф. Половой — Воздействующие перенапряжения и испытательные напряжения электрооборудования 110—220 кВ	12	М. Г. Чиликин, А. К. Аракелян и А. А. Афанасьев — Коммутация синхронной машины, питаемой через зависимый мостовой преобразователь частоты	61
В. В. Михайлов — Критериальное уравнение оптимального пролета ЛЭП	17	Г. Г. Гимоян — Работа выпрямителей на согласную э. д. с. и различные виды нагрузки	66
А. И. Якобс, С. И. Коструба и В. Т. Живаго — Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ	21	В. М. Щитова, Е. И. Слепушкин и Д. Я. Длугач — Анализ систем автоматического регулирования процесса электрохимической обработки материалов	71
М. Г. Коган — Поверхностный эффект в неравномерно нагретом ферромагнитном цилиндре	28		
В. В. Карасев и Л. В. Лейтес — Электромагнитные характеристики конструкционной стали на переменном токе и их применение в трансформаторостроении	32	СООБЩЕНИЯ	
О. И. Сисуненко, В. Л. Береза и В. В. Коваль — Использование электростатического поля для интенсификации охлаждения обмоток маслонаполненных электрических аппаратов	38	Т. С. Асташевская — К расчету магнитных систем с постоянными магнитами	79
М. А. Ерилов и В. Х. Хан — Об одном способе расчета магнитных полей в электрических машинах	41	ДИСКУССИИ	
Г. А. Сипайлов, В. В. Ивашин, А. В. Лоос и К. А. Хорьков — Получение больших электромагнитных энергий при совместной работе ударного генератора и конденсаторной батареи	46	Зависимость надежности релейной защиты от условий и надежности защищаемого элемента — Я. А. Рипс; А. Б. Барзам; Ю. Б. Гук; Н. А. Манов. Об особенностях техники надежности релейной защиты. (Ответ автора) — Э. П. Смирнов	81



CONTENTS

The Development of Rural Electrification in the Soviet Union for the Past 50 Years — D. T. Komarov	1	Operation of a Surge Generator and a Capacitor Bank — G. A. Sipailov, V. V. Ivashin, A. V. Loos, K. A. Horkov	46
Using Per Unit Quantities for Solving Certain Technical and Economic Problems in Power Engineering — V. A. Venikov, U. N. Astakhov, E. N. Zuev, D. D. Karasev	7	Calculating Field Damping Processes in Electrical Machines on an Analogue Computer — U. A. Bachvalov, V. P. Grinchenkov, A. G. Nikitenko, V. A. Obratsov	50
Imposed Overvoltages and the Test Voltages for Electrical Equipment 110—220 kV — I. F. Polovoy	12	Energy Relationships for the Process of Charging a Capacitor from an A. C. Generator Through a Rectifier — A. I. Bertinov, S. R. Mizurin, V. A. Serikov, P. L. Gevorkian	54
The Criterial Equation for the Optimum Span of a Transmission Line — V. V. Mikhailov	17	Switching a Synchronous Machine Fed Through a Dependent Bridge Type Frequency Converter — M. G. Chilikin, A. K. Arakelian, A. A. Afanasev	61
The Design of Complex Grounding Devices on a Digital Computer — A. I. Jacobs, S. I. Kostruba, V. T. Djivago	21	The Performance of Rectifiers with a Boosting E. M. F. and Different Types of Loads — G. G. Gimojan	66
Skin Effect in a Non-uniformly Heated Ferromagnetic Cylinder — M. G. Kogan	28	Analysis of Systems Automatically Controlling the Electrochemical Treatment of Materials — V. M. Schitova, E. I. Slepushkin, D. J. Dlugatch	71
The A. C. Electromagnetic Properties of Structural Steel and How They are Used in the Manufacture of Transformers — V. V. Karasev, L. V. Leites	33		
Using Electrostatic Fields for Intensive Cooling of Windings in Oil Filled Electrical Equipment — O. I. Sisunencko, V. L. Bereza, V. V. Koval	38	REPORTS	
A Method for Calculating Magnetic Fields in Electrical Machines — M. A. Ermilov, V. H. Han	41	On the Design of Magnetic Systems with Permanent Magnets — T. S. Astashevskaya	79
Obtaining Large Electromagnetic Energies from the Joint		DISCUSSION	81



УДК 621.311.63

Развитие сельской электрификации СССР за 50 лет.

