

# ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

1970



ИЗДАТЕЛЬСТВО «ЭНЕРГИЯ»

3

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

*К 100-летию со дня рождения В. И. Ленина*

УДК 621.311.65.011.56(47)

## Противоаварийная автоматика в энергосистемах СССР

Кандидаты техн. наук Е. Д. ЗЕЙЛИДЗОН, Я. Н. ЛУГИНСКИЙ,  
доктор техн. наук Л. Г. МАМИКОНЯНЦ, кандидаты техн. наук М. Г. ПОРТНОЙ,  
С. А. СОВАЛОВ и А. А. ХАЧАТУРОВ

*Москва*

Энергетика СССР, как и других промышленно развитых стран, развивается по пути непрерывного объединения на параллельную работу все большего количества электростанций. Создаются энергообъединения, включающие в себя районные энергосистемы и соответственно охватывающие значительно большие мощности и территории. На основе соединения объединенных энергосистем осуществляется переход к Единой энергосистеме.

Преимущества такого развития энергетики в отношении эффективности капиталовложений, экономичности работы и надежности электроснабжения общезвестны. В то же время при росте энергообъединений, в первую очередь из-за дальних и сильно нагруженных передач, возникает опасность возникновения цепочечных аварий с лавинообразным развитием. Повреждение, возникшее в какой-либо точке, может нарушить электроснабжение на большой территории с большим населением. Реальность такой угрозы была подтверждена известной аварией в ноябре 1965 г. в США, когда нарушилось электроснабжение районов с населением более 30 млн. чел. В связи с этим в последнее время возникали даже сомнения в возможности обеспечения надежной работы особо крупных энергообъединений, которые высказывались, в частности, на VII пленарной сессии Мировой энергетической конференции. Мнение советских энергетиков [Л. 1], подкрепленное как научными исследованиями и экспериментами, так и многолетним опытом эксплуатации, состоит в том, что имеется принципиальная возможность обеспечить

необходимую надежность и очень крупных энергообъединений даже в масштабах ЕЭС СССР, если наряду с рациональным построением и проектированием развития использовать надлежащие средства централизованно-ступенчатого диспетчерского управления и противоаварийной автоматики.

Широкое внедрение противоаварийной автоматики в энергосистемах СССР началось по инициативе и под руководством И. А. Сыромятникова около 30 лет назад [Л. 2—6]. Опыт ее многолетнего использования показывает, что значение такой автоматики по мере объединения энергосистем, роста их суммарной мощности, увеличения единичной мощности генераторов, трансформаторов и другого оборудования, а также включения в состав систем дальних электропередач все время возрастает. Переход к созданию Единой энергетической системы СССР ставит в области противоаварийной автоматики новые задачи, решение которых в настоящее время является весьма актуальным.

Современные энергосистемы могут работать экономично и надежно лишь при оснащении их средствами системной автоматики, поэтому они и проектируются уже как автоматизированные.

Противоаварийная автоматика как часть системной автоматики связана с вопросами, включающими анализ установившихся и переходных режимов в энергосистемах, определение элементов системы, на которые следует воздействовать для повышения устойчивости и надежности ее работы, и параметров режима (или других факторов), на которые могут реагировать автоматические устрой-

ства и, наконец, выбор структуры, принципа действия и конструкции этих устройств.

К числу устройств, обеспечивающих предотвращение системных аварий, относятся многие виды автоматики и релейной защиты энергосистем. В частности, велико в этом смысле значение быстродействующих автоматических регуляторов возбуждения. Все большую роль начинают играть и внедряемые в энергосистемы устройства ограничения перетоков мощности по слабым связям. Однако наибольшую ответственность за сокращение масштабов аварии и снижение тяжести ее последствий несут устройства, вступающие в работу непосредственно в момент возмущения и оказывающие направленное воздействие на режим и схему работы энергосистемы с целью быстрого возврата к нормальным условиям.

Противоаварийная автоматика создается в энергосистемах на основе анализа процессов в системе, изучения аварий и разработки противоаварийных мероприятий. По мере роста систем, изменения их схем и режимов возникает необходимость перестройки, изменения функций или замены значительной части автоматики, а также создания новых ее видов. При этом следует иметь в виду, что выбор отдельных видов автоматики и требования к ним сильно зависят от конкретных условий работы энергосистем на том или ином этапе их развития. Одни и те же устройства в различных условиях могут оказаться либо недостаточно совершенными, либо излишне сложными.

Все средства противоаварийной автоматики могут быть разделены на два больших класса: устройства общего типа, устанавливаемые во всех энергосистемах в обязательном порядке (без специального обоснования), а также устройства специально проектируемые для того или иного объекта зачастую на основе обширных исследовательских работ. В настоящее время в Советском Союзе проводится комплексное проектирование развития объединенных энергосистем, и в нем выделяется специальный этап, посвященный разработке соответствующих средств диспетчерского управления и оснащению энергообъединений автоматическими устройствами регулирования режима и устройствами противоаварийной режимной автоматики. Координация всех проводимых в эксплуатации мероприятий по повышению надежности и устойчивости энергообъединений, а также согласование перспективных решений по объектам системного значения осуществляются объединенными диспетчерскими управлениями (ОДУ). Исследования, разработки и проектирование ведутся, главным образом, институтами Минэнерго (ВНИИЭ, НИИПТ и Энергосетьпроект), а также других министерств (МЭИ, ВЭИ и др.). Общее направление работ осуществляется Главтехуправлением Минэнерго СССР, а в последнее время и недавно образованным ЦДУ ЕЭС СССР.

В целом по уровню разработок, массовости применения и эффективности противоаварийной автоматики энергосистемы СССР занимают лидирующее положение.

В настоящей статье, посвященной главным образом принципам построения и режимным требова-

ниям к автоматике, рассматриваются различные ее виды: как те, по которым уже накоплен большой опыт эксплуатации, так и те, которые на практике пока еще не применяются; излагаются также основные направления, по которым, по мнению авторов, должна развиваться эта отрасль техники.

**Автоматика общего типа.** В энергосистемах СССР устанавливается в обязательном порядке большое число устройств противоаварийной автоматики общего типа, к которым могут быть отнесены устройства автоматического повторного включения (АПВ) и автоматического ввода резерва (АРВ), автоматическая частотная разгрузка (АЧР) с частотным АПВ (ЧАПВ) и частотным пуском резервных агрегатов гидростанций, автоматическое регулирование и форсировка возбуждения и т. п. [Л. 2—9]. В общем комплексе мероприятий по повышению надежности работы и бесперебойности электроснабжения эта автоматика имеет весьма важное значение; анализ еще имеющих иногда место системных аварий показывает, что некоторые из них произошли или получили опасное развитие именно из-за недостаточного внимания к устройствам данного типа.

Одним из важнейших противоаварийных мероприятий, предотвращающих аварии с полным погашением электростанций, является АЧР. Ее внедрение в отечественных энергосистемах началось еще в довоенные годы, а за послевоенные годы все энергосистемы были оснащены устройствами АЧР. К концу 1968 г. в работе находилось около 3500 комплектов АЧР. Около 50% устройств АЧР дополнены ЧАПВ, что позволяет быстро восстанавливать питание части потребителей, если они отключаются действием АЧР.

Работа устройств АЧР в ряде случаев сочетается с частотным пуском гидрогенераторов или переводом их в генераторный режим из режима СК. Используя для включения генераторов в сеть метод самосинхронизации, удается за 40—50 сек ввести в действие имеющиеся резервы и способствовать подъему частоты.

Применяемая в настоящее время система автоматической разгрузки обладает [Л. 8] увеличенным числом очередей как по частоте (АЧР1), так и по времени (АЧРII) и является по существу самонастраивающейся, поскольку учитывает как вероятностный характер дефицитов генерирующей мощности в энергосистемах по величине и распространению, так и возможность быстрой мобилизации ее резервов.

Форсировка возбуждения синхронных генераторов и компенсаторов (а иногда и синхронных двигателей) применяется в отечественных энергосистемах, начиная с конца 30-х годов по инициативе И. А. Сыромятникова, и ее значение для поддержания устойчивости и обеспечения самозапуска электродвигателей собственных нужд после коротких замыканий трудно переоценить. В настоящее время устройства форсировки встраиваются непосредственно в автоматические регуляторы возбуждения, образуя груботочную систему, обладающую необходимым быстродействием и хорошими статическими характеристиками [Л. 10].

Большая эффективность форсировки в энергосистемах СССР обусловлена главным образом высокими значениями потолка возбуждения, принятыми для генераторов отечественного производства. В настоящее время среди электромашиностроителей имеются тенденции к снижению этих значений. Вместе с тем расчеты показывают, что для обеспечения быстрого восстановления напряжения после коротких замыканий и интенсивного затухания электромеханических переходных процессов необходимо сохранение потолка возбуждения не ниже двух при длительности форсировки не менее 20—30 сек, без чего требуемый уровень устойчивости электрических систем обеспечен быть не может.

Для достижения указанных выше целей большое значение имеют и динамические свойства систем возбуждения как при форсировке, так и при расфорсировке. Хорошими динамическими характеристиками обладает ионная система возбуждения, применяемая на крупнейших отечественных гидрогенераторах и ряде мощных турбогенераторов.

Применение АПВ и АВР позволяет значительно уменьшить количество полных разрывов линий электропередачи и длительных перерывов в энергоснабжении больших групп потребителей. Общее число устройств АПВ, установленных в настоящее время в энергосистемах Советского Союза, превышает 60 000, а вероятность успешного АПВ на линиях 20 кВ и выше составляет 65—80%.

Особое значение для предотвращения системных аварий имеют устройства автоматического повторного включения для восстановления синхронизма между разделившимися частями энергосистемы, для чего может применяться АПВ различных видов: несинхронное (НАПВ), с улавливанием синхронизма (АПВУС), быстродействующее (БАПВ), с самосинхронизацией (АПВС).

НАПВ, которое начали применять в энергосистемах СССР с 1954 г. [Л. 11 и 12], получило в последние годы большое распространение на тех линиях, где это допустимо и целесообразно. Его достоинством является возможность быстрого восстановления нормального режима, простота и высокая эффективность. При применении несинхронного АПВ ресинхронизация в большинстве случаев обеспечивается без применения каких-либо дополнительных устройств автоматики за счет действия регуляторов скорости агрегатов, автоматической разгрузки дефицитной части энергосистемы и ряда других факторов. По данным многолетних наблюдений ежегодно происходит 300—400 случаев работы таких устройств, установленных в основном на линиях 110—220 кВ, и лишь 1% из этих случаев заканчивается повторным разделением систем действием делительной автоматики или персонала.

Первые схемы АПВУС допускали включение только при малых разностях частот (до 0,3—0,5 гц), что существенно понижало эффективность повторного включения. В настоящее время получила распространение более современная схема, допускающая включение при разности частот до 2 гц. Эта схема может быть рекомендована в тех случаях, когда недопустимо или нежелательно применение НАПВ.

Другим способом обеспечения автоматического повторного включения без асинхронного хода является использование БАПВ, которое применяется на всех линиях, начиная со 110 кВ, но, как известно, требует быстродействующих выключателей, обеспечивающих бестоковую паузу порядка 0,3—0,4 сек.

АПВ с самосинхронизацией применяется сравнительно редко, как правило, на ГЭС, не имеющих местной нагрузки и соединенных с системой короткой линией, когда НАПВ недопустимо, а АПВУС может оказаться неприемлемым из-за большой разности частот.

**Автоматика ограничения перетоков мощности.** При ведении режима объединенных энергосистем СССР проявляется характерная тенденция к наиболее полному использованию преимуществ параллельной работы энергосистем, что связано со значительной, а во многих случаях и предельно допустимой нагрузкой межсистемных связей. В этих условиях особое значение приобретает автоматика ограничения межсистемных перетоков, что является важнейшей функцией автоматических систем регулирования нормального режима энергообъединения. В связи с этим в комплексе работ по созданию автоматической системы регулирования частоты и мощности наиболее срочной и важной частью является регулирование (ограничение) перетоков мощности по основным межсистемным связям ЕЭС.

При этом следует отметить, что речь идет в данном случае о сравнительно медленных изменениях мощности по межсистемным связям, причем скорость изменения среднего значения обменной мощности и спектр частот ее колебаний таковы, что эти изменения и колебания могут быть подавлены существующими (главным образом интегральными) системами регулирования без существенного ускорения этих систем или повышения скорости реакции агрегатов. В то же время при отсутствии рассматриваемых устройств в практике эксплуатации приходится прибегать к таким чрезвычайным мерам, как отключение части генераторов электростанций или быстрое закрытие регулирующих клапанов паровых турбин, что естественно применять в качестве мероприятий II ступени разгрузки, но для I ступени является нежелательным.

**Автоматика разгрузки электропередач при набросах активной мощности.** Наброс активной мощности — характерный динамический переход, наиболее ощутимый на дальних и сильно нагруженных передачах и связанный обычно с отключением одной из параллельно работающих линий, сбросом местной нагрузки, возникновением дефицита генерирующей мощности в приемной энергосистеме и тому подобными явлениями.

Этот переход может произойти после тяжелого или легкого короткого замыкания, а в отдельных случаях и без него (в результате ложных действий защиты или персонала) — в любом случае избыточная кинетическая энергия, накопленная роторами агрегатов, может достигать очень больших значений и возникает задача ее гашения, обычная при поддержании динамической устойчивости. Кроме того, в современных условиях исходная нагрузка передач часто превышает статический предел передаваемой мощности в послеаварийном режиме, и тог-

да речь идет о восстановлении условий статической устойчивости [Л. 13].

Здесь следует отметить, что обеспечение надежной работы электропередач при набросах активной мощности имеет большое экономическое значение, так как позволяет свести к минимуму запас, принимаемый при проектировании передач и ведении их режима. До недавнего времени единственным практически используемым способом решения этой задачи являлось отключение части генераторов электростанций, особенно распространенное на ГЭС. Однако в последние годы к нему добавился способ аварийного регулирования паровых турбин, обеспечивающий быстрое изменение их мощности воздействием на обычную систему регулирования через специально установленный электрогидравлический преобразователь (ЭГП). Первые работы в этом направлении были начаты более 30-ти лет назад [Л. 14 и 15] и затем возобновлены после длительного перерыва в начале 50-х годов [Л. 16—18]. Большое значение для внедрения способа аварийного регулирования имела разработка и установка на агрегатах 300 Мвт электроприставок к системам регулирования [Л. 19]. В настоящее время практическая возможность использования этого способа была проверена при системных испытаниях на некоторых электростанциях [Л. 20 и 21], и хотя опыт применения таких устройств еще незначителен, можно отметить их большую перспективность и эффективность.

Способы воздействия на переходный процесс в энергосистеме при отключении части генераторов и аварийном регулировании турбин несколько отличаются друг от друга. В частности, в последнем случае гашение избыточной кинетической энергии производится путем кратковременного глубокого закрытия регулирующих клапанов, а восстановление условий статической устойчивости в послеаварийном режиме — выводом их после глубокого закрытия в положение, соответствующее пониженной мощности. В то же время, подходу к этим способам с точки зрения их свойств при выполнении команд противоаварийной автоматики, можно обнаружить между ними много общего.

Воздействие, оказываемое путем отключения части генераторов, является необратимым. Восстановление мощности турбины после глубокого ее уменьшения также происходит достаточно медленно, а для обеспечения нужного характера перехода должно еще более замедляться [Л. 22 и 23]. Поэтому автоматика, управляющая этими воздействиями, может быть практически весьма близкой и строится в настоящее время [Л. 23 и 30] на основе устройств программного типа, осуществляющих в зависимости от тяжести аварии и ряда других факторов некоторые заранее намеченные операции (изменение схемы системы, отключение определенного числа генераторов или подачу на турбину импульса заранее установленной амплитуды и длительности).

Для выявительных органов автоматики рассматриваемого типа обязательным условием является учет исходной мощности передачи и факта изменения ее схемы (разрыва отдельных участков, отключения промежуточных присоединений и т. п.), уста-

навливаемого обычно по положению выходных реле защиты или блок-контактов выключателей. Во многих случаях к этому добавляется также учет значения сброса мощности при коротком замыкании или глубины посадки напряжения прямой последовательности. Возможно использование и других величин, как, например, угла передачи, тока в послеаварийном режиме и т. п. Однако автоматика, построенная на этих величинах, будет принципиально более медленной, чем описанная выше, что может привести к увеличению требуемого объема разгрузки.

Для фиксации разрывов передач в точках, удаленных от шин станции, все более широкое применение находят устройства телепередачи дискретных сигналов автоматики типа ВЧТО [Л. 13 и 24]. Эти же устройства используются и для контроля состояния промежуточных присоединений, причем в последнем случае сигнал об отключении должен подаваться только в том случае, если нагрузка присоединения достаточно велика [Л. 25].

Для выбора уставок выявительных органов автоматики и определения необходимой интенсивности воздействия при авариях в сложных энергосистемах требуется обычно проведение большого объема расчетов, выполняемых с помощью аналоговых и цифровых вычислительных машин или исследований на электродинамических моделях.

Эффективность способа отключения части агрегатов особенно велика при большой мощности приемной энергосистемы. Если же эта мощность мала, то для достижения ощутимого результата может потребоваться отключение столь большого количества агрегатов, что произойдет глубокая посадка частоты [Л. 26 и 27]. Поэтому здесь надо изыскивать дополнительные меры для гашения избыточной кинетической энергии, не влияющие на уровень мощности, передаваемой в послеаварийном режиме, как например, электрическое торможение [Л. 28 и 29].

Что же касается способа аварийного регулирования паровых турбин, то здесь время восстановления нагрузки измеряется секундами, что позволяет применять достаточно глубокое начальное закрытие, обеспечивающее существенное повышение предела динамической устойчивости. В то же время появляется возможность осуществить длительную разгрузку электропередач на 30—40% от номинальной мощности агрегатов (в зависимости от типа котлов и вида топлива), что является достаточным для большинства практически важных случаев.

Автоматика разгрузки электропередач при набросах активной мощности оказывает интенсивное воздействие на ход процесса в энергосистеме и предназначается, как правило, для сохранения синхронной динамической устойчивости при всех расчетных авариях. Если же тяжесть аварии увеличилась (например, за счет отказа основных защит или неисправности выключателя) и возник асинхронный ход, то она оказывает благоприятное влияние на ускорение ресинхронизации. Особенно это относится к аварийному регулированию паровых турбин; в этом случае восстановление синхронизма можно обычно обеспечить на первых 2—3-х проворотах.

**Автоматика прекращения асинхронного хода и восстановления синхронизма.** Опыт эксплуатации энергосистем показал возможность и целесообразность сохранения электрической связи между выпавшими из синхронизма частями системы, если при этом не возникают режимы, опасные для оборудования или нежелательные для потребителей. В этом случае для облегчения ресинхронизации используется специальная автоматика, которая выполняется обычно с действием на электродвигатели механизмов управления турбин (МИСВ), причем в избыточной части это действие должно быть направлено на снижение частоты, а в дефицитной — на ее повышение.

В процессе «подгонки частоты» во время асинхронного хода большую роль могут сыграть устройства АЧР и другие устройства для разгрузки дефицитной части системы, действие которых целесообразно ускорять путем учета скорости изменения частоты или когда это возможно с помощью прямых сигналов о возникновении дефицита.

Если по условиям работы оборудования или потребителей длительный асинхронный ход недопустим, а автоматика ресинхронизации отсутствует или неэффективна, то применяется делительная автоматика с выдержкой времени на случай возможной самопроизвольной ресинхронизации. Такая автоматика выполняется либо со счетчиком цикла, либо с непосредственным контролем длительности асинхронного хода, причем выдержка времени для системы с тепловой электростанцией обычно не превышает 10—15 сек, а для системы с гидроэлектростанцией — 15—20 сек. И, наконец, в тех случаях, когда асинхронный ход недопустим совершенно (например, из-за промежуточных нагрузок), применяются устройства мгновенного действия.

Следует отметить, что при возникновении в энергосистемах многочастотного асинхронного хода условия ресинхронизации оказываются более тяжелыми, что может привести к затяжному асинхронному режиму. В этих условиях делительная автоматика должна разделить систему таким образом, чтобы в каждой из ее частей было не больше двух частот, так как в двухмашинной схеме ресинхронизация в большинстве случаев обеспечивается за счет действия устройств автоматики общего типа.

Выявительные органы автоматики ресинхронизации и делительной автоматики, устанавливающие начало асинхронного хода с выдержкой времени, отличаются большим разнообразием: применяются устройства, реагирующие на периодическое изменение тока, напряжения или на совместное изменение той и другой величины, на изменение знака активной мощности, на изменение угла и т. д.

В автоматике мгновенного действия обычно используются выявительные органы, реагирующие на два признака начала асинхронного хода — увеличение тока и понижение напряжения. В отдельных случаях применяются и простейшие выявительные органы, реагирующие на одновременное повышение тока в трех фазах линии, недостатком которых является их неселективность, вызванная трудностями отстройки от токов при трехфазных коротких

замыканиях, аварийных перегрузках и значительных синхронных качаниях.

Создание селективной автоматики мгновенного действия, реагирующей на начало асинхронного хода, является еще не решенной задачей, требующей применения более совершенной аппаратуры. В настоящее время ведется интенсивная проработка способов ее решения.

В некоторых случаях для предотвращения недопустимого асинхронного хода применяется автоматика предупреждающего действия, осуществляющая деление по признакам аварии, которая должна привести к асинхронному ходу. Примером могут служить устройства, действующие по признаку отключения мощной связи на мгновенное отключение слабой шунтирующей связи (нарушение устойчивости которой неизбежно, а ресинхронизация невозможна или асинхронный ход недопустим даже кратковременно). При этом следует иметь в виду, что для слабых связей с промежуточными присоединениями в ряде случаев предельно допустимые режимы ограничиваются не условиями статической устойчивости, а токовой нагрузкой линий и оборудования или снижением напряжения на промежуточных присоединениях.

В заключение отметим, что в ряде энергосистем нашли применение еще два вида делительной автоматики. Один из них предназначен для отключения части энергосистемы с тепловыми электростанциями от мощных ГЭС при опасном повышении частоты, вызванном большими сбросами нагрузки; второй — для отключения холостых линий электропередачи при опасном повышении напряжения на шинных станциях.

**Комплексные устройства противоаварийной автоматики и перспективы ее развития.** Внедрением противоаварийной автоматики дальних электропередач, основных межсистемных связей и других важных частей систем реализуется частичная автоматизация функций оперативного персонала по предотвращению и ликвидации аварий, чем значительно повышается надежность работы объединения.

Ответственные задачи, выполняемые противоаварийной автоматикой в энергосистемах, заставляют предъявлять к ней весьма жесткие требования. Среди них — требование большой надежности, что в ряде случаев приводит к необходимости взаимного резервирования отдельных видов автоматики и создания дублирующих друг друга устройств, реагирующих на различные проявления одного и того же нарушения схемы и режима. Вместе с тем эти устройства должны обладать и определенной селективностью, поскольку отсутствие ее, т. е. неспособность выбирать среди многих возмущений только те, которые опасны в смысле нарушения нормального режима работы энергосистемы, приведет к слишком частому срабатыванию автоматики, что помимо эксплуатационных неудобств может также оказаться нежелательным для оборудования, а в некоторых случаях и вызвать недоотпуск электроэнергии потребителям. И, наконец, в некоторых случаях к данным устройствам предъявляются требования точности действия, так как излишняя интенсивность воздействия может иногда привести

к противоположному результату и усугубить последствия аварии.

Эксплуатационные показатели существующих устройств противоаварийной автоматики не полностью удовлетворяют требованиям, предъявляемым к устройствам столь ответственного назначения. Это вызвано тем, что для выполнения противоаварийной автоматики до сих пор применяется аппаратура, предназначенная в основном для релейной защиты и не приспособленная к специфическим требованиям противоаварийной автоматики, поэтому реализованные на ней устройства являются громоздкими и не всегда оптимальными по своим характеристикам. В настоящее время рядом научно-исследовательских институтов по техническим требованиям Энергосетьпроекта, ОДУ ЕЭС или в инициативном порядке проводится разработка новых, более совершенных устройств противоаварийной режимной автоматики, основанных на современных элементах автоматики и вычислительной техники. Одним из научно-исследовательских институтов разработан комплекс аппаратуры на основе датчика мощности, позволяющий создавать ряд отсутствующих в настоящее время органов противоаварийной автоматики.

Отрицательной стороной существующей автоматики является то обстоятельство, что поставленные перед ней задачи до последнего времени решались в большинстве случаев отдельными, слабо связанными между собой устройствами. Между тем, информация, используемая этими устройствами, и их выходные воздействия во многих случаях совпадают. В перспективе можно рассматривать возможность создания на основе достижений вычислительной и управляющей техники устройств, централизованных для всей энергосистемы или отдельных ее частей (по иерархическому принципу) и осуществляющих согласование всей необходимой информации и всех нужных воздействий. Однако на ближайшее время такая задача слишком сложна, и ее приходится решать по частям, осуществляя разработку комплексных устройств автоматики для отдельных электростанций и подстанций. Комплексные устройства с развитой информационно-измерительной системой способны производить автоматический контроль схемы и режима электростанций и связанных с ней электропередач, более полно выявлять характер аварийных нарушений, используя совокупность факторов, и в соответствии с заложенной в устройство логической программой осуществлять оптимальные воздействия. Эти воздействия могут быть ступенчатыми и сопровождаться контролем выполнения управляющих команд и эффективности отдельных воздействий. Существенным требованием к комплексному устройству является необходимость фиксировать исходный доаварийный режим, ход аварийного процесса и реализацию управляющих команд [Л. 13 и 30].

Одним из наиболее перспективных способов построения выявительных и управляющих устройств противоаварийной автоматики для разгрузки электропередач является использование для определения интенсивности возмущения значения сброса активной мощности генераторов при аварии  $\Delta P$ , сопоставляемой с исходной нагрузкой  $P$  электро-

передачи  $P_0$ . Для простейшей (одно- или двухмашинной системы) могут быть построены границы динамической устойчивости в плоскости  $P_0$ — $\Delta P$  [Л. 22 и 30], которые, будучи заложенными в специальные комбинированные выявительные органы, обеспечивают лучшее приближение к сформулированным выше требованиям, чем отдельно взятое реле мощности.

Устройство противоаварийной автоматики, основанное на использовании граничных характеристик в плоскости  $P_0$ — $\Delta P$ , было разработано ВЭИ им. Ленина по заказу Волжской ГЭС им. XII съезда КПСС [Л. 30] и подготавливается в настоящее время к включению в опытную эксплуатацию. Характерной особенностью этого устройства является принятый способ обработки информации с помощью типовых бесконтактных логических элементов. Указанные элементы собраны в блоки, каждый из которых выполняет присвоенные ему функции и выполнен применительно к условиям работы данной гидроэлектростанции.

Помимо повышения надежности, достигнутого бесконтактной аппаратурой, здесь обеспечивается также существенное снижение габаритов автоматики. В то же время распространить однажды спроектированное устройство этого типа на другие объекты в данном случае оказывается практически невозможно, так как каждая из электростанций имеет свои характерные особенности, резко отражающиеся на структуре и схеме устройства.

Одним из возможных, разрабатываемых в настоящее время путей повышения приспособляемости автоматики к конкретным условиям ее применения, является использование в качестве основы для построения соответствующих устройств центрального программно-вычислительного блока (ЦПВБ). В состав этого блока входит полупостоянное запоминающее устройство, где с помощью перфокарт запоминается (надежным механическим путем) информация о положении границ динамической устойчивости и других величинах, необходимых для действия противоаварийной автоматики при данном доаварийном и послеаварийном состоянии сети. Для вызова этой информации используется так называемый код ситуации — многоразрядное двоичное число, образованное по сигналам о состоянии коммутационной аппаратуры и другим дискретным сигналам и представляющее собой как бы ячейки или ячейки, где хранится вся необходимая информация, относящаяся к данному состоянию.

С помощью набора цифрууправляемых сопротивлений коды, выбранные из памяти, могут определять положение границы динамической устойчивости и тем самым определять уставки описанного выше комбинированного органа при данной аварии. Кроме того, аналогичным образом могут быть поставлены в соответствие возникшей ситуации и другие полученные сигналы, дискретные и непрерывные.

Для обеспечения селективной и точной работы устройств автоматики программного действия требуется хранить в их памяти большой объем информации, получаемой при проведении предварительных расчетов. Следует, однако, отметить, что здесь возникают трудности, связанные как с самим полу-



чением этой информации, так и с ее классификацией и хранением.

Одним из средств преодоления этого затруднения является применение устройств с опережающим анализом хода процесса, осуществляемым с помощью математической модели. Такое управление (часто называемое также управлением с моделью) позволяет в принципе не только выявить потенциально неустойчивые переходы, но и выбрать для них оптимальный (или близкий к оптимальному) вариант управления.

Основу управляющего устройства такого типа [Л. 31] составляет математическая модель, воспринимающая исходные условия процесса и значение возмущения. Эта модель работает в резко ускоренном масштабе времени с тем, чтобы к моменту, когда требуется, чтобы устройство действовало, было бы проведено несколько расчетов переходного процесса и на их основании намечена оптимальная стратегия управления.

В 1968 г. во ВНИИЭ был собран и испытан макет такого устройства для выбора длительности импульса аварийного регулирования паровых турбин электростанции, работающей через линию электропередачи на мощную систему. Устройство в масштабе времени 1:100 осуществляло моделирование синхронного генератора в предположении постоянства  $E'$  при упрощенном моделировании паровой турбины (всего в составе модели было 12 операционных усилителей). Испытания этого устройства на электродинамической модели ВНИИЭ подтвердили его принципиальную работоспособность и возможность выбора длительности импульса непосредственно в ходе процесса управления. Каждый из расчетов переходного процесса занимал примерно 0,005 сек. В настоящее время ведется разработка устройств этого типа, которые будут работать в ускоренном в 1000 раз масштабе.

Возможны, по-видимому, и другие варианты совершенствования устройств противоаварийной автоматики. Следует, однако, отметить, что сложные условия работы противоаварийной автоматики и, в первую очередь, недостаток информации о работе отдаленных от данной станции или подстанции частей энергосистемы могут привести к тому, что, несмотря на сделанные усовершенствования, удовлетворить все поставленные выше требования одновременно не удастся. Опыт эксплуатации свидетельствует, что в этом случае приоритет, как правило, должен отдаваться надежности (безотказности), а в ряде случаев и точности действия. Что же касается объема получаемой информации, то резкое увеличение его для локальных устройств представляется нецелесообразным, поскольку наиболее полное использование этой информации может быть обеспечено только в пределах централизованной автоматизированной системы диспетчерского управления (АСДУ), созданию которой в настоящее время уделяется большое внимание.

В части противоаварийной автоматики эта система может рассматриваться как дальнейшее развитие идеи управления с моделью, причем на первом этапе ее создания она должна выполнять лишь функции советчика диспетчера, определяя запасы устойчивости, необходимые изменения режима и

уставок противоаварийной автоматики. Такие операции АСДУ должна выполнять по текущему режиму системы и на ближайшие часы по запросу диспетчера.

На последующих этапах создания АСДУ ее функции могут быть расширены в направлении автоматического изменения уставок противоаварийной автоматики или изменения режима (если с учетом имеющейся автоматики не обеспечиваются необходимые запасы устойчивости).

#### Литература

1. Веников В. А. и Мамиконянц Л. Г., Современные проблемы энергетических систем на VII пленарной сессии МИРЭК, «Энергохозяйство за рубежом», 1968, № 6.
2. Лебедев С. А. и Жданов П. С., Устойчивость параллельной работы электрических систем, Госэнергоиздат, 1934.
3. Сыромятников И. А., Опыт борьбы за повышение устойчивости системы Азэнерго, «Электрические станции», 1941, № 1.
4. Сыромятников И. А., Повышение устойчивости электрических систем и обеспечение надежности электроснабжения потребителей, «Электричество», 1946, № 6.
5. Барзам А. Б., Автоматическое повторное включение линий электропередач, «Электричество», 1939, № 4, 5.
6. Горнштейн В. М., Нарушение статической устойчивости отдельных электростанций относительно нагрузки (лавина напряжения), «Электрические станции», 1940, № 10, 11.
7. Соловьев И. И., Автоматизация энергетических систем, Госэнергоиздат, 1950.
8. Зейлидзон Е. Д., Автоматическая частотная разгрузка и частотное АПВ в энергообъединениях, сб. «Средства противоаварийной автоматики энергосистем», изд-во «Энергия», 1964.
9. Иносов В. Л. и Цукерник Л. В., Компаундирование и электромагнитный корректор напряжения синхронных генераторов, Госэнергоиздат, 1954.
10. Веников В. А. и др., Сильное регулирование возбуждения, Госэнергоиздат, 1963.
11. Мамиконянц Л. Г. и др., Несинхронное АПВ линий электропередачи с двухсторонним питанием, Информационные материалы ВНИИЭ № 37, Госэнергоиздат, 1959.
12. Мамиконянц Л. Г. и др., Обобщение опыта применения в энергосистемах асинхронных режимов, «Электричество», 1965, № 5.
13. Савалов С. А., Режимы работы линий электропередачи 400—500 кВ, изд-во «Энергия», 1967.
14. Веллер В. Н., Аварийный регулятор для турбины 50 000 кВт, сб. «Регулирование паровых турбин», ОНТИ, 1936.
15. Жданов П. С. и др., Аварийное регулирование на Сталинградской ГРЭС, «Электрические станции», 1937, № 6.
16. Горнштейн В. М., Некоторые возможности повышения устойчивости энергосистем со слабыми связями, «Электричество», 1955, № 5.
17. Мурганов Б. П., Регулирование паровых турбин в энергосистемах, «Теплоэнергетика», 1961, № 2.
18. Веников В. А. и др., Регулирование турбины как средство улучшения переходных процессов в электрических системах, «Электричество», 1967, № 2.
19. Герценберг Г. Р. и др., Электрическая часть системы регулирования скорости крупных паровых турбин, сб. «Доклады на II Всесоюзном совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР», изд-во «Энергия», 1969.
20. Мешков В. К. и Хачатуров А. А., Испытания по определению устойчивости параллельной работы Львовэнерго с энергосистемами социалистических стран Европы, «Электрические станции», 1969, № 9.
21. Беркович М. А. и др., Системные испытания аварийного регулирования мощности энергоблока 300 Мвт на Черепетской ГРЭС, сб. «Доклады на II Всесоюзном совещании по устойчивости и надежности энергосистем СССР», изд-во «Энергия», 1969.
22. Дорошенко Г. А. и др., К вопросу о возможностях и способах осуществления аварийного регулирования паровых турбин, Труды ВНИИЭ, вып. XXIX, изд-во «Энергия», 1967.