Комаров Д. Т. «Электричество», 1967, № 8.

В статье излагается краткая история развития сельской электрификации СССР за 50 лет существования Советского государства.

Приводятся данные о строительстве первых сельских электростанций в 1919—1920 гг. Указывается, какое значение придавал В. И. Ленин развитию сельской энергетики. Выступая на митинге в д. Кашино на открытии сельской электростанции, В. И. Ленин указал: «... нам важно, чтобы вся страна была залита электрическим светом».

Выполняя заветы В. И. Ленина о сплошной электрификации, наша энергетика за 50 лет Советской власти достигла больших успехов.

К началу 1967 г. установленная мощность электростанций достигла 125 млн. кВт. В 1966 г. выработано 545 млрд. кВт·ч электроэнергии.

В результате проведенных работ по электрификации сельского хозяйства уровень охвата колхозов, пользующихся электроэнергией, достиг 97%, а совхозов — 99,5%, в том числе 79% получающих электроэнергию от государственных энергосистем. В Литовской, Молдавской, Латвийской, Армянской и Эстонской ССР, а также в ряде областей РСФСР и УССР завершена в основном электрификация всех колхозов и совхозов.

В статье говорится о принятых партией и правительством мерах по развитию электрификации сельского хозяйства в текущей пятилетке, а также о мерах, направленных на повышение экономичности сельских электроустановок и обеспечение надежного электроснабжения сельских потребителей. Таблиц 3.

УДК 621.316.90

Воздействующие перенапряжения и испытательные напряжения электрооборудования 110—220 кв.

Половой И. Ф. «Электричество», 1967, № 8.

Приводятся результаты оригинальных исследований грозовых и внутренних перенапряжений на подстанциях 110—220 кв. На основании этих исследований выдвигаются предложения о рациональном описании испытательных напряжений для трансформаторов 110—220 кв, предназначенных к установке на подстанциях с новыми типами выключателей. Таблиц 4. Иллюстраций 2. Библиографий 7.

УДК 621.314.4 : 338.4

Критериальное уравнение оптимального пролета ЛЭП.

Михайлов В. В. «Электричество», 1967, № 8.

Затраты на сооружение электрических сетей и ЛЭП составляют значительную долю суммарных затрат энергетического строительства, поэтому возможность удешевления представляет большой интерес.

Оптимальный пролет изменяется с изменением стоимостных показателей, условий прохождения трассы ЛЭП, используемых материалов, организации работ, используемых механизмов и т. п.

Громоздкость вычисления при описании пролета затрудняет анализ того, насколько принятый пролет соответствует оптимальному при конкретных условиях.

В работе получены универсальные критериальные зависимости, позволяющие легко определять оптимальный пролет для заданных условий. Таблица 1. Иллюстраций 2.

УДК 621.3.053 : 681.142

Расчет сложных заземляющих устройств с помощью ЭЦВМ.

Якобс А. И., Коструба С. И., Живаго В. Т., «Электричество», 1967, № 8.

Излагается алгоритм полного расчета электрических параметров сложных заземлителей в земле с двухслойной электрической структурой, анализ путей уменьшения «машинного» времени и описание программы для ЭЦВМ «Минск-22». Расчет электрических параметров сложного заземлителя (включая значения потенциала в 50 точках на поверхности земли) при сравнительно небольшой разнице в удельном сопротивлении слоев (1:5) занимает 20—40 мин.

По разработанной в ВИАЭСХ программе рассчитаны различные реальные и модельные заземлители. Установлено, что данные по расчетам, выполнившимся ранее различными ведущими проектными организациями, имеют погрешности, превышающие 100%. Данные расчета с помощью ЭЦВМ сопоставлены с результатами физического моделирования сложных заземлителей в большой электролитической ванне МЭИ (Е. Я. Рябокова и А. А. Воронина, «Электрические станции», 1965, № 11). Расхождения в значениях сопротивления растеканию и потенциалов в контрольных точках не превышают 5%.