## В. И. Ленин и электрификация сельского хозяйства

Т. А. ТЕВОСЯН

Москва

*«...Мы Россию всю, и промышленную и земледельческую, сделаем электрической»<sup>1</sup>*

Немеркнущая сила ленинского предвидения уходит своими корнями в далекие истоки научного социализма. Еще на заре развития электротехники К. Маркс и Ф. Энгельс, предвидя большое будущее этой отрасли, предсказывали революционизирующее воздействие ее на развитие промышленности, сельского хозяйства, рост производительных сил и обострение противоречий производственных отношений при капитализме. В известном письме Э. Бернштейну, касаясь роли электрификации, Ф. Энгельс отмечал:

«... в действительности это колоссальная революция...» и далее в связи с открытием М. Депре способа передачи электроэнергии высоким напряжением на дальние расстояния и предвидя далеко идущие экономические и социальные последствия этого открытия, Ф. Энгельс приходит к выводу:

«... и если вначале оно будет полезно для городов, то в конце концов оно станет самым мощным рычагом для устранения противоположности между городом и деревней»<sup>2</sup>.

В. И. Ленин мог наблюдать и исследовать последующую, более зрелую, стадию развития электротехники и применения электроэнергии в различных отраслях промышленного и сельскохозяйственного производства, особенно в условиях капиталистического Запада. Он пылливо изучал все то новое, что появлялось в этой отрасли, подвергал

глубокому анализу взаимосвязь новых технических открытий с проистекающими от их применения социальными последствиями.

В самых ранних, дореволюционных трудах В. И. Ленина мы находим исследования и мысли, посвященные вопросам применения электроэнергии в сельскохозяйственном производстве, влияния электрификации на повышение производительности труда, условия жизни и судьбы мелкого крестьянства.

В статье «Капитализм в сельском хозяйстве» В. И. Ленин отмечает, что «... докапиталистическое однообразие сменилось все усиливающимся разнообразием, сопровождающимся техническим прогрессом всех отраслей сельского хозяйства. Создалось и стало быстро расти применение машин к сельскому хозяйству, применение пара; начинается применение электричества, которому, — как указывают специалисты, — суждено сыграть еще более крупную роль в этой отрасли производства, чем пар»<sup>3</sup>.

Конспектируя статью О. Прингсгейма «Сельскохозяйственная мануфактура и электрифицированное сельское хозяйство» (1901 г.) В. И. Ленин помечает: «Преимущества электрических машин:

- для доения;
- с.-х. подвозных железных дорог;
- молотилок;
- плугов и т. д. и т. д.»<sup>4</sup>.

<sup>1</sup> В. И. Ленин, Собр. соч., Изд. 4 (далее тоже), т. 35, стр. 370.

<sup>2</sup> К. Маркс и Ф. Энгельс, Собр. соч., Изд. 2, т. 35, стр. 374.

<sup>3</sup> В. И. Ленин, т. 4, стр. 98.

<sup>4</sup> Ленинский сборник, XXXI, Партиздат ЦК ВКП(б), 1938, стр. 73—75.

23. Иофьев Б. И., и др., Автоматическое управление мощностью паровых турбин с целью поддержания устойчивости энергосистем, «Электричество», 1969, № 2.

24. Скитальцев В. С., Аппаратура ТО-3, «Электрические станции», 1962, № 1.

25. Савалов С. А. и Веркович М. А., Противоаварийная автоматика электропередач 500 кВ, сб. «Средства противоаварийной автоматики энергосистем», изд-во «Энергия», 1964.

26. Лугинский Н. Н. и Тихонов Ю. А., Отключение части генераторов ГЭС для повышения устойчивости энергосистем, «Электричество», 1969, № 9.

27. Кашеев Л. А., Применение автоматического повторного включения, аварийной разгрузки и электрического торможения для повышения пропускной способности электропереда-

чи переменного тока 500 кВ, «Электрические станции», 1963, № 7.

28. Азарьев Д. И., Повышение пропускной способности электропередач, «Электричество», 1954, № 6.

29. Горнштейн В. М. и Лугинский Я. Н., Применение многократного электрического торможения и разгрузки агрегатов для повышения устойчивости энергосистем, «Электричество», 1962, № 7.

30. Карпов В. А. и др., Принципы построения устройств, выявляющих опасные динамические возмущения на электропередачах от мощных электростанций, «Электричество», 1968, № 10.

31. Дорошенко Г. А. и Лугинский Я. Н., Устройство для автоматического управления турбогенератором, Авторское свидетельство № 221421, «Бюллетень изобр.», 1969, № 21.



И далее: «Рост индустриализации деревни. Соединение промышленности с сельским хозяйством...

- сближение деревни с городом;
- введение более интеллигентных рабочих...»<sup>4</sup>.

В книге «Аграрный вопрос и «критики Маркса», полемизируя с Булгаковым, Герцем и другими В. И. Ленин отмечает, что последние в своем стремлении «... всячески ослабить значение сельскохозяйственных машин... забыли (или умышленно не пожелали) упомянуть о том новом техническом перевороте земледелия, который подготавливает электротехника»<sup>5</sup>.

В книге на основе большого статистического материала делается вывод о той гигантской победе крупного производства, которое будет означать «введение электротехники в земледелие».

Вместе с тем, анализируя данные германской переписи земледельческих хозяйств 1895 г., В. И. Ленин показывает, что в мелких хозяйствах, составляющих более трех четвертей всех хозяйств «— число случаев употребления каких бы то ни было сельскохозяйственных машин... совершенно ничтожно...» В то же время в крупном капиталистическом сельскохозяйственном производстве «... большинство хозяйств (3/4—9/10) употребляют машины и начинают складываться система машин...». И далее В. И. Ленин заключает: «Понятно отсюда, какие хозяйства подготавливают «электрическую» революцию и какие больше всего ей воспользуются»<sup>6</sup>.

Этот вывод о том, что при всей прогрессивности применения машин и электрической энергии в сельском хозяйстве выгодами от этого применения в условиях капиталистической системы смогут воспользоваться лишь крупные землевладельцы, В. И. Ленин подтверждает и развивает позднее в своей статье «О тезисах по аграрному вопросу Французской коммунистической партии» (1921 г.).

В ней В. И. Ленин отмечает: «... что, пока остается капитализм и частная собственность на средства производства, электрификация целой страны и ряда стран, во-первых, не может быть быстрой и планомерной; во-вторых, *не может быть произведена в пользу рабочих и крестьян*. При капитализме электрификация неминуемо поведет к усилению *гнета крупных банков* и над рабочими и *над крестьянами*». И лишь победа пролетариата, подчеркивает В. И. Ленин, даст возможность планомерной электрификации, от которой «*гигантски* выиграет особенно *мелкое крестьянство*»<sup>7</sup>.

После победы Великой Октябрьской социалистической революции перед молодой советской властью встала труднейшая задача:

«... В стране глубоко крестьянской, где индивидуальный, единоличный труд крестьянина господствует на 9/10, а вероятнее на 99%, где мы имеем 20 миллионов крестьянских хозяйств, мы хо-

тим поднять их и мы должны это во что бы то ни стало сделать»<sup>8</sup>.

Следовательно, вслед за ликвидацией крупных землевладельцев было необходимо осуществить коренные преобразования, обеспечивающие развитие советской деревни по социалистическому пути. В тяжелейших условиях гражданской войны, разрухи и голода В. И. Ленин руководит разработкой великой программы социалистического преобразования промышленности, транспорта и земледелия по единому, научно обоснованному плану.

Обосновывая необходимость разработки плана электрификации России, намечая его основные цели и направления или касаясь отдельных важнейших проблем, стоящих перед молодой страной Советов, В. И. Ленин особо выделяет вопросы земледелия и интересы многомиллионного крестьянства.

Берем ли мы ленинский «Набросок плана научно-технических работ» (апрель 1918 г.), где сказано о необходимости обратить особое внимание на «... применение электричества к земледелию»<sup>9</sup>, или письмо В. И. Ленина Г. М. Кржижановскому (январь 1920 г.), где сказано о необходимости увлечь массы «... ясной и яркой (вполне *научной* в основе) перспективой: за работу-де, и в 10—20 лет мы Россию всю, и промышленную и земледельческую, сделаем *электрической*»<sup>10</sup>.

Обращаемся ли к докладу В. И. Ленина на первой сессии ВЦИК VII созыва (февраль 1920 г.), где он говорит о предстоящем переходе к решению задач «... перевода всей России на высшую техническую базу, которая устранил рознь между городом и деревней и даст возможность полностью и решительно победить ту отсталость, ту раздробленность, распыленность, темноту деревенскую, которая является главной причиной всей косности, всей отсталости, всего угнетения до сих пор»<sup>11</sup>.

Или изучаем первоначальные наброски по аграрному вопросу (июнь, 1920 г.), где, говоря об условиях победы социализма над капитализмом и о реорганизации всей промышленности на началах крупного коллективного производства и новейшей (на электрификации всего хозяйства основанной) технической базы, В. И. Ленин указывает, что только это даст возможность радикально улучшить техническую и социальную помощь города отсталой и распыленной деревне в создании материальной основы «для громадного повышения производительности земледельческого и вообще сельскохозяйственного труда, побуждая тем мелких земледельцев силой примера и ради их собственной выгоды переходить к крупному, коллективному машинному земледелию»<sup>12</sup>.

В приведенных и во многих других высказываниях Ленина мы видим проявление особой заботы

<sup>8</sup> Ленинский сборник, XXXVI, Госполитиздат, 1959, стр. 151.

<sup>9</sup> В. И. Ленин, т. 27, стр. 288.

<sup>10</sup> В. И. Ленин, т. 35, стр. 370.

<sup>11</sup> В. И. Ленин, т. 30, стр. 311.

<sup>12</sup> В. И. Ленин, т. 31, стр. 138.

<sup>5</sup> В. И. Ленин, т. 5, стр. 123.

<sup>6</sup> В. И. Ленин, т. 5, стр. 124—129.

<sup>7</sup> В. И. Ленин, т. 33, стр. 112.

и беспокойства В. И. Ленина о судьбах крестьянства новой России. И как бы синтезом многих высказываний Ленина является его классическая формула

«Пути перехода к социалистическому земледелию.

[ мелкий крестьянин;  
колхозы;  
электрификация»<sup>13</sup>.

В этом небольшом абзаце из «Плана брошюры «О продовольственном налоге» всего лишь в нескольких словах, выражающих ленинские идеи о пути перехода мелкого крестьянства к социализму, заложена колоссальная программа коренных и последовательных социалистических преобразований в сельском хозяйстве.

Практической основой начала работы Комиссии ГОЭЛРО и директивой, определяющей направление ее работы, послужило постановление I сессии ВЦИК VII созыва (3 февраля 1920 г.), принятое по предложению В. И. Ленина. В нем наряду с оценкой большого значения электрификации для промышленности, транспорта и земледелия и удовлетворения культурных нужд населения сказано: «... в особенности же возможность для широких масс крестьянства Советской России воспользоваться осветительными и силовыми проводами электрической энергии для удовлетворения своих основных нужд и тем самым достигнуть могучего сдвига в приобщении деревни к культурным благам города и подъема крестьянского сельского хозяйства и крестьянских подсобных промыслов, ...»<sup>14</sup>. Созданная во исполнение этого постановления ВЦИК комиссия ГОЭЛРО учредила в своем составе секцию электрификации сельского и лесного хозяйств во главе с крупным ученым-электротехником Б. И. Угрюмовым. Секция в короткий срок провела значительную работу и дала свои предложения, вошедшие в план ГОЭЛРО в виде специального раздела: «Электрификация и сельское хозяйство». Подготовке предложений секции предшествовало всестороннее изучение материалов, характеризующих состояние развития сельского хозяйства России, а также ряда зарубежных стран. Были рассмотрены вопросы о земельном фонде и его использовании, урожайности и валовых сборах, потреблении зерна, мяса и других продуктов, внутренней и внешней торговли этими продуктами и др. Были проведены работы по районированию и экономической оценке природных условий различных областей, определены направления интенсификации, намечены районы и объекты первоочередной электрификации, потребность в электроэнергии, подготовлены и рассмотрены доклады: «Электрификация работ по осушительным мелиорациям», «Общие соображения об электрификации сельскохозяйственных и мелиоративных работ в орошаемых районах России», «Ближайшие задачи в области производства минеральных удобрений», «Поднятие земледелия на Севере как средство облегчить кризис про-

довольствия и транспорта», «Обзор сельского хозяйства Западной Сибири и возможность его электрификации», «О сельском хозяйстве Туркестана», «Опытное дело и электрификация», «Очерки по электрификации сельского хозяйства», а также специальный доклад «Экономические условия электрификации сельского хозяйства».

Основные выводы комиссии сводились к тому, что «Общая мировая конъюнктура требует интенсификации сельского хозяйства и электрификация есть тот мощный фактор, единственный, который эту интенсификацию может осуществить в государственном масштабе... наиболее совершенно»<sup>15</sup>.

Интенсификация и электрификация, насыщение сельского хозяйства машинами и другими техническими средствами связаны с затратами непосильными и неэффективными в условиях мелкого хозяйства. Лучшей и единственной формой, обеспечивающей подъем и социалистическое развитие сельского хозяйства на современной технической основе, является кооперативная система организации сельскохозяйственного производства.

Таким образом, комиссия крупнейших специалистов на основе объективного научного анализа пришла к выводам, предсказанным К. Марксом и Ф. Энгельсом и гениальным продолжателем их дела В. И. Лениным.

Определив пути интенсификации сельскохозяйственного производства, роль и наиболее эффективные направления (применения) электрической энергии (в первую очередь для механического привода и освещения), формы организации сельскохозяйственного производства, оптимальные размеры хозяйства, примерный перечень оборудования, нормативы потребной электрической мощности и энергии на единицу площади, а также другие технико-экономические показатели, авторы плана ГОЭЛРО установили примерную потребную общую мощность электростанций для нужд электрификации сельского хозяйства на уровне 1 млн. кВт без учета электропахоты и 5 млн. кВт с учетом последней.

Это были скромные цифры. Но какими недостижимыми они казались в те годы, если учесть, что к 1917 г. в России было всего лишь 88 сельских электростанций общей мощностью 1370 кВт и если для всего народного хозяйства по плану ГОЭЛРО намечалось за 10—15 лет ввести дополнительную мощность всего 1750 тыс. кВт.

Поэтому разработав методологию и оценив перспективы потребления электроэнергии в сельском хозяйстве, наметив основные направления и пути осуществления электрификации сельского хозяйства, комиссия ГОЭЛРО не ставила на первом этапе задачу широкой, и тем более сплошной электрификации. Комиссия реально оценивала те особые условия, которые должны быть созданы, и те трудности, которые придется преодолеть, прежде чем электрификация сельского хозяйства сумеет выйти на путь широкого развития. Эти условия и трудности не являлись чем-то непредвиденным и непреодолимым, они учитывались в материалах и до-

<sup>13</sup> В. И. Ленин, т. 32, стр. 299.

<sup>14</sup> Сб. «В. И. Ленин об электрификации», Госполитиздат, 1942, стр. 389.

<sup>15</sup> Энергетика народного хозяйства в плане ГОЭЛРО, изд-во «Экономика», 1966, стр. 99.

кладах ГОЭЛРО и сводились к тому, что в обстановке послевоенной разрухи, застоя в промышленности, транспорте, тяжелого финансового и продовольственного положения все силы и средства следовало направить на решение главных неотложных проблем и в первую очередь на восстановление и реконструкцию на новой технической основе тяжелой индустрии, транспорта, создание электроэнергетической базы для централизованного снабжения электроэнергией промышленности, транспорта крупных городов и населенных пунктов. Нужно было решить острейшие проблемы сельского хозяйства и обеспечения населения хлебом и продовольствием. Нужно было создать материальную базу для развития сельского хозяйства и воздействовать психологически на крестьянство «... с разумной последовательностью подводя его ко все более и более высоким типам обобществления сельскохозяйственного труда и высокому уровню сельскохозяйственной техники»<sup>16</sup>.

В. И. Ленин знал и предвидел трудности, связанные с коллективизацией и электрификацией, с переходом мелкого крестьянства к социализму. Выступая на X съезде РКП (б) В. И. Ленин нацеливал партию на десятилетия упорной, напряженной работы, необходимой для осуществления коренных социалистических преобразований в деревне. «Если кто-либо из коммунистов мечтал, что в три года можно переделать экономическую базу, экономические корни мелкого земледелия, то он, конечно, был фантазер»<sup>17</sup>.

Придавая огромное значение опытам и начинаниям в области организации коллективного ведения земледельческого хозяйства, В. И. Ленин указывал, что переработка навыков и психологии мелкого крестьянства «... есть дело, требующее поколений». Ускорить этот процесс «... может только материальная база, техника, применение тракторов и машин в земледелии в массовом масштабе, электрификация в массовом масштабе»<sup>18</sup>.

Время и жизнь подтвердили реальность ленинских планов и предсказаний. За истекшие годы, преодолев невероятные трудности и выстояв в тяжелых испытаниях, наша страна оказалась в состоянии «пересесть, выражаясь фигурально, с одной лошади на другую, именно, с лошади крестьянской, мужицкой, обнищавшей, с лошади экономий, рассчитанных на разоренную крестьянскую страну, — на лошадь... крупной машинной индустрии, электрификации, Волховстроя и т. д.»<sup>19</sup>. Советский Союз стал могучей индустриальной державой с высококоразвитым механизированным сельским хозяйством.

«Добровольное массовое объединение крестьян в коллективных хозяйствах, ликвидация кулачества — последнего эксплуататорского класса, организация совхозов знаменовали собой коренной социальный переворот в жизни крестьянства, привели

к созданию современного крупного сельскохозяйственного производства, изменившего весь уклад деревенской жизни. Коллективизация вывела деревню на социалистический путь развития, упрочила союз рабочего класса и крестьянства. Полувековой опыт социализма подтвердил правоту ленинской политики партии по социалистическому переустройству сельского хозяйства»<sup>20</sup>.