Делается вывод о целесообразности пересмотра норм на электрические параметры заземляющих устройств. Таблиц 2. Иллюстраций 6. Библиографий 11.

УДК 621.365.511.013.24

Поверхностный эффект в неравномерно нагретом ферромагнитном цилиндре.

Коган М. Г. «Электричество», 1967, № 8.

Излагаются результаты исследования переменного электромагнитного поля в ферромагнитных металлах с учетом температурной зависимости магнитной восприимчивости и удельного электрического сопротивления. Решение получено в алгоритмической форме, приспособленной для расчетов на ЭЦВМ. При арифметизации задачи принята кусочно-линейная аппроксимация основной кривой намагничивания.

В качестве примера рассмотрено поле при индукционном нагреве цилиндра из углеродистой конструкционной стали. Получены кривые изменения напряженности магнитного поля, индукции и вектора Пойнтинга в режиме установившихся колебаний на разных расстояниях от поверхности при комнатной температуре вблизи точки Кюри и выше ее. Иллюстраций 2. Библиографий 4.

УДК 621.314.21.017.3 : 669.14.018.29

Электромагнитные характеристики конструкционной стали и их применение в трансформаторостроении.

Карасев В. В. и Лейтес Л. В.

«Электричество», 1967, № 8.

На кольцевых образцах диаметром 150/80 мм, толщиной 4 и 8 мм получены электромагнитные характеристики конструкционной стали марки Ст. 2 на переменном токе частотой 50 Гц, которые нужны для определения потерь в стальных деталях конструкции трансформаторов, электромашии и аппаратов.

Описаны методика исследования и аппаратура. После внесения поправок на неравномерность поля по радиусу колец и отличию температуры при измерениях в сильных полях от базисной (20°С) гарантирована точность определения основных параметров порядка 3%.

Приведен пример расчета потерь в прессующем кольце трансформатора при известном поле у его поверхности. Таблица 1. Иллюстраций 6. Библиографий 12.

УДК 621.319.7.048.82

Использование электростатического поля для интенсивности охлаждения обмоток маслонаполненных электрических аппаратов.

Сисуненко О. И., Береза В. Л., Коваль В. В. «Электричество», 1967, № 8.

В электростатическом поле у поверхности нагретой детали, охлаждаемой трансформаторным маслом, наблюдается интенсивное движение горячих слоев масла — электрическая конвекция, которая обусловлена резко нелинейной зависимостью удельного сопротивления трансформаторного масла от температуры, так как неоднородность удельного сопротивления масла в поверхностном слое около нагретой детали приводит к возникновению значительных градиентов напряженности электростатического поля, а это в свою очередь приводит к возникновению объемных усилий, действующих на горячие слои масла.

Выведены формулы для расчета этих сил. Показано, что при напряженности электрического поля $E=1$ кВ/мм величина объемных сил при электроконвекции на порядок превосходит величину объемных сил, действующих при гравитационной конвекции.

Сделан вывод о целесообразности использования электроконвекции для повышения нагрузочной способности трансформаторов и других маслонаполненных аппаратов. Таблица 1. Иллюстраций 5.

УДК 621.313 : 013

Об одном способе расчета магнитных полей в электрических машинах. Ермилов М. А.,

Хан В. Х. «Электричество», 1967, № 8.

Рассматривается комбинированный способ решения краевых задач применительно к сложным областям электрических машин. Способ базируется на принципе вероятных потоков, методах высшего анализа и математическом моделировании, которое облегчает процесс аппроксимации потенциальных функций на смежных границах областей поля и служит проверкой решения.

Приводится краткое сравнение и рассматриваются возможности применения других способов для решения задач поля в электрических машинах.

В приложении к статье дается пример расчета полей рассеяния в междуполосном пространстве бесконтактной синхронной машины с внутризамкнутым магнитным потоком и производится оценка точности расчетных формул и графиков. Иллюстраций 5. Библиографий 8.