Основу социализма в деревне составляют теперь 36,2 тыс. колхозов и 13,4 тыс. совхозов вместо 23,7 млн. единоличных бедняцко-середняцких хозяйств, насчитывавшихся в 1927 г.

За годы, прошедшие после принятия ленинского плана ГОЭЛРО, опираясь на растущую мощь промышленности, крепнущий колхозно-совхозный строй и помощь государства, развивалась, постепенно наращивая темпы, и сельская электрификация.

Общий рост энергетических мощностей в сельском хозяйстве, в том числе рост электроустановок, наглядно характеризуется данными, приведенными в табл. 1.

По мере осуществления ленинского кооперативного плана — коллективизации единичных крестьянских хозяйств, развития совхозов, а также качественного изменения технической базы сельского хозяйства — возрастали роль и значение электрификации и соответственно масштабы этих работ. Значительный вклад в установление и развитие сельской электрификации, в строительство сельских электростанций, в создание местных энергосистем сыграли организации и специалисты сельского хозяйства.

Большое значение в развитии электрификации сельского хозяйства имели постановления Совета Министров СССР, принятые в 1953—1954 гг. Серьезные сдвиги в расширении объемов и ускорении темпов электрификации были достигнуты при осуществлении постановлений ЦК КПСС и Совета Министров СССР, принятых по вопросам электрификации сельского хозяйства в 1961—1969 гг. В указанных постановлениях наряду с заданиями по электрификации сельского хозяйства на 1961—1965 гг. и на 1966—1970 гг. предусматривались мероприятия по большой финансовой и материально-технической помощи, и по ряду важных организационных вопросов, среди которых такие, как сосредоточение сельского электросетевого строительства в системе Минэнерго СССР, передача в эту систему внешних электросетей колхозов и совхозов, создание и укрепление специальных подразделений в системе Минэнерго СССР, Минсельхоза СССР, В/О Союзсельхозтехника, улучшение организации проектирования, подготовки кадров и др.

Все это способствовало увеличению объемов и ускорению темпов работ по строительству электрических сетей и электрификации сельского хозяйства и успешному завершению большого и важного этапа (табл. 2).

Данные табл. 2 говорят о серьезных количественных и качественных изменениях в развитии

<sup>16</sup> План ГОЭЛРО, Госполитиздат, 1955, стр. 18.

<sup>17</sup> В. И. Ленин, т. 32, стр. 193.

<sup>18</sup> В. И. Ленин, т. 32, стр. 193—194.

<sup>19</sup> В. И. Ленин, т. 33, стр. 459.

<sup>20</sup> Постановление ЦК КПСС «О подготовке к 100-летию со дня рождения В. И. Ленина», газета «Известия», 10 авг. 1968 г.

Таблица 1

Электрические мощности сельского хозяйства на конец года, млн. л. с.	1916 г.	1940 г.	1950 г.	1960 г.	1965 г.	1968 г.	Удельный вес отдельных видов в общем итоге, %	
							1916 г.	1968 г.
Все энергетические мощности	23,9	47,5	62,3	155,9	236,6	280,2	100	100
Механические двигатели . . .	0,2	36,9	55,0	151,2	232,9	276,3	0,8	98,7
из них:								
тракторы (мощность двигателя) . . . . .	—	17,6	22,3	50,3	85,5	103,5	—	37,0
моторы комбайнов . . . . .	—	5,8	8,0	24,8	35,8	42,0	—	15,1
автомобили . . . . .	—	11,9	21,3	64,3	84,5	198,9	—	35,2
электроустановки <sup>1</sup> . . . . .	—	0,6	0,9	8,9	20,8	26,2	—	9,4
прочие механические двигатели . . . . .	0,2	1,0	2,5	2,9	6,5	5,7	0,8	2,0
Рабочий скот (в пересчете на механическую силу) . . . . .	23,7	10,6	7,3	4,7	3,7	3,9	99,2	1,3

<sup>1</sup> Сельские электростанции и потребительские трансформаторные подстанции, получающие энергию от несельских электростанций.

электроснабжения сельского хозяйства за истекшие годы. Они показывают, что электрификация колхозов и совхозов в основном завершена, а домов и дворов близка к завершению; протяженность сельских электросетей, особенно высокого напряжения, значительно возросла, что дало возможность довести электроэнергию, получаемую сельским хозяйством от наиболее надежных и экономичных источников — государственных энергосистем, до 84%.

Мелкие сельские теплоэлектростанции частично используются как резервные и передвижные и лишь в районах, удаленных от сетей энергосистем, являются основными источниками. Наиболее крупные сельские гидроэлектростанции и по сей день работают во многих районах страны.

Главной задачей сельской электрификации на данном этапе является использование электроэнергии для повышения производительности труда в сельскохозяйственном производстве, улучшения условий работы колхозников и работников сельскохозяйственных предприятий и организаций, а также для дальнейшего улучшения культурно-бытового обслуживания сельского населения. Итоги, достигнутые в этом направлении, характеризуются данными, приведенными в табл. 3.

В стране насчитываются сотни колхозов и совхозов с высоким уровнем электромеханизации. Потребляемая электроэнергия каждым из них во много раз превышает потребляемую электроэнергию в сельском хозяйстве всей дореволюционной России (1,2 млн. кВт·ч).

Так, в колхозе «Дружба народов» Красногвардейского района Украинской ССР потребление электроэнергии в 1968 г. превысило 12 млн. кВт·ч;

Таблица 2

Показатели развития электрификации сельского хозяйства	1960 г.	1965 г.	1966 г.	1967 г.	1968 г.
Электрифицировано на конец года, % (от общего числа хозяйств, дворов и домов):					
колхозов . . . . .	71	95	97	99	99,4
совхозов . . . . .	98	99	99,1	99,5	99,7
дворов колхозников . . . . .	43	74	80	86	90
домов рабочих и служащих совхозов . . . . .		83	86	90	93
Протяженность сельских линий электропередачи:					
всего, тыс. км . . . . .	829,1	1772,2	1970,41	2214,52	2450,7
в том числе:					
6—20 кв, тыс. км . . . . .	270,4	687,8	786,98	905,54	1015,53
0,4 кв, тыс. км . . . . .	558,7	1084,4	1183,43	1308,98	1435,17
Потреблено электроэнергии в сельском хозяйстве:					
всего, млрд. кВт·ч . . . . .	9,9	21,1	23,2	25,75	29,25
в том числе получено от энергосистем, млрд. кВт·ч . . . . .	4,2	14,4	16,9	20,49	24,51
удельный вес электроэнергии, полученной от энергосистем в общем потреблении электроэнергии сельским хозяйством, %	42,3	67,8	72,8	79,8	83,4

в колхозе им. Ленина Тираспольского района Молдавской ССР потреблено электроэнергии больше 6 млн. кВт·ч; в колхозе «Пролетарская воля» Ставропольского края — свыше 2,7 млн. кВт·ч. В каждом из них работают сотни различных машин с электрическим приводом.

Общее потребление электроэнергии в сельском хозяйстве составит в 1970 г. не менее 37—38 млрд. кВт·ч, т. е. достигнет уровня, соответствующего производству электроэнергии в целом по стране в 1937—1938 гг.

В тезисах ЦК КПСС «К 100-летию со дня рождения Владимира Ильича Ленина» указано: «Глубокие изменения происходят в сельском хозяйстве. Сельскохозяйственное производство приобретает все более индустриальный характер, растет его техническая оснащенность, осуществляется долгосрочная программа мелиорации, внедрения химии, подъема культуры земледелия и животноводства, экономически крепнут совхозы . . .» и далее «Рост материального производства на новейшей технической основе, значительное повышение про-

Таблица 3

изводительности труда способствует развитию обеих форм собственности в направлении создания единой коммунистической собственности, выравниванию культурно-бытовых условий жизни сельских и городских жителей, изменению характера труда, постепенному стиранию классовых различий. В этих глубоких преобразованиях, происходящих в жизни советского села, роль электрификации трудно переоценить. Здесь перед энергетиками, электрификаторами и электротехниками стоят большие задачи, первоочередными из которых в области электроснабжения сельского хозяйства являются: обеспечение выполнения заданий по строительству новых сельских электросетей напряжением 20 кВ и ниже и строго пропорциональное развитие питающих их сетей 35—110 кВ и районных подстанций.

Наряду с выполнением количественных заданий предстоит обратить особое внимание на качество и экономичность сооружаемых сетей, их долговечность и надежность. Кроме того, касаясь дальнейшей перспективы, следует иметь в виду, что характер и структура сетевого строительства будет коренным образом меняться, так как основная часть сетей будет сооружаться в уже электрифицированных районах для присоединения новых объектов и потребителей, а также для замены старых сетей и реконструкции существующих сетей (повышение пропускной способности, резервное питание и др.). Это повлечет за собой соответствующую перестройку организации работ в направлении, обеспечивающем полное и своевременное удовлетворение требований колхозов, совхозов и других сельхозпредприятий в части строительства и реконструкции сетей.

Серьезные мероприятия должны быть проведены для повышения технического и организационного уровней эксплуатации (ремонт, обслуживание, ликвидация аварий и т. п.) действующих сельских электросетей и обеспечения бесперебойного питания электроэнергией сельских потребителей, требования которых из года в год возрастают в связи с ростом электромеханизации и все более широким использованием электроэнергии в различных процессах сельскохозяйственного производства, не допускающих перерывов электроснабжения (птицефабрики, инкубаторы, электродойка и др.).

Еще более ответственные задачи предстоит решить в области использования электроэнергии. Разработанные в соответствии с поручениями мартовского (1965 г.) и октябрьского (1968 г.) Пленумов ЦК КПСС, научными организациями ВАСХНИЛ предложения по основным направлениям развития комплексной механизации и электрификации сельского хозяйства предусматривают на предстоящее десятилетие дальнейшую индустриализацию и интенсификацию сельскохозяйственного производства, повышение производительности труда и энерговооруженности.

Уровень комплексной механизации, базирующейся на широком применении электроэнергии, к концу предстоящего десятилетия намечается довести: на фермах крупного рогатого скота до 75%, в свиноводстве — 80%, птицеводстве — 90% и овцеводстве — 70%, в том числе водоснабжение будет

Показатели использования электроэнергии в сельскохозяйственном производстве и рост количества и мощностей электродвигателей	1960 г.	1965 г.	1966 г.	1967 г.	1968 г.
Всего потреблено электроэнергии в сельском хозяйстве, млрд. кВт·ч . . . .	9,9	21,1	23,2	25,75	29,25
в том числе:					
на производственные нужды, млрд. кВт·ч		14,08	15,64	17,3	20,0
Удельный вес потребления электроэнергии на производственные нужды в общем потреблении электроэнергии в сельском хозяйстве, % . . . . .		66,6	67,3	67,2	68,6
Количество электродвигателей в колхозах, тыс. . .	453	1 047	1 267	1 504	1 781
Их общая мощность, тыс. кВт . . . . .	2 742	6 096	7 242	8 513	9 903
Количество электродвигателей в совхозах, тыс. . . .	321	1 026	1 223	1 430	1 703
Их общая мощность, тыс. кВт . . . . .	1 629	5 410	6 298	7 290	8 657
Удельное потребление электроэнергии на одно хозяйство, пользующееся электроэнергией:					
на один колхоз:					
всего тыс. кВт·ч . .	133	229	245	270	314
в том числе на производственные нужды, тыс. кВт·ч . . . . .	71	129	139	157	186
на один совхоз:					
всего тыс. кВт·ч . .	309	623	636	680	738
в том числе на производственные нужды, тыс. кВт·ч . . . . .	275	437	447	473	516

механизировано на 100%, раздача кормов — 80—95%, доение — 90—95%.

В 1970—1980 гг. электроэнергия найдет широкое применение для электрического привода различных сельскохозяйственных машин, агрегатов и поточных линий. Это потребует значительного увеличения производства электродвигателей самых различных типов и мощностей, приспособленных для специфических условий сельскохозяйственного производства, укомплектованных пуско-регулирующей аппаратурой и устройствами для автоматического управления. Должны быть разработаны и внедрены новые системы машин, обеспечивающие комплексную электромеханизацию производственных процессов в животноводстве, растениеводстве, переработке и хранении продукции. Значительно возрастет применение электроэнергии для нужд ирригации и мелиорации. Будут продолжены испытания, а в ряде случаев электроэнергия найдет практическое применение в мобильных процессах сельскохозяйственного производства. Резко возрастет и расширится круг применения электроэнергии для бытовых, культурных и коммунальных нужд сельского населения.

В своей речи на III съезде колхозников в ноябре 1969 г. генеральный секретарь ЦК КПСС Л. И. Брежнев отметил, что «Одним из главных условий ускоренного развития сельского хозяйства является научно-технический прогресс в этой от-

расли. Техническое перевооружение сельского хозяйства — это забота не только тружеников села. В развитии производительных сил колхозов и совхозов неизмеримо возросла роль науки и промышленности... Поэтому требования к промышленности, работающей на нужды сельского хозяйства, должны быть значительно повышены». Это в полной мере относится и к электроэнергетической и электротехнической промышленности, к ее научно-исследовательским и производственным организациям, к специалистам и руководителям. За истекшие годы в результате реализации решений Партии и Правительства по вопросам сельской электрификации создана, окрепла и совершенствуется целая сеть организаций: научно-исследовательских, проектных, строительно-монтажных, эксплуатационных, промышленных, а также специальных подразделений в министерствах и ведомствах, обслуживающих нужды сельской электрификации. В них сосредоточена многотысячная армия специалистов. К ним, перекрывая десятилетия, обращались авторы ленинского плана ГОЭЛРО с призывом и надеждами:

«За нами придут другие люди, которые в более спокойное время с более совершенным запасом сил и средств смогут продолжить наш научный анализ, исправить наши ошибки и развернуть более широкие перспективы. Нам же приходилось работать в трудное время и мы с глубокой болью ощущаем те удары, которые направлялись против трудящихся нашей Родины со всех концов враждебного мира...

... Но нас воодушевляло горячее желание откликнуться по мере наших сил на то великое творчество новой жизни, провозвестником которого по воле судеб, явилась наша страна. Наша работа — только начало»<sup>21</sup>.

Нам, нынешнему поколению, выпала честь завершить в юбилейном ленинском году первый этап развития сельской электрификации, начатый в трудные двадцатые годы, начать следующий этап ее развития и внести свой достойный вклад в дело создания материально-технической базы нового, высшего общественного строя.

<sup>21</sup> План ГОЭЛРО, Госполитиздат, 1955, стр. 5—6.



УДК 621.315.668.1

## Применение деревянных опор на линиях электропередачи<sup>1</sup>

Доктор техн. наук В. В. БУРГСДОРФ, инж. В. В. ОВСЕЕНКО

и канд. техн. наук В. С. РАШКЕС

Москва

Вопросы строительства линий электропередачи на деревянных опорах приобрели в Советском Союзе дискуссионный характер, а протяженность линий, сооружаемых с деревянными опорами, снижается. Обратная картина наблюдается за рубежом, где использование дерева все расширяется, причем за последние годы деревянные опоры получают распространение на линиях 220—330 кВ.

В США на деревянных опорах построено около 80% высоковольтных сетей, в том числе 36% линий напряжением 110—250 кВ [Л. 1 и 2]. Деревянные опоры используются на 1/3 вдовь сооружаемых линий 345 кВ и были применены на опытно-промышленной линии 460 кВ длиной 20,8 км. [Л. 3]. На испытательных установках исследуются деревянные опоры при напряжениях 600 и 750 кВ. В Канаде на деревянных опорах сооружено 90% линий высокого напряжения, в том числе линии 360 кВ, первая из которых была введена в работу в 1957 г. [Л. 4]. Во Франции, где ресурсы древесины весьма ограничены и основными материалами для опор линий 35 кВ и выше являлись металл и железобетон, с 1955 г. после специальных исследований и испытаний начато строительство линий

35—220 кВ на деревянных опорах, особенно в районах с неблагоприятными климатическими и геологическими условиями (побережье морей, местности с большими гололедами, болота) [Л. 5 и 6].

Линии на деревянных опорах широко строили в Советском Союзе в довоенный период, однако за последние годы они стали вытесняться металлическими и особенно железобетонными. В настоящее время линии с деревянными опорами составляют 40% общей протяженности сетей 35—500 кВ. В период с 1959 по 1965 гг. протяженность линий 35 кВ и выше, сооружаемых на дереве, составила около 20% и за последние 2 года снизилась до 7—10%.

Основными преимуществами деревянных опор являются:

дешевизна дерева, как строительного материала, при высокой механической прочности;

конструктивность дерева, как строительного материала, и его хорошая обрабатываемость;

возможность создания простых и удобных в эксплуатации конструкций опор;

изоляционные качества дерева, которыми вообще не обладают металлические и железобетонные опоры;

высокая надежность деревянных опор, обладающих большой перегрузочной способностью, по-

<sup>1</sup> В порядке обсуждения.



сколько механическая прочность дерева обычно не используется в полной мере по конструктивным причинам.

Вместе с тем деревянные опоры имеют недостатки: небольшой срок службы древесины, если она плохо предохранена от загнивания, и сокращение пролетов по сравнению с линиями на металлических опорах из-за ограниченной длины деревянных столбов. Следует также учитывать некоторую сложность применяемых до сих пор анкерных опор линий 110 кВ и выше.

Широкому применению деревянных опор в СССР в настоящее время препятствует, в частности, недостаточное качество используемой древесины. По данным [Л. 7] использование некачественной древесины и железобетонных пасынков обуславливает до 40% негрозовых повреждений деревянных опор; кроме того, около 7% аварий вызывается плохой заделкой деревянных опор в грунте. Заметную долю негрозовых повреждений (9—14%) составляют возгорания опор, вызываемые протеканием по загрязненным изоляторам повышенных токов утечки либо пробоем изоляторов. Этими причинами обусловлена повышенная удельная аварийность отечественных линий с деревянными опорами, которая по данным статистики оказалась на 35—40% выше, чем средняя по линиям с металлическими и железобетонными опорами. Очевидно, устранение указанных недостатков, составляющих, примерно, половину всех повреждений, позволит резко снизить аварийность линий с деревянными опорами и довести их надежность до значений, близких к достигнутым ныне на металлических и железобетонных опорах. Это может быть достигнуто применением надлежащей пропитки древесины, обеспечивающей исправную работу деревянных опор в течение примерно 30 лет, а также переходом на непробиваемые опорные изоляторы, правильным выбором уровня изоляции по рабочему напряжению и использованием рассматриваемых ниже мер по предупреждению возгорания опор.

Нужно учесть, кроме того, что проведенное обследование железобетонных опор [Л. 8] выявило ряд дефектов, которые приведут к существенному сокращению срока их службы и увеличению аварийности.

Благодаря использованию электроизоляционных свойств дерева требования к грозозащите отечественных линий до 110 кВ включительно на деревянных опорах существенно облегчены по сравнению с линиями на металлических и железобетонных опорах. Будучи в большинстве случаев экономически обоснованным, это упрощение приводит, однако, к некоторому увеличению грозовой аварийности линий, связанному с щеплением деревянных опор, не защищенных тросом. По эксплуатационным данным аварийность, связанная с щеплением и разрушением деревянных опор, оценивается всего в 0,02 случая на 100 км в год.

На линиях с деревянными опорами, как уже отмечалось, длины пролетов несколько сокращены. В наибольшей степени это касается линий высших классов напряжений, однако, оно характерно и для линий 110—35 кВ, если ориентироваться на су-

ществующую практику заготовок в основном бревен длиной до 8,5 м. Недостаток бревен длиной 11—13 м и более объясняется не столько исчерпанием запасов длинномерного леса в некоторых районах (Карелия, Архангельская обл.), сколько недостаточной дифференциацией заготовительных цен на длинномерный и короткомерный лес. Как показывает расчет, повышение цен на длинные бревна на 10% окупается дополнительной экономией в стоимости сооружаемой линии.

С народнохозяйственной точки зрения важно не сокращение или увеличение пролета — определяющим является стоимость линии и расходы на ее эксплуатацию. По этим основным экономическим показателям линии с доброкачественными деревянными опорами во многих случаях имеют значительные преимущества, особенно при проводах небольших и средних сечений. Правильное решение вопросов использования деревянных опор имеет большое народнохозяйственное значение для Советского Союза, который занимает первое место в мире по ресурсам леса.

**Срок службы деревянных опор.** Обеспечение длительного срока эксплуатации деревянных опор является одним из основных условий их применения. Как известно, он ограничивается загниванием древесины, т. е. определяется качеством ее пропитки.

При соблюдении требований технологии средний срок службы деревянных опор, пропитанных креозотом, пентахлорфенолом в США, ФРГ, Франции, Швейцарии составляет 30—40 лет. Это достигается при расходе 175—225 кг креозота на один кубометр. Срок службы опор, пропитанных водорастворимыми антисептиками (донолитом, солями Бolidена, Вольмана и др.), меньше, чем маслянистыми, в среднем на 20%.

Приведенные цифры подтверждаются отечественным опытом эксплуатации довоенных опор из выдержанного леса с качественной пропиткой. Например, для линии Магнитогорск — Златоуст, запроектированной на 220 кВ, средний срок службы деталей опор равен 25—35 годам; в Донбассе хорошо пропитанные опоры работают 20—30 лет; в Латвэнерго опоры, пропитанные донолитом, — около 25 лет. Приведенные сроки службы можно считать приемлемыми; их небольшое отклонение от зарубежных объясняется принятым в СССР меньшим расходом креозота (90 кг/м³).

Вместе с тем совершенно неудовлетворительно работают отечественные линии с плохо пропитанной и непропитанной древесиной, срок службы которой сокращается до 8—10 и даже 5—6 лет [Л. 9 и 10]. Основными причинами плохого качества пропитки являются: использование леса высокой влажности (более 40% при предельной норме в 25%), применение некачественной древесины; нарушение технологии сушки; экономия креозота, в частности, путем его разбавления сланцевым маслом. Экономический ущерб от низкого качества пропитки иллюстрируется табл. 1, в которой стоимость сооружения деревянных опор при разном качестве пропитки сопоставлена с их средним сроком службы. Низкое качество пропитки обременяет эксплуатацию весьма трудоемкими и дорогими работами по

Таблица 1

Затраты и показатели эффективности	Непропитанная сосновая древесина	Заводская пропитка маслянистым антисептиком		Диффузионная пропитка	
		качественная	искаченная	донситом, осмолитом и т. п.	фтористым натрием на каменно-угольном лаке
Полная стоимость сооружения деревянных опор, руб/м <sup>3</sup> . . . .	34,1	47,7	47,7	39,8	39,9
В том числе:					
стоимость древесины	18,7	18,7	18,7	18,7	18,7
стоимость пропитки	—	13,6	13,6	5,7	5,8
стоимость монтажа линии . . . . .	15,4	15,4	15,4	15,4	15,4
срок службы древесины, лет . . . .	6	30	10	25	8
Удельные капитальные затраты, руб/м <sup>3</sup> год	5,7	1,6	4,8	1,6	5,0

смене древесины на работающих линиях и снижает надежность электроснабжения.

Выходом из создавшегося положения может явиться создание переходного запаса древесины на пропиточных заводах не менее 500 тыс. м<sup>3</sup> и строительство специальных цехов сушки древесины, первый из которых уже сооружен. Отметим, что стоимость пропиточных заводов с такими цехами в 2 раза меньше, чем аналогичных по производительности заводов железобетонных опор.

Значительный эффект на линиях с недостаточной либо давней пропиткой опор дает подпитка столбов на уровне земли, выполняемая в ходе эксплуатации [Л. 7]. Хотя эта работа является для эксплуатационного персонала дополнительной нагрузкой, она позволяет увеличить срок эксплуатации опор на 5—8 лет.

Особое положение занимает лиственница. Эффективные способы ее пропитки не разработаны, однако установлено, что лиственница зимней рубки с последующей воздушной сушкой, как правило, слабо подвержена гниению. По данным Иркутскэнерго, Сахалинэнерго, Якутэнерго и по результатам обследования линий связи в Красноярском крае, срок службы опор из лиственницы составляет 23—30 лет, что делает вполне рентабельным ее применение в линейном строительстве.

**Конструкции деревянных опор.** В современных деревянных опорах используются в основном одностоечные (до 110—132 кВ) и плоские П-образные (для линий 110 кВ и выше) конструкции. А- и АП-образные опоры применяются все реже. Основным недостатком АП-образной конструкции считается ее сложность.

Некоторые конструкции зарубежных деревянных опор представлены на рис. 1. Применение высокопрочных стержневых опорных изоляторов и длинных бревен позволило использовать одностоечные опоры на напряжение 132 кВ. Преимуществом таких опор является узкая полоса отчуждения, что удешевляет линии и позволяет строить их

в местах со стесненной трассой; недостатком их — значительное сокращение длины пролета.

Наиболее распространенными для линий 110 кВ и выше остаются по-прежнему опоры П-образного типа. Они позволяют применить провода большого сечения при горизонтальном расположении фаз, обеспечивающем наибольшую надежность линий в эксплуатации. Опоры с проводами больших сечений не рассчитываются на полное тяжение при обрыве. Допустимость такого подхода получила подтверждение многолетним опытом эксплуатации сотен тысяч километров линий во всех странах и принимается в основу проектирования повсеместно. Это способствовало использованию деревянных опор на линиях 220—330 кВ, причем их траверсы и подкосы часто делаются из пиленого леса (рис. 1, а). За рубежом, как в странах, имеющих собственную сырьевую базу (Канада, США, Швеция, Финляндия), так и импортирующих дерево (Англия, Франция) используется длинномерный

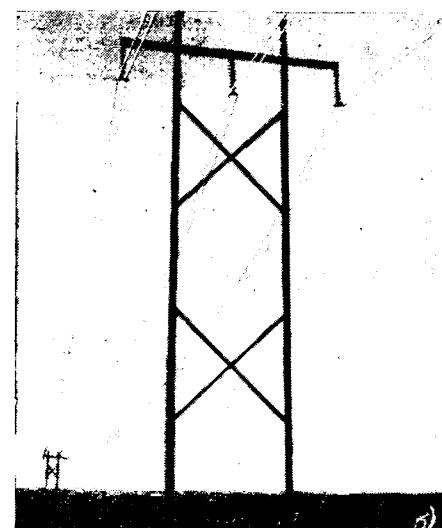
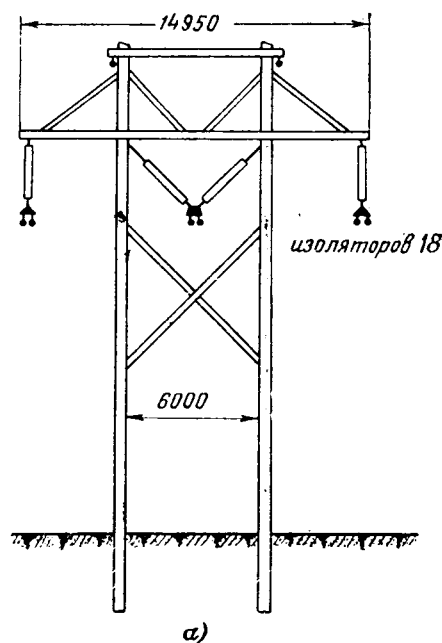


Рис. 1. Конструкции зарубежных деревянных опор.  
а — промежуточная опора 345 кВ со сдвоенными траверсами; б — опора 230 кВ из клееной древесины.

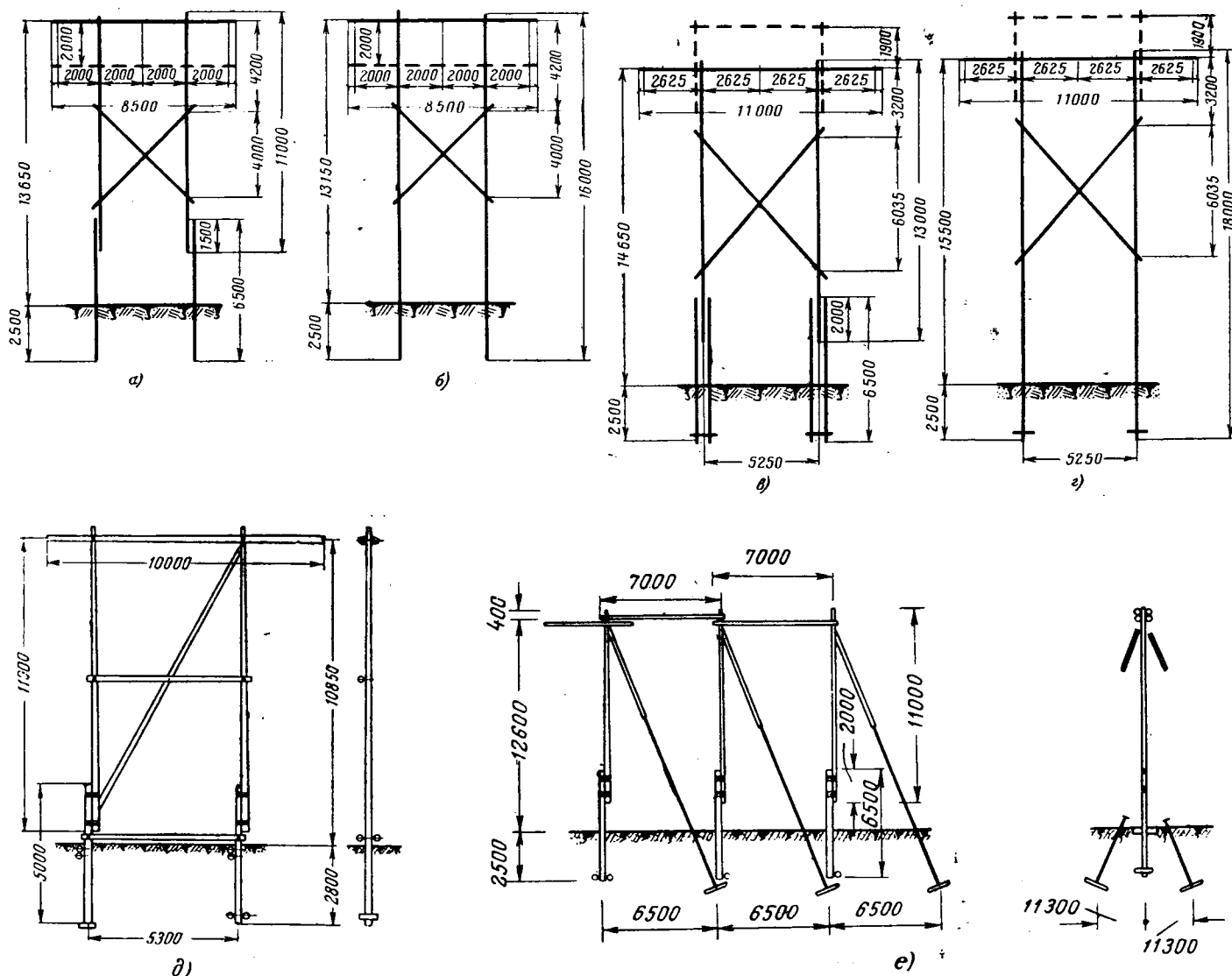


Рис. 2. Некоторые конструкции советских унифицированных деревянных опор.

а, б — промежуточные 110 кВ; в, г — промежуточные 220 кВ; д — промежуточно-угловая 110 кВ на оттяжках; е — анкерно-угловая 110 кВ на оттяжках.

Пунктиром на а, б показано положение траверсы на опоре под тросом; на в, г — положение траверсы для подвески тросов.

лес (12—20 и даже 30 м), соединяемый штампованными или литыми металлическими деталями. Конструкция составной стойки со сравнительно коротким пасынком не получила распространения. Существенным преимуществом сплошной стойки признается непрерывная подпитка ее нижней части, погруженной в землю, пропиточной массой, сползающей под действием собственной тяжести. Таким образом, часть стойки на уровне земли, подверженная наиболее интенсивному загниванию, оказывается хорошо пропитанной в течение всего срока службы; верхняя же часть стойки почти не подвержена гниению.

В Швеции и Финляндии для увеличения пролета на некоторых линиях отказываются от закрепления деревянной стойки в грунте. Стойки укрепляются на металлических штырях, забетонированных в подножники, которые становятся своеобразными шарнирами. Сама опора фиксируется оттяжками.

В последнее время в США применяется кле-

еная древесина (рис. 1,б), обеспечивающая очень высокую прочность и стабильность разрушающих нагрузок, чем наряду с недостатком длинномерного леса и объясняется ее внедрение, несмотря на некоторое удорожание. Такие опоры испытываются, в частности, для линий 460 кВ.

На отечественных линиях широкое распространение получили одностоечные деревянные опоры 6—35 кВ и П- и АП-образные опоры 35—110 кВ. На П- и АП-образных опорах построено также небольшое количество линий 150—220 кВ. В конструкциях опор широко применялись составные стойки, обеспечивающие повышенную гибкость опоры [Л. 11].

На рис. 2 представлены некоторые новые конструкции отечественных деревянных опор 35—220 кВ для средних и крупных марок проводов, разработанные Энергосетьпроект взамен прежних унифицированных опор. Увеличение высоты опор 35—110 кВ позволило довести длину пролета до 260—300 м, что соответствует линиям с односто-

ечными железобетонными опорами. Конструкции по рис. 2,б, г используют рассмотренные выше преимущества длинных стоек без пасынков и должны обеспечить наибольший срок эксплуатации. Опоры со стойкой и пасынками, несмотря на их сложность, сохранены в связи с недостатком длинномерного леса. Существенные преимущества с производственной точки зрения перед применявшимися до сих пор АП-образными опорами имеет новая конструкция анкерно-угловых опор (рис. 2,е).

#### Перегрузочная способность деревянных опор.

По удельной несущей способности (отношению расчетного момента к весу конструкции) дерево, особенно лиственница, не уступает железобетону. По конструктивным соображениям высокая прочность дерева при расчетных нагрузках используется не полностью, поэтому деревянные опоры обладают значительной перегрузочной способностью. Анализ аварий в распределительной сети при сильном гололеде с ветром показал, что за исключением случаев повреждений некачественных железобетонных пасынков или подгнивших стоек разрушение деревянных опор происходило при нагрузках, в 3—5 раз превышавших расчетные. Высокая гибкость деревянных опор, в частности, П-образных, позволяет им наилучшим образом приспособляться к работе в аварийных условиях и одновременно способствует разгрузке проводов в пролетах с наибольшими образованиями гололеда.

В этом отношении характерен опыт работы Бакасанских линий 110 кВ, на которых через 2 года после окончания строительства образовалась изморозь весом 5—6 кг/м. В результате произошло свыше 75 обрывов проводов, однако не было ни одного случая разрушения опор. Многие опоры были деформированы (особенно стойки в сопряжениях с пасынками) и заняли оптимальное положение с точки зрения разгрузки от возникших неуравновешенных тяжений. Подобные условия несомненно вызвали бы тяжелые повреждения металлических и железобетонных опор. Таким образом, деревянные опоры в сильно гололедных районах способны обеспечить наибольшую надежность работы линий электропередачи.