УДК 621.373+621.319.4

Получение больших электромагнитных энергий при совместной работе ударного генератора и конденсаторной батареи. Сипайлов Г. А., Ивашин В. В., Лоос А. В., Хорьков К. А. «Электричество», 1967, № 8.

В статье даются выражения для токов и напряжений в элементах схемы и приводятся результаты анализа влияния параметров схемы на величину энергии, отдаваемой нагрузке.

Сущность описываемой схемы, предложенной авторами, состоит в сочетании ударного генератора с конденсаторной батареей, заряженной предварительно до некоторого напряжения. В начальном состоянии схемы все ее элементы электрически не связаны. В момент прохождения э. д. с. генератора через нулевое значение осуществляется включение генератора на конденсаторную батарею, причем полярность полуволны э. д. с. должна быть выбрана так, чтобы э. д. с. генератора и напряжение на конденсаторной батарее действовали согласно. Это ведет к возрастанию крутизны переднего фронта тока генератора, т. е. к ускоренному преобразованию кинетической энергии в электромагнитную.

Емкость перезаряжается. При напряжении на емкости, равном нулю, осуществляется подключение нагрузки к генератору и емкости. При этом часть тока генератора продолжает идти по емкости цепи, перезаряжая емкость, а часть тока ответвляется в нагрузку, поэтому в начальный период времени ток нагрузки плавно нарастает от своего нулевого значения.

Такая форма кривой тока является наиболее желательной для возбуждения управляющих магнитных полей ускорителей заряженных частиц. К моменту смены знака э. д. с. генератора, конденсаторная батарея передает в нагрузку всю запасенную в ней энергию, кроме того, в нагрузку передается часть энергии, запасенной в полях рассеяния генератора. Таблиц 4. Иллюстраций 3. Библиографий 3.

УДК 621.313 : 621.3.064.4

Расчет процесса гашения поля электрических машин на аналоговых вычислительных машинах. Бахвалов Ю. А., Гринченков В. И., Никитенко А. Г., Образцов В. А. «Электричество», 1967, № 8.

С помощью аналоговых вычислительных машин исследуется гашение поля синхронных и других крупных машин. Описываются принятые в статье способы математического представления различных условий и схем гашения поля.

Приведены некоторые конкретные результаты исследований гашения поля при неустойчивых режимах короткого замыкания машин. Таблиц 2. Иллюстраций 6. Библиографий 8.

УДК 621.313.322 : 621.319.4

Энергетика процесса заряда конденсатора от генератора переменного тока через выпрямитель. Бертинов А. И., Мизорин С. Р., Сериков В. А., Геворкян Р. Л. «Электричество», 1967, № 8.

Рассматриваются соотношения для к. п. д. процесса заряда применительно к частичному к. п. д. генератора, определяющему потери в меди якоря, а также потери в выпрямителе и проводах при их учете.

Для генерирования мощных кратковременных импульсов электроэнергии в ряде систем используют разряд заряженного конденсатора. При этом важным параметром установки является к. п. д. зарядного контура.

В зависимости от назначения установки частота следования разрядных импульсов может быть от долей герца до нескольких сотен герц. Для систем с высокой частотой следования разрядных импульсов рационально применять систему резонансного заряда емкостного накопителя, и к. п. д. процесса заряда зависит от номера максимума разрядного напряжения на конденсаторе и добротности контура.

Для низкочастотных систем система заряда емкостного накопителя непосредственно на переменном токе нерациональна, так как имеет низкие энергетические показатели и большой относительный вес. Для низкочастотных систем рационально производить заряд емкостного накопителя на постоянном токе. При прочих равных условиях к. п. д. процесса заряда накопителя от трехфазного генератора переменного тока через выпрямитель всегда выше, чем в случае заряда от коллекторного генератора постоянного тока, и определяется относительным синхронным индуктивным сопротивлением. Таблица 1. Иллюстраций 6. Библиографий 3.

УДК 621.313.32 : 621.3.014.2

Коммутация синхронной машины, питаемой через зависимый мостовой преобразователь частоты. Чиликин М. Г., Аракелян А. К., Афанасьев А. А. «Электричество», 1967, № 8.

Рассматривается коммутация синхронного двигателя, питаемого через зависимый трехфазный мостовой преобразователь частоты; описывается физическая картина коммутации.