**Использование электроизоляционных свойств дерева.** Электрическая прочность дерева и комбинированной изоляции «дерево — фарфор» изучалась в течение многих лет применительно к атмосферным перенапряжениям. Прогресс в координации линейной изоляции, применение деревянных опор в сетях 220 кВ и выше и успешный перевод линий с деревянными опорами на повышенное напряжение при уменьшенных уровнях изоляции стимулировали проведение ряда исследований электрической прочности комбинированной изоляции при внутренних перенапряжениях. Было установлено, что изоляционные свойства дерева сильно зависят от его состояния (содержания влаги и характера ее распределения; увлажнения поверхности; наличия загнивания и трещин). Это приводит к значительному разбросу результатов измерений на различных образцах. Минимальная прочность наблюдается при увлажнении дерева дож-

дем; с увеличением длины образца разрядный градиент несколько убывает.

Для траверс длиной до 3—4 м минимальный импульсный мокроразрядный градиент может быть принят равным 300 кВ/м; для стоек опор длиной 10—12 м—180 кВ/м [Л. 12]. Распределение импульсного напряжения по комбинированной изоляции определяется емкостями и активными сопротивлениями фарфора и дерева, вследствие чего импульсная прочность комбинированной изоляции оказывается меньше суммы импульсной прочности дерева и фарфоровой изоляции [Л. 12 и 13]. Значение ее может быть найдено графическим построением [Л. 12]. В тех случаях, когда импульсное разрядное напряжение определяется в основном изоляторами, добавляемая деревом прочность оценивается в 100 кВ/м для гирлянд подвесных изоляторов с меньшей продольной емкостью. При больших длинах дерева, когда разрядное напряжение определяется древесиной, импульсная прочность изоляторов не принимается во внимание.

На линиях выше 35 кВ добавляемая деревом импульсная прочность составляет примерно 15—25% от прочности пирлянд, т. е. сравнительно немного. Однако на линиях с П-образными опорами без троса короткие замыкания возникают между фазами; при этом прочность изоляции примерно в 2,5 раза больше, чем на металлических опорах по отношению к земле. К этому надо прибавить положительное влияние коэффициента связи, за счет которого уровень изоляции как бы еще повышается в 1,3 раза. В результате ток молнии, необходимый для перекрытия изоляции на деревянной опоре, оказывается в 3—3,5 раза больше, чем для опор из металла или железобетона.

Кроме того, деревянные траверсы значительно увеличивают длину перекрываемого промежутка, что снижает градиент рабочего напряжения по пути перекрытия и вероятность перехода импульсного перекрытия в силовую дугу  $\eta$  по сравнению с линиями на металлических опорах [Л. 12]. Если для металлических опор 35—500 кВ значения  $\eta$  составляют 0,7—0,9, то при междупазных перекрытиях на деревянных опорах 35 и 110 кВ без троса  $\eta=0,07$  и 0,22, а при перекрытиях на тросопусках на деревянных опорах 110—500 кВ под тросом значения  $\eta$  равны 0,25—0,5.

Таким образом, использование изоляционных свойств дерева значительно сокращает число грозозовых отключений линии. Эксплуатационные показатели прозоупорности линии 35—110 кВ на деревянных П-образных опорах характеризуются табл. 2 [Л. 14].

Как видно из табл. 2, применение тросов обеспечивает чрезвычайно высокую грозоупорность линий с деревянными опорами. Линии без тросов

Таблица 2

Конструкция линии и рабочее напряжение, кВ	С тросом		Без троса	
	110	35	110	35
Удельное число отключений при 40 грозочасах	0,06	0,09	2,5	1,3

имеют вполне приемлемые показатели; в частности, для 110 кВ они близки к современным линиям 220 кВ и 330 кВ на двухцепных металлических опорах с одним тросом, значение которых в системе электроснабжения неизмеримо выше. Линии 35 кВ имеют почти в 2 раза лучшие показатели. С этих позиций отказ от тросовой защиты линий 110 кВ и 35 кВ на деревянных опорах оправдан. Заметим, однако, что хорошие эксплуатационные показатели таких линий достигаются только при отсутствии на них ослабленных точек. Установка отдельных металлических или железобетонных опор на линии с деревянными опорами приводит к резкому возрастанию грозовой аварийности.

На линиях 6—20 кВ использование деревянных траверс позволяет повысить эксплуатационные показатели за счет снижения градиентов по пути перекрытия до 6—8 кВ/м. В сущности это единственный путь повышения грозоупорности таких линий, у которых из-за низкого изоляционного уровня эффективность тросов невелика.

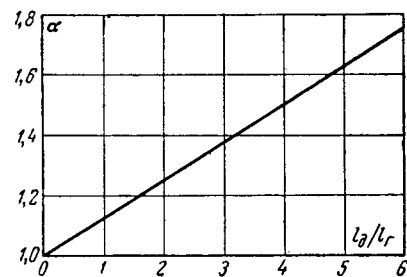
При напряжениях 220 кВ и выше целесообразно защищать линию тросом, применение которого практически полностью исключает грозовые отключения ответственных линий.

Особо должен быть рассмотрен вопрос о щеплении деревянных опор, не защищенных тросом. Имеющийся значительный опыт работы линий 35—110 кВ на П-образных опорах показывает, что тяжелые щепления, влекущие за собой длительное отключение линий, очень редки; более часты такие случаи на одностоечных опорах 6—35 кВ. Как правило, аварии от щепления происходят в районах усиленной грозовой деятельности. Для борьбы с щеплением в сетях с изолированной нейтралью целесообразно прокладывать по стойке опоры заземляющие спуски, шунтирующие большую часть пути разряда по древесине; для линий 110 кВ в сильно грозовых районах рекомендуется подвеска тросов. Последнее заметно удорожает линию (порядка 15%), но обеспечивает исключительно высокую надежность работы при грозах.

При воздействии внутренних перенапряжений 50%-ный мокроразрядный градиент для траверс длиной до 2—3 м может быть оценен в 150 кВ<sub>макс</sub>/м [Л. 13 и 15]. Распределение волны перенапряжения по комбинированной изоляции определяется в основном отношением активных сопротивлений дерева и фарфоровой изоляции, что влечет за собой каскадный характер перекрытия, причем первой перекрывается гирлянда. Соответственно сухоразрядное напряжение комбинированной изоляции мало отличается от сухоразрядного напряжения гирлянды. За счет меньшей емкости гирлянды на деревянную опору ее сухоразрядное напряжение выше, чем на металлической опоре на 5—10% [Л. 16].

Разрядное напряжение увлажненной комбинированной изоляции заметно превышает разрядное напряжение одной гирлянды. Для районов умеренного загрязнения (0 и I по классификации [Л. 17]) повышение разрядного напряжения может быть в соответствии с данными [Л. 15] определено по рис. 3. Усиление загрязнения изоляции, снижая поверхностное сопротивление гирлянды, соответ-

Рис. 3. Отношение средних разрядных напряжений увлажняемой комбинированной изоляции и гирлянды при воздействии внутренних перенапряжений или кратковременном воздействии напряжения промышленной частоты ( $\alpha$ ) в зависимости от отношения длины дерева ( $l_d$ ) и строительной длины изоляции гирлянды ( $l_r$ ). 0 и I районы загрязнения; подвесные изоляторы серии П.



венно увеличивает благоприятное влияние древесины.

При кратковременном воздействии напряжения промышленной частоты средний мокроразрядный градиент по траверсе длиной до 2—3 м равен 110 кВ<sub>макс</sub>/м [Л. 15 и 18]; однако при суммарной продолжительности воздействия градиента, близкого к разрядному, более 5 сек возгорание и кумулятивное обугливание дерева приводит к постепенной потере им изолирующих свойств. В реальных конструкциях опор градиенты рабочего напряжения на дереве значительно ниже разрядных; кроме того, ток утечки по комбинированной изоляции носит скачкообразный, а не непрерывный характер, поэтому воздействие рабочего напряжения на комбинированную изоляцию является менее тяжелым, чем непосредственно на дерево. Для точной оценки длин гирлянд на деревянных опорах по рабочему напряжению необходимы дополнительные исследования, однако уже имеющиеся данные позволяют использовать некоторую разгрузку гирлянд от рабочего напряжения, обусловленную сопротивлением дерева. В районах класса I это позволяет уменьшить необходимое по воздействию рабочего напряжения число изоляторов в гирляндах линий 110—500 кВ на один элемент по сравнению с гирляндами металлических опор [Л. 15], что соответствует эмпирически установившейся в СССР проектной практике для линий 110—220 кВ. В районах более тяжелых загрязнений разгрузка гирлянды от рабочего напряжения возрастает, однако использованию изоляционных свойств дерева препятствует возгорание опор.

В настоящее время в Советском Союзе и за рубежом в районах загрязнения класса 0 успешно эксплуатируются линии электропередачи на деревянных опорах с резко сниженными уровнями изоляции (пять изоляторов в гирлянде при напряжении 110 кВ, 6—при 150 кВ, 8—10—при 230 кВ) [Л. 19—21].

**Борьба с возгоранием деревянных опор.** Возгорание деревянных опор возникает при протекании по увлажненным гирляндам и включенным частям токов утечки. Выделение тепла концентрируется в местах высокой плотности тока и значительных переходных сопротивлений: в сопряжениях деревянных деталей, у крюков для гирлянд, в зонах увлажненных трещин. В наиболее неблагоприятных случаях возгорание начинается уже при токе 5—10 мА [Л. 22 и 23].

Измерения в полевых условиях [Л. 20 и 24] и эксплуатационный опыт показывают, что при слабом загрязнении изоляции (в районах 0 и I) опасные токи утечки практически не возникают. В зонах интенсивного загрязнения изоляции, соответствующих II району, опасные токи утечки возникают сравнительно часто, что делает необходимым принятие специальных мер по предупреждению возгорания опор. Наконец, при очень тяжелых загрязнениях, соответствующих III району, токи утечки по изоляции оказываются столь велики, что в ряде случаев целесообразно отказаться от использования изолирующих свойств дерева и шунтировать дерево металлическими перемычками, соединенными с землей.

Для предупреждения возгорания опор принимаются две группы мер:

обеспечивающие равномерное распределение тока утечки и малые переходные сопротивления (плотное сопряжение деталей опор; шунтирующие бандажки из медной проволоки [Л. 21 и 25] или специальная сочленяющая арматура, использующая накладки с шипами или насечкой [Л. 21, 24 и 26]; ограничивающие значение тока утечки (грязеустойчивые изоляторы; гидрофобные обмазки; очистка гирлянд от загрязнения).

Вторая группа мер применяется в районах интенсивного загрязнения в сочетании с мерами первой группы. Анализ опыта эксплуатации позволяет рекомендовать такую последовательность:

1) плотная посадка крюков и соединительных болтов в древесину (0 и I район загрязнения);

2) шунтирование мест сочленения бандажками или применение специальной арматуры с малым переходным сопротивлением (загрязнение, приближающееся ко II району);

3) усиление гирлянд по нормам, устанавливаемым для гирлянд металлических опор (т. е. без учета изоляционных свойств дерева), предпочтительно с применением грязеустойчивых изоляторов, обеспечивающих меньшие величины тока утечки (II район загрязнения);

4) на линиях, защищенных тросом, а также на линиях, проходящих по негрозовым районам и не имеющим тросов — заземлению подвесок гирлянд (III район загрязнения). При заземлении подвесок установка шунтирующих бандажек не требуется;

5) на линиях без тросовой защиты в грозовых районах — применение гидрофобных обмазок, повышающих влагорастворное напряжение и ограничивающих ток утечки гирлянды, а также периодическая очистка гирлянд от загрязнения.

Рекомендуемые меры, не исключая полностью опасность возгорания деревянных опор во II и III районах, позволяет резко ограничить такие случаи. В частности, в конце 50-х годов число повреждений линий из-за возгорания было близко к 10, затем, однако, количество таких повреждений заметно возросло и в 1966 г. достигло 61. Вместе с тем, при очень большой протяженности линий с деревянными опорами удельное число повреждений из-за возгорания остается незначительным. Число повреждений опор, вызванных низовыми пожарами, в 4—5 раз меньше обусловленного возгоранием от токов утечки и пробоя изоляторов.

**Экономические показатели линий с деревянными опорами.** По зарубежным данным линии на деревянных опорах напряжением до 220 кВ стоят в среднем на 20% меньше аналогичных линий на металлических и железобетонных опорах. Для более высоких напряжений разница в стоимости снижается, но при напряжении 345 кВ все же составляет около 10%.

Экономия, достигаемая применением деревянных опор на советских линиях 35—220 кВ, иллюстрируется табл. 3, составленной по данным Сибирского отделения Энергосетьпроекта. Эти данные подтверждены также расчетами Украинского отделения Энергосетьпроекта, выполнявшимися при разработке новых унифицированных опор 35—220 кВ.

Таблица 3

Напряжение кВ	Провод	Район гомологичности	Материал опоры	Капитальные затраты		Расчетные годовые затраты	
				тыс. руб./км	%	тыс. руб./км. год	%
35	AC-70	II	дерево	3,0	100	0,611	100
			металл	7,2	240	1,169	191
			железобетон	4,9	163	0,817	134
	AC-150	IV	дерево	3,4	100	0,682	100
			металл	9,2	270	1,475	216
			железобетон	5,7	168	0,938	138
	AC-185	II	дерево	3,4	100	0,682	100
			металл	7,2	212	1,169	171
110	AC-120	IV	железобетон	5,2	153	0,862	126
			дерево	3,8	100	0,753	100
			металл	8,3	218	1,337	177
	AC-185	IV	железобетон	6,0	158	0,983	131
			дерево	8,49	100	1,61	100
			металл	12,2	144	1,94	121
	AC-300	II	железобетон	10,08	119	1,62	101
			дерево	9,23	100	1,74	100
			металл	13,96	151	2,21	127
	AC-400	IV	железобетон	11,1	120	1,78	102
			дерево	9,18	100	1,73	100
			металл	12,5	136	1,99	115
	AC-485	II	железобетон	10,97	120	1,76	102
			дерево	9,85	100	1,85	100
			металл	14,2	144	2,25	122
	AC-600	IV	железобетон	11,55	117	1,85	100
220	AC-300	II	дерево	13,52	100	2,38	100
			металл	16,45	122	2,51	106
	AC-400	IV	дерево	13,86	100	2,43	100
			металл	17,55	127	2,68	111
	AC-500	II	дерево	14,0	100	2,46	100
			металл	17,44	125	2,66	108
	AC-600	IV	дерево	14,83	100	2,62	100
			металл	18,95	128	2,88	110

В табл. 3 сопоставлены как стоимость сооружения линии, так и годовые расчетные затраты, определяемые исходя из среднего срока службы опор, равного для дерева 30 годам, для металла и железобетона — 50 годам. Приводимые данные относятся к прежним унифицированным опорам и действовавшим прейскурантным ценам. Переход к новой серии унифицированных опор и новым прейскурантным ценам сохраняет преимущество деревянных опор. Хотя детальных расчетов по новым прейскурантным ценам всех вариантов табл. 3 пока нет, вывод об экономической эффективности деревянных опор подтвержден сравнением вариантов конкретных проектов линий 35, 110 и 220 кВ, выполненным для этих цен Сибирским отделением Энергосетьпроекта. В горных и труднодоступных местностях выгода применения деревянных опор в сравнении с железобетонными возрастает дополнительно.

Как видно из табл. 3, несмотря на некоторое возрастание ежегодных издержек на текущий ремонт и обслуживание переход к деревянным опорам на линиях 35 кВ снижает годовые расчетные затраты в 1,3—2,1 раза. Для линий 110—220 кВ годовые расчетные затраты для деревянных опор оказываются на 6—21% ниже, чем при металлических опорах, и практически одинаковы с затратами при железобетонных опорах. Широкое внедрение линий с деревянными опорами, особенно при напряжениях 35—110 кВ, способно, следовательно, дать значительный экономический эффект.

Для более наглядной характеристики эффективности внедрения деревянных опор укажем, что увеличение доли деревянных опор в строительстве советских линий 35—110 кВ только с 10 до 20% дало бы в 1971—1975 гг. 40 млн. руб. экономии в капитальных затратах и на 250 тыс. т сократило бы расход стали<sup>2</sup>.

Следует подчеркнуть, что высокие экономические показатели линий с деревянными опорами реализуются лишь при качественной заготовке и хорошей пропитке древесины.

**Выводы.** 1. Применение деревянных опор на линиях электропередачи напряжением 35 кВ позволяет снизить стоимость этих линий в 1,5—2,7 раза и годовые расчетные затраты по ним в 1,3—2,1 раза. На линиях 110—220 кВ использование деревянных опор снижает капиталовложения в 1,2—1,5 раза и годовые расчетные затраты — на 2—27%.

2. Широкое использование древесины в линейном строительстве должно сочетаться с улучшением качества ее пропитки, обеспечивающим 25—35-летний срок ее службы и снижающим удельные расчетные затраты на деревянные опоры в 3 раза.

3. Хорошо пропитанные деревянные опоры обеспечивают высокую надежность линий в эксплуатации и обладают большой перегрузочной способностью, что делает их применение особенно целесообразным в сильно гололедных районах.

4. Использование электроизоляционных свойств дерева позволяет получить высокую грозоупорность линий на деревянных опорах и облегчить

требования к их изоляции по воздействию внутренних перенапряжений и рабочего напряжения.

5. Эксплуатационный опыт показал достаточную эффективность мер, принимаемых для борьбы с возгоранием деревянных опор.