На основе уравнения равновесия напряжения короткозамкнутого контура и уравнений теории двух осей синхронной машины с использованием операторных коэффициентов дается выражение тока коммутации с учетом активных сопротивлений всех контуров синхронной машины.

Показаны основные особенности исследуемой системы в коммутационном режиме: перегрузочная способность по току в зависимости от углов опережения, пропускная способность преобразователя в зависимости от особенностей демпферной обмотки ротора, угла коммутации. Приводятся данные экспериментов, подтверждающие основные теоретические положения. Иллюстраций 5. Библиографий 3.

УДК 621.3.019.3

О законах распределения вероятностей наработки между отказами и времени восстановления бурового электрооборудования. Моцхохсин Б. И., Рипс Я. А. «Электричество», 1967, № 8.

Доказывается, что объем статистических данных о работе бурового оборудования весьма ограничен и недостаточен для построения законов распределения и определения критериев надежности. В этих условиях практически целесообразным методом оценки надежности является использование обоснованных гипотез о виде законов распределения наработки между отказами T_n и времени восстановления t_v . При этом задача оценки надежности сводится к оценке параметров законов распределения, что обычно легко реализуется.

Рассмотрение сущности явлений, происходящих при эксплуатации широкого класса устройств бурового электрооборудования, позволяет установить, что наиболее вероятными являются гипотезы об экспоненциальном законе распределения наработки между отказами и законе Эрланга для времени восстановления. Статистическая проверка этих гипотез производилась по данным эксплуатации электродвигателей, являющихся типовыми электромеханическими элементами систем электроприводов. Сравнение гистограмм с теоретическими кривыми распределений показало, что статистические данные хорошо выравниваются принятыми законами распределения. Количественная оценка степени их согласованности с помощью критерия согласия хи-квадрат дала уровень значимости в диапазоне 0,42—0,83. Эти результаты подтверждают, что для бурового электрооборудования в нормальном периоде эксплуатации распределение вероятностей наработки между отказами подчиняется экспоненциальному закону, а распределение вероятностей времени восстановления — закону Эрланга. Таблиц 2. Иллюстраций 4. Библиографий 2.

УДК 621.314.632 : 621.3.062

Работа выпрямителей на согласную э. д. с. и различные виды нагрузки. Гимоян Г. Г. «Электричество», 1967, № 8.

Исследована работа однофазно-мостовых выпрямителей на согласную э. д. с. и различные сочетания R , L , C и M в качестве нагрузки. Рассмотренные в статье схемы являются схемами замещения устройств автоматического управления, в которых полупроводниковый выпрямитель на выходе соединен с источником постоянного тока, а также устройств, в которых согласная э. д. с. вводится для смещения их вольт-амперных характеристик.

Методом линеаризации выводятся поправочные коэффициенты, позволяющие представить активный нелинейный двухполюсник, каким является выпрямитель с согласной э. д. с. для питающего источника, в виде пассивного линейного двухполюсника, к которому применимы методы расчета линейных цепей. Иллюстраций 8. Библиографий 4.

УДК 62.523:66.087

Анализ систем автоматического регулирования процесса электрохимической обработки материалов. Щитова В. М., Слепушкин Е. И., Длугач Д. Я. «Электричество», 1967, № 8.

Рассматриваются наиболее простые по техническому осуществлению системы принудительного регулирования с косвенным измерением длины промежутка. Получены выражения для анализа статических свойств. Оценены погрешности, вносимые линеаризацией уравнений объекта регулирования и пренебрежением напряжением поляризации. Показано, что по качеству отработки типовых возмущений и точности настройки на заданную длину промежутка лучшими системами являются системы с нерегулируемым задающим параметром, равным напряжению поляризации, и с компенсацией удельного сопротивления электролита. Одной из них является САР по напряжению промежутка — АРНП, а второй — САР двойного действия — АРПДД, работающая в функции тока и напряжения промежутка.

Недостатком системы АРПДД является сложность технического осуществления из-за необходимости использования изолированных щупов. Применение таких систем ограничено, так как по условиям технологии изготовления электрода со щупом в ряде случаев может быть невозможным.