#### Литература

1. Report of AIEE—EE—1 subject committee on line outages, Trans. AIEE, v. 71, pt III, 1952.
2. Kumberley J. L., Marshall C. L., 6-step program assures long life and future for galvanized structures, El. World, v. 160, № 5, 1960.
3. Lumntizer P. L., Guidelines for EHV systems evolving from GPU/Penelec 460 kv experience, «El. Light and Power», v. 44, № 3, 1966.
4. McMurtrie N. J., Canadian engineers play major role in EHV transmission line development, «El. News and Engineering», v. 75, № 9, 1966.
5. Sallenave P., Peyresaubes — Supports en bois pour lignes électriques à haute tension, Rev. General de L'Electr., № 1, 1961.
6. Caradot M., Les portiques en bois pour lignes aériennes, «Rev. General de L'Electr.», № 1, 1966.
7. Гальперин М. Л., Деревянные опоры линий электропередачи, изд-во «Энергия», 1967.
8. Давыдов В. В., Эксплуатация и ремонт железобетонных опор линий электропередачи, Информационное сообщение № Э—3/66, БТИ ОРГРЭС, 1967.
9. Скавронский Ю. Н., Причины быстрого загнивания деревянных опор линий электропередачи, «Электрические станции», 1958, № 11.
10. Понедилко А. И. и Грязнов Г. И., Эксплуатация древесины опор линий электропередачи 110, 35 и 6 кВ, «Электрические станции», 1961, № 4.
11. Овсеенко В. В., Унифицированные деревянные опоры линий электропередачи 35, 110 и 220 кВ, «Электрические станции», 1963, № 2.
12. Руководящие указания по защите от перенапряжений электрических сетей 3—500 кВ (проект), «Электрические станции», 1964, № 7 и 9.
13. Rathsmann Bo. G., Sandström U., Fundamental principles for the insulation of power lines, CIGRE, 1956, rep. 222.
14. Burgsdorf V. V., Lightning protection of overhead transmission lines and operating experience in the USSR, CIGRE, 1958, rep. 326.
15. Пашкев В. С., «Электрические станции», 1966, № 2.
16. Dean P. S., Wood R. H., Russel D. R., Doesch E. B. and others., Insulation tests for the design and uprating of wood — pole transmission lines, «Power App and Syst.», v. 85, № 12, 1966.
17. Руководящие указания по проектированию и эксплуатации линий электропередачи и распределительных устройств переменного тока 3—500 кВ в районах с загрязненной атмосферой, «Электрические станции», 1966, № 7.
18. Brookes A. S., Southgate R. N., Whitehead E. R., Flashover tests on 26 kv wood — pole structures, «El. Eng.», v. 52, № 2, 1933.
19. Шеренцис А. Н., Опыт эксплуатации линий электропередачи 35—220 кВ, переведенных на повышенное номинальное напряжение, «Электрические станции», 1966, № 9.
20. Bryant J. E., 138 kv line operates at 230 kv but insulation remains unchanged, «El. World», v. 165, № 11, 1966.
21. Larson E. C. L., Broschat M., Thompson R. L., Transmission line uprating 115 kv to 230 kv electrical and structural design, Power App. and Syst., v. 86, № 5, 1967.
22. Ross P. M., Burning of wood structures by leakage currents, «Trans. AIEE», v. 66, 1947.
23. Грязнов Г. И. и Рыцлип А. М., Борьба с возгоранием деревянных опор, «Электрические станции», 1957, № 3.
24. Schroeder T. W., O'Neil J. E., England G. L., Pakala W. E., Исследование радиопомех и токов утечки на опытной линии 345 кВ с деревянными опорами, Энергетические системы и электротехническое оборудование, 1964, № 3.
25. О мерах борьбы с возгоранием древесины опор линий электропередачи, «Электрические станции», 1954, № 3.
26. Dodge C., A 230 kv spar — arm H — frame transmission — line design and tests, «Power App. and Syst.», № 30, 1957.

[9.9.1969]

<sup>2</sup> По усредненным данным экономия стали на 1 км линии составляет: при 35 кВ — 7 т; 110 кВ — 10,5 т; 220 кВ — 15 т.



# Универсальная продольная дифференциальная защита коротких ВЛ

Л. В. МЕЖАЛС, Л. А. ОРЕХОВ и В. Л. ФАБРИКАНТ

Рига

Т. В. СМЕРНОВА

Москва

**Введение.** Продольная дифференциальная защита является наиболее приемлемой защитой для линий длиной до 20 км. Однако большинство подобных защит, в том числе и отечественная ДЗЛ-1, могут правильно работать только на линиях без ответвлений (двухконцевые линии).

На основе принципов, изложенных в [Л. 1—4], в Рижском политехническом институте совместно с институтом «Энергосетьпроект» (Москва) разработана продольная дифференциальная защита, одинаково пригодная как для двухконцевых, так и многоконцевых линий (универсальная защита).

Известно, что большинство продольных дифференциальных защит линий имеют нелинейные характеристики, т. е. напряжение, прикладываемое к комплектам защиты, нелинейно зависит от тока короткого замыкания и уменьшается с его возрастанием. Это позволяет ограничить напряжение на вспомогательных проводах при больших значениях тока, но в то же время делает защиту непригодной для линий с ответвлениями. Универсальная защита должна иметь линейные характеристики при внешних коротких замыканиях во всем диапазоне тока [Л. 1]. При коротких замыканиях в зоне линейности не обязательна. С этой точки зрения более приемлема защита, выполненная по схеме с циркулирующими токами. Здесь напряжение на вспомогательных проводах максимально при коротком замыкании в зоне и его можно ограничить значением, определяемым наибольшим напряжением при внешнем коротком замыкании с желаемым коэффициентом запаса. Максимальное напряжение на вспомогательных проводах не должно быть опасным для изоляции кабеля. Чаще всего вспомогательные провода выполняются телефонным кабелем марок ТЗБ и ТЗСБ, который испытывается напряжением 1800 в (эффективное значение) при частоте 50 гц. В разработанной защите максимальное напряжение между вспомогательными проводами равно 400 в (эффективное значение). Кратковременное воздействие такого напряжения представляется допустимым. Меньшее напряжение нежелательно по условиям чувствительности защиты и отстройки от э. д. с., индуцированных во вспомогательных проводах токами нулевой последователь-

ности, протекающими по проводам ВЛ, при замыканиях на землю.

В универсальной защите большое значение имеет способ торможения. Наиболее простой схема защиты получается при торможении, пропорциональном току своего конца ВЛ. Но при таком способе торможения возможна ложная работа комплекта защиты, находящегося на конце ВЛ, который при внешнем коротком замыкании обтекается малым током. В качестве специальной меры, исключающей такую возможность, в разработанной защите применена блокировка УБ, действующая через устройство контроля исправности вспомогательных проводов.

В защите с линейными характеристиками для увеличения запасов по селективности и чувствительности необходимо компенсировать падение напряжения на сопротивлении вспомогательных проводов [Л. 2].

Для того чтобы защита правильно действовала при любом распределении тока внешнего короткого замыкания по концам ВЛ, необходимо выравнивать параметры  $B$  четырехполюсников (рис. 1), которыми заменяется каждый комплект защиты и вспомогательные провода до места их разветвления, что практически равнозначно выравниванию активных сопротивлений линии вспомогательных проводов [Л. 1]. При таком выравнивании напряжение  $U'$  в месте разветвления вспомогательных проводов при внешних коротких замыканиях будет равно нулю, т. е. вспомогательные провода оказываются как бы закороченными в месте разветвления и поведение каждого комплекта защиты определяется только током своего конца ВЛ.

**Структурная схема защиты** (рис. 2). Защита односистемна. Для преобразования трехфазной системы тока в однофазную применен активно-индуктивный фильтр типа  $I_1 + kI_2$  с отрицательным коэффициентом  $k$ . Согласующий трансформатор ТС повышает напряжение фильтра до необходимого значения. Измерительный орган ИО представляет собой схему сравнения напряжений  $U_p$  (рабочего)

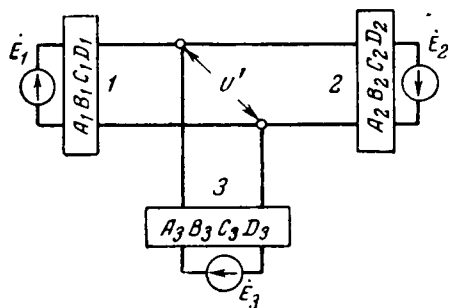


Рис. 1. Эквивалентная схема защиты линии с ответвлением, выполненной по схеме с циркулирующим током.  
1, 2, 3 — комплекты защиты.

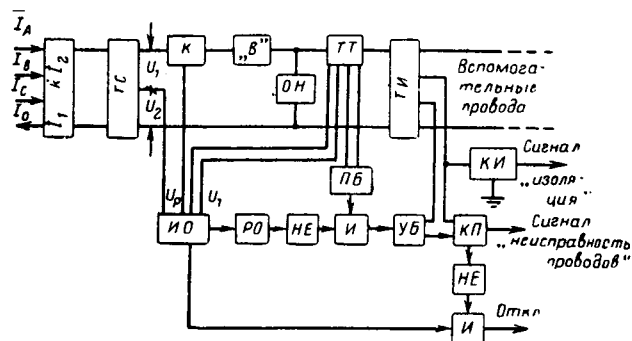


Рис. 2. Структурная схема защиты.

и  $U_T$  (тормозного) по абсолютному значению. Рабочее напряжение снимается с уравновешенного при внешнем коротком замыкании моста, плечами которого являются источники напряжений  $U_1$  и  $U_2$ , сопротивление элемента компенсации  $K$  и входное сопротивление закороченных в месте разветвления вспомогательных проводов с учетом сопротивления элемента настройки параметра  $B$ . Тормозное напряжение пропорционально току во вспомогательных проводах и снимается со вторичной обмотки промежуточного трансформатора тока  $ТТ$ . Реагирующий орган  $РО$  срабатывает, если  $U_p \geq k_T U_T$ , где  $k_T$  — коэффициент торможения.

Устройство контроля исправности вспомогательных проводов  $КП$  выводит защиту из действия при их неисправности. Устройство контроля изоляции сигнализирует о появлении такой несимметрии вспомогательных проводов относительно земли, при которой защита может ложно подействовать при внешнем замыкании на землю под влиянием э. д. с., наведенной во вспомогательных проводах токами нулевой последовательности. При появлении такого сигнала защита должна выводиться из действия.

Узел ограничения  $ОН$  ограничивает максимальное напряжение на вспомогательных проводах при коротких замыканиях в зоне защиты. При внешних коротких замыканиях напряжение не доходит до значения порога ограничения и характеристики защиты остаются линейными во всем диапазоне изменения тока.

**Выполнение отдельных узлов и органов защиты.** Цепи переменного тока (рис. 3). Первичные обмотки трансформатора фильтра имеют отводы, рассчитанные на максимальный вторичный ток 50, 100 и 150 а (в пятиамперном исполнении). Ток срабатывания защиты при переключении отводов трансформатора меняется в отношении 1:2:3. Устройство компенсации падения напряжения на вспомогательных проводах представляет собой регулируемое комплексное сопротивление ( $R_{80}-R_{83}$ ,  $C_{15}$ ). Резисторами  $R_{82}$  и  $R_{83}$  устанавливается нужное значение реактивной составляющей эквивалентного сопротивления, а резисторами  $R_{80}$  и  $R_{81}$  регулируется активная составляющая. Компенсация настраивается в режиме, эквивалентном внешнему короткому замыканию, т. е. при закороченных вспомогательных проводах в месте разветвления.

Резисторы  $R_{84}$  и  $R_{85}$  служат для выравнивания параметров  $B$  четырехполюсников при различной длине лучей вспомогательных проводов.

Стабилитроны  $D_{16}$ ,  $D_{17}$  ограничивают напряжение на вспомогательных проводах при коротких замыканиях в зоне защиты до допустимого.

Со вторичных обмоток промежуточного трансформатора тока  $ТТ$  снимается тормозное напряжение  $U_T$  и напряжение  $U_6$ , используемое для запуска блокировки  $ПБ$ .

Измерительный и реагирующий органы, пусковой орган блокировки (рис. 4). Сравнение  $U_p$  и  $U_T$  в измерительном органе осуществляется по схеме на равновесие напряжений, что в данном случае выгоднее схемы на циркуляцию токов, так как меньше нагружает элемент компенсации.

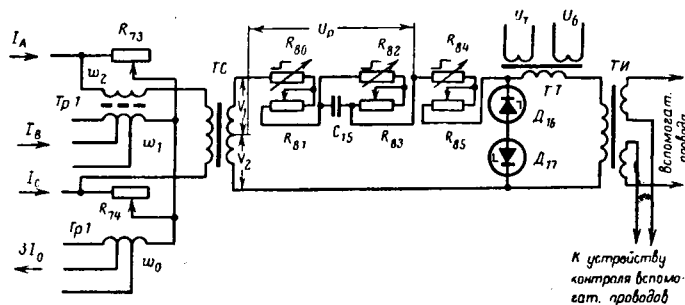


Рис. 3. Схема цепей переменного тока.

Напряжения  $U_p$  и  $U_T$  выпрямляются с помощью трехфазных мостовых выпрямителей МВ-1 и МВ-2. При применении более простых схем выпрямления чувствительность защиты становится зависимой от угла между векторами рабочего и тормозного напряжений. Пропускающий фильтр 1-й гармоники  $D_{p1}$ ,  $C_{17}$  значительно улучшает работу защиты в переходных режимах.

Реагирующий орган представляет собой полупроводниковый нуль-индикатор, собранный на транзисторах  $T_1$ ,  $T_2$  и  $T_3$ . В исходном положении (защита не работает) транзисторы  $T_1$  и  $T_3$  открыты, а  $T_2$  закрыт. Транзисторы  $T_4$  и  $T_5$ , диоды  $D_3$  и  $D_4$  и поляризованное реле  $IP$  являются элементами устройства блокировки. В исходном положении диод  $D_3$  заперт положительным потенциалом коллектора  $T_3$ . Транзистор  $T_4$  открыт по цепи  $D_4$ ,  $R_{10}$ ; транзистор  $T_5$  закрыт и реле  $IP$  обесточено. Контакты реле  $IP$  включены последовательно в цепь тока контроля (рис. 5). При достижении напряжением  $U_6$  значения, достаточного для запирающего диода  $D_4$ , транзистор  $T_4$  закрывается,  $T_5$  открывается и срабатывает реле  $IP$ , которое разрывает цепь тока контроля. При этом на всех концах линии срабатывают устройства контроля исправности вспомогательных проводов и выводят из действия все комплекты защиты.

Блокировка действует не мгновенно, а после размыкания контакта реле  $IP$ , изменения тока до уставки срабатывания устройства контроля и собственного времени действия устройства контроля. Такая выдержка времени необходима для того, чтобы не сработал ложно комплект, находящийся на конце линии, обтекаемом при внешнем коротком замыкании малым током. Задержка выполнена на входе выходного усилителя, управляемого от нуль-индикатора через транзистор  $T_6$ . В исходном положении транзистор  $T_3$  открыт,  $T_6$  закрыт, конденсатор  $C_1$  заряжен. При наличии условий для срабатывания нуль-индикатора транзистор  $T_3$  закрывается практически мгновенно, а открывается только после заряда конденсатора  $C_1$  по цепи  $R_7$ ,  $R_8$ . Мгновенное закрытие транзистора  $T_3$  необходимо для быстрого вывода блокировки при коротких замыканиях в зоне защиты.

Контроль исправности вспомогательных проводов (рис. 5). Контроль исправности вспомогательных проводов основан на измерении значения постоянного тока во вспомогательных проводах. В защите без компенсации для двухконцевых линий, выполненной по схеме на

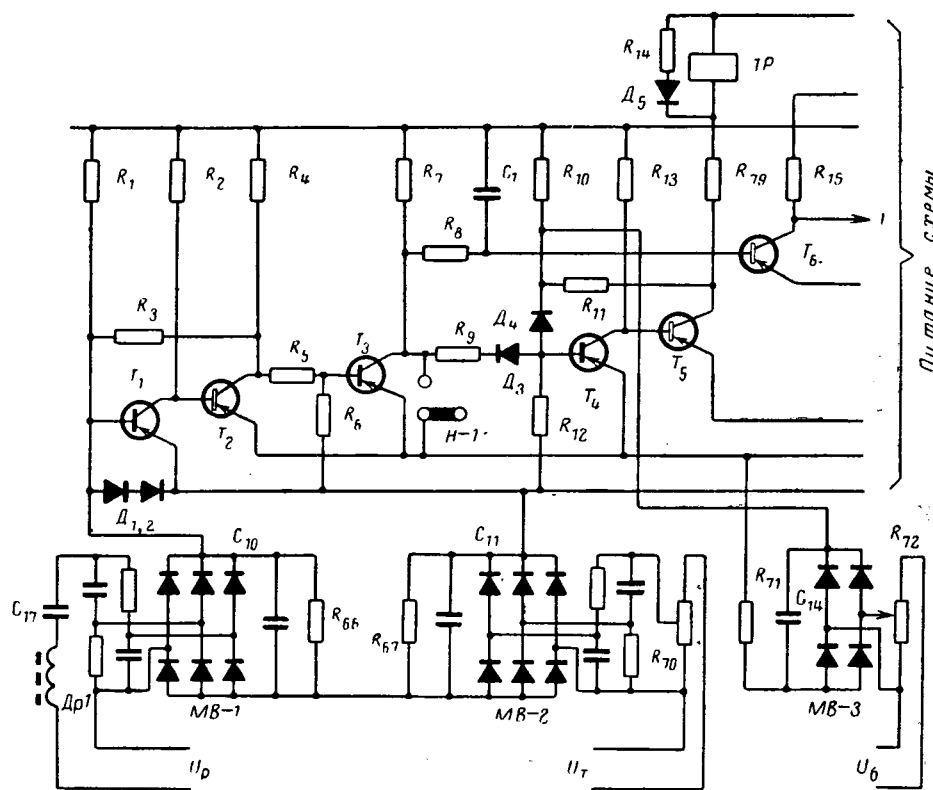


Рис. 4. Схема измерительного и реагирующего органов и устройства блокировки.

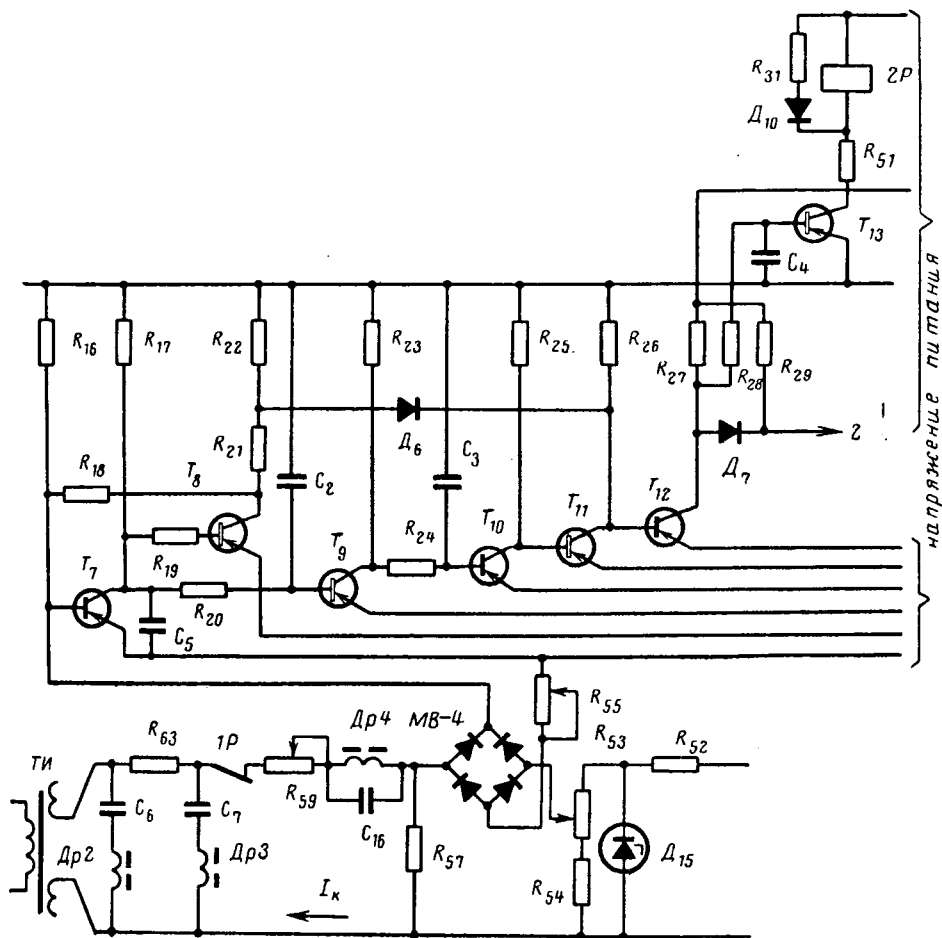


Рис. 5. Схема устройства контроля исправности вспомогательных проводов.

циркуляцию токов, например ДЗЛ-1, устройство контроля реагирует только на уменьшение значения тока при обрыве вспомогательных проводов. Для защиты с компенсацией опасен как обрыв вспомогательных проводов, так и их замыкание, так как компенсация нарушается в обоих случаях. Это значит, что в защите с компенсацией устройство контроля должно реагировать как на уменьшение, так и на увеличение тока контроля. На линии с ответвлениями такая работа устройства контроля диктуется еще и тем, что при обрыве проводов на одном из приемных по отношению к месту установки источника питания устройства контроля концов ток контроля на питающем конце уменьшается, а на неповрежденных приемных концах возрастает.

Относительное изменение тока контроля при обрыве проводов приемного конца невелико и зависит от соотношения сопротивлений постоянному току питающего и приемных концов. Наибольшее изменение тока контроля имеет место при

$$R_{np} = R_{пит} \sqrt{(n-1)(n-2)},$$

где  $n$  — число концов линии. Регулировка сопротивления приемных концов на выполнение указанного равенства осуществляется резисторами  $R_{59}$ .

При таком соотношении сопротивлений обрыв проводов на приемном конце приводит к уменьшению тока контроля на питающем конце и увеличению на каждом из неповрежденных приемных в  $\sqrt{\frac{n-1}{n-2}}$  раз. Например, для трехконцевой линии ( $n=3$ ) ток меняется в  $\sqrt{2}$  раз. Этим же определяется и необходимая чувствительность устройства контроля.

Для разделения цепей постоянного и переменного тока контроля обычно устанавливают разделительные конденсаторы. При этом для уменьшения переменной слагающей в токе контроля емкость разделительных конденсаторов должна быть сравнительно большой. Наличие же значительной емкости затягивает процесс изменения тока контроля, а следовательно, и вывод защиты из действия при повреждении

вспомогательных проводов и работе блокировки.

В разработанной защите вместо разделительных конденсаторов установлены резонансные  $LC$ -фильтры, настроенные на частоту 1-й гармоники ( $Dp2$ ,  $C_6$ ). Переменный ток, пропорциональный напряжению на сопротивлении фильтра, ответвляется в цепь контроля. Для уменьшения в токе контроля составляющей 1-й гармоники используется фильтр-пробка  $Dp4$ ,  $C_{16}$ . Фильтр  $Dp3$ ,  $C_7$  служит для уменьшения 3-й гармоники.

С сопротивления  $R_{57}$  снимается постоянное напряжение, пропорциональное току контроля. Это напряжение сравнивается со стабилизированным напряжением, снимаемым с сопротивлений  $R_{53}$ ,  $R_{54}$ . Схема настраивается так, что при номинальном токе контроля оба сравниваемые напряжения одинаковы, а напряжение на выходе моста МВ-4 равно нулю. Транзистор  $T_7$  при этом открыт. Отклонение тока контроля от номинального значения приводит к появлению небаланса. Независимо от того, уменьшился или увеличился ток контроля, полярность напряжения небаланса такова, что  $T_7$  закрывается. Резистор  $R_{55}$  предназначен для регулировки ширины зоны нечувствительности устройства контроля. При закрытии  $T_7$  транзистор  $T_8$  открывается, а  $T_{12}$  закрывается. При этом отпирается диод  $D_9$  (рис. 6) и защита выводится из действия — независимо от срабатывания нуля-индикатора транзистор  $T_{14}$  остается открытым.

Контактами реле  $IP$  (рис. 5) разрывается цепь тока контроля при действии блокировки  $УБ$  во время внешних коротких замыканий. Время блокировки защиты после снятия запускающего сигнала желательно продлить до успокоения переходных процессов, связанных с отключением внешнего короткого замыкания. Опыты показали, что если деблокировка защиты происходит раньше, чем затухнет переходный процесс, то защита кратковременно срабатывает. В то же время запоминающее устройство не должно действовать от возможного кратковременного срабатывания контроля проводов из-за переходного процесса при включении на короткое замыкание в зоне.

Указанное выше требование к запоминающему устройству, по-видимому, следует считать обоснованным.

Защита питается постоянным током от блока питания, подключенного к трансформаторам тока защищаемой линии и линейному или шинному трансформатору напряжения. Блок питания обеспечивает нормальное напряжение на выходе при питании только по цепям тока уже при 5 а (в пятиамперном исполнении), что гарантирует работу защиты при включении линии на короткое замыкание и значительном снижении напряжения.

Ток срабатывания защиты при работе ее на трехконцевой ВЛ при трехфазном коротком замыкании и питании места повреждения только с одного конца равен 3 а при пятиамперных трансформаторах тока. При работе защиты на двухконцевой ВЛ ток срабатывания уменьшается в 1,5 раза.

Устройство контроля исправности вспомогательных проводов выводит защиту из действия, если ток контроля увеличивается или уменьшается больше, чем на 20% от его номинального значения.

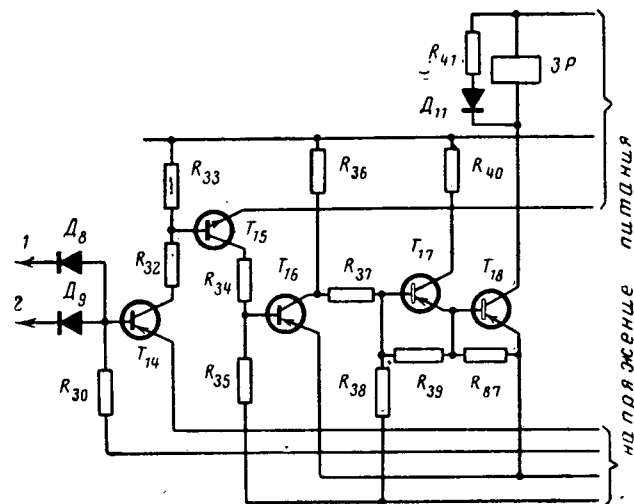


Рис. 6. Схема выходного усилителя.

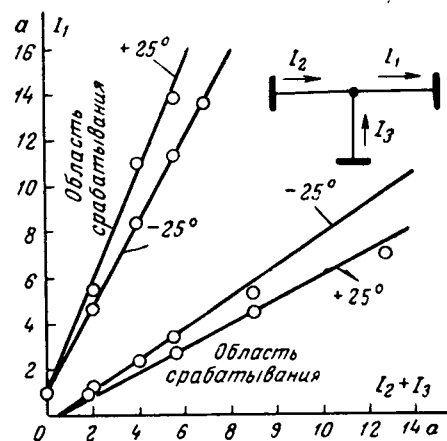


Рис. 7. Тормозные характеристики.

Устройство контроля изоляции вспомогательных проводов срабатывает, если сопротивление изоляции провода относительно земли становится меньше 250 ком. При такой чувствительности контроля изоляции не требуется принятия специальных мер для отстройки защиты от ложного срабатывания под влиянием э. д. с., наведенных во вспомогательных проводах токами нулевой последовательности.

На рис. 7 приведены экспериментально полученные тормозные характеристики для одного из возможных токораспределений при внешнем коротком замыкании на трехконцевой линии с длиной каждого ответвления 10 км.

Элементы задерживающего устройства (рис. 5) — транзисторы  $T_9$ ,  $T_{01}$  и конденсаторы  $C_2$ ,  $C_3$ . При закрытии  $T_7$  транзистор  $T_9$  открывается после разряда конденсатора  $C_2$ . После отключения внешнего короткого замыкания и открытия  $T_7$ ,  $T_9$  закрывается практически мгновенно, а  $T_{10}$  открывается после того, как разрядится конденсатор  $C_3$ . Транзистор  $T_{11}$  служит для инвертирования сигнала. Транзистор  $T_{12}$  и реле  $2P$  являются элементами выходного устройства сигнализации о неисправности вспомогательных проводов. Для того чтобы сигнал не появлялся при действии блокировки и в других случаях кратковременного срабатывания устрой-

ва контроля,  $T_{13}$  открывается с выдержкой времени после закрытия  $T_{12}$ .

Выходной усилитель (рис. 6). Выходное реле защиты включено через усилитель мощности, выполненный на пяти транзисторах  $T_{14}$ — $T_{18}$ . Транзистор  $T_{14}$  открывается по двум цепочкам через диоды  $D_8$  и  $D_9$ . Диод  $D_8$  запирается при срабатывании нуль-индикатора, т. е. при открытии  $T_6$ .

Нормально  $T_{12}$  открыт, диод  $D_9$  заперт и  $T_{14}$  открыт только через диод  $D_8$ . При срабатывании нуль-индикатора запирается и  $D_8$ . Транзистор  $T_{14}$  при этом закрывается,  $T_{18}$  открывается и выходное реле срабатывает. При неисправности вспомогательных проводов или действии блокировки диод  $D_9$  отпирается и  $T_{14}$  остается открытым независимо от состояния нуль-индикатора, т. е. защита выводится из действия.

**Технические характеристики защиты.** Защита предназначена в качестве основной для двухконцевых ВЛ длиной до 30 км и трехконцевых ВЛ при длине вспомогательных проводов каждого конца до места разветвления до 10 км. Параметры вспомогательных проводов:  $R_0 = 70$  ом/км,  $C_0 = 0,05$  мкф/км. Зависимости (рис. 7) сняты при включении защиты, соответствующем максимально-вторичному току 50 а, для двухфазного короткого замыкания фаз А и С при коэффициенте фильтра  $k = -4$  и угле сдвига между векторами токов  $I_1$  и  $I_2 + I_3$ , равном  $\pm 25^\circ$ . Все три комплекта срабатывают при одинаковых условиях, поэтому их состояние отражается одной характеристикой.

Время срабатывания защиты при работе ее на трехконцевой ВЛ значительно увеличивается из-за

необходимости введения задержки на время, большее времени действия блокировки, и равно 800 мсек.

При установке защиты на двухконцевой ВЛ блокировка остается для предупреждения ложного действия при отключении внешних коротких замыканий, но задержка защиты уменьшается. В этом случае время срабатывания защиты равно 40 мсек.

**Выводы.** 1. Разработанная продольная дифференциальная защита является универсальной и может использоваться как для двухконцевых линий, так и для линий с ответвлениями.

2. Торможение током своего конца линии в сочетании с блокировкой, действующей через устройство контроля исправности вспомогательных проводов, полностью решают вопрос селективности.

3. Необходимость блокирования защиты при внешних коротких замыканиях приводит к увеличению времени срабатывания при установке ее на линии с ответвлением.

#### Литература

1. Фабрикант В. Л. и Орехов Л. А., Принципы построения продольной дифференциальной защиты для линий с ответвлениями, «Электричество», 1964, № 6.
2. Фабрикант В. Л. и Орехов Л. А., Роль компенсации влияния вспомогательных проводов в продольной дифференциальной защите линий, «Электричество», 1966, № 7.
3. Фабрикант В. Л. и др., Продольная дифференциальная защита линий, Авторское свидетельство № 224652, Бюллетень изобр., 1968, № 26.
4. Межалс Л. В. и др., Осуществление торможения в продольной дифференциальной защите линий с ответвлениями, «Электричество», 1969, № 5.

[17.6.1969]



УДК 621.316.925.2:621.317.3

## Реагирующие элементы для измерительных органов релейной защиты и автоматики

Инж. Е. В. ЛЫСЕНКО

Москва

Измерительные органы защиты можно разделить на схему формирования подводимых величин, схему сравнения и реагирующий элемент, фиксирующий выходной сигнал схемы сравнения, который соответствует необходимой зоне амплитудно-фазовых соотношений подводенных величин, усиливает его и передает в логическую часть защиты.

Таким образом, вход реагирующего элемента должен быть согласован с выходом схемы сравнения, а его выходные сигналы обеспечивать надежную работу логических элементов схемы взаимодействия. Реагирующий элемент должен надежно отличать выходной сигнал схемы сравнения зоны действия от сигнала зоны недействия и его необходимо согласовать по напряжению питания с логической частью схемы.

Способы сравнения подводимых величин [Л. 1]

по параметрам выходного сигнала можно разбить на две группы.

К первой относятся, например:

сравнение по абсолютному значению;

сравнение времени совпадения мгновенных значений с временем их несовпадения;

сравнение на кольцевой фазочувствительной схеме;

изменение знака одной величины в зависимости от знака второй.

Ко второй относятся, например:

сравнение времени совпадения мгновенных значений подводимых величин с заданным;

использование совпадения по времени мгновенных значений нескольких величин;

определение знака одной величины в момент появления импульса полученного из другой;

определение порядка следования мгновенных значений подводимых величин.

Способы первой группы характеризуются тем, что критерием зоны действия их является знак постоянной составляющей в кривой выходного напряжения. Способы этой группы позволяют получить органы двустороннего действия; подводимые величины сравниваются по абсолютному значению и по фазе. Способы сравнения второй группы характеризуются тем, что в зоне недействия нет выходного сигнала и он появляется только в зоне действия, причем в виде однополярного импульсного напряжения.

Рассмотрим выполнение реагирующего элемента первой группы, который должен фиксировать нужный знак постоянной составляющей при минимальном ее значении. Выходной сигнал наиболее характерного и распространенного способа первой группы — сравнение двух величин по абсолютному значению — рассмотрим более подробно

$$U_{\text{вых}} = |e_1| - |e_2|$$

или после разложения в ряд Фурье выпрямленных синусоидальных величин  $e_1$  и  $e_2$  (в относительных единицах)

$$U_{\text{вых}} = \frac{2(1-\lambda)}{\pi} - \frac{4}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{\cos 2k\omega t - \lambda \cos (2k\omega t + 2k\varphi)}{(2k-1)(2k+1)} =$$

$$= \frac{2(1-\lambda)}{\pi} - \frac{4}{\pi} \sum_{k=1}^{\infty} \frac{U_{\text{max}} \sin (2k\omega t - \psi)}{(2k-1)(2k+1)}, \quad (1)$$

где  $\psi$  — угол сдвига гармоники с частотой  $2k\omega$ ;

$$\lambda = \frac{E_{2\text{max}}}{E_{1\text{max}}}; U_{\text{вых}} = \frac{U_{\text{вых}}}{E_{1\text{max}}}; \text{tg } \psi = \frac{\lambda \cos 2k\varphi - 1}{\lambda \sin 2k\varphi};$$

$\varphi$  — угол сдвига между  $e_1$  и  $e_2$ .

Первое слагаемое (1) — постоянная составляющая выходного сигнала ( $U_{\text{пс}}$ ); второе — переменная составляющая. Амплитуда гармонической слагающей с частотой  $2k\omega