Доказано, что во второй системе типа АРНП жесткость механических характеристик привода подачи электрода должна быть достаточно большой, но в 1,5—2 раза меньше, чем в случае постоянной подачи электрода. На основании анализа аналитических зависимостей и расчета динамических ошибок при отработке различных возмущений выдвигается требование необходимости конструирования механизмов с плавной подачей электрода. Таблиц 2. Иллюстраций 6. Библиографий 4.

УДК 621.318.2.001.24

К расчету магнитных систем с постоянными магнитами. Асташевская Т. С. «Электричество», 1967, № 8.

Рассматриваются два метода аналитической аппроксимации характеристик магнитных материалов. Рекомендуется для увеличения точности расчета магнитных систем с постоянными магнитами учитывать также влияние искусственного старения на свойства магнитных материалов. Иллюстраций 2. Библиографий 2.

ПОПРАВКА

В статье В. Н. Авраменко и Л. В. Цукерника
«Анализ при помощи ЭЦВМ электромеханических
переходных процессов в сложной энергосистеме
с учетом полных уравнений Горева — Парка»
(«Электричество», 1967, № 4) допущены опечатки.

№ стр.	Напечатано	Следует читать
Стр. 9, равенство (6):		
в числителе	x''_d	x'_d
во второй скобке знаменателя	x'_d	x'_{1d}
Стр. 12, рис. 4:		
правый рисунок, вторая кривая снизу	ψ_{1d}	ψ_{1q}

ПРОДОЛЖАЕТСЯ ПОДПИСКА на ЖУРНАЛЫ

издательства „ЭНЕРГИЯ“



на 1967 г.

„ЭЛЕКТРИЧЕСТВО“

Научно-технический журнал.
Орган Академии наук СССР,
Государственного комитета
Совета Министров СССР
по науке и технике
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 87-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

„ЭЛЕКТРИЧЕСКИЕ СТАНЦИИ“

Производственно-технический журнал.
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 38-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

„ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВО ЗА РУБЕЖОМ“

[Приложение к журналу
„Электрические станции“]
Производственно-технический журнал.
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 12-й 6 номеров в год

Подписная цена:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 40 коп.

„ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА“

Научно-технический журнал.
Орган Академии наук СССР,
Государственного комитета
Совета Министров СССР
по науке и технике
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 14-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 9 р. 60 к.,
на 6 мес. — 4 р. 80 к.
Цена одного номера 80 коп.

„ЭНЕРГЕТИК“

Ежемесячный
производственно-массовый журнал
Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Центрального комитета профсоюза
рабочих электростанций
и электротехнической промышленности

Год издания 15-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 2 р. 40 к.,
на 6 мес. — 1 р. 20 к.
Цена одного номера 20 коп.

„ПРОМЫШЛЕННАЯ ЭНЕРГЕТИКА“

Производственно-технический журнал.
Орган Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 22-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 4 р. 80 к.,
на 6 мес. — 2 р. 40 к.
Цена одного номера 40 коп.

„СВЕТОТЕХНИКА“

Научно-технический
и производственный журнал.
Орган Министерства
электротехнической промышленности
СССР и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 13-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 3 р. 60 к.,
на 6 мес. — 1 р. 80 к.
Цена одного номера 30 коп.

„ЭЛЕКТРОТЕХНИКА“

Научно-технический журнал
Министерства электротехнической
промышленности СССР
и Центрального правления
Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 38-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 8 р. 40 к.,
на 6 мес. — 4 р. 20 к.
Цена одного номера 70 коп.

„ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО“

Ежемесячный научно-технический
и производственный журнал
Министерства энергетики
и электрификации СССР
и Научно-технического общества
энергетической промышленности

Год издания 37-й 12 номеров в год

Подписная цена:
на год — 7 р. 20 к.,
на 6 мес. — 3 р. 60 к.
Цена одного номера 60 коп.

Произвести подписку на журналы можно у общественных распространителей печати, в пунктах подписки «Союзпечать» по месту работы и учебы, в агентствах «Союзпечати», а также в любом почтамте и отделении связи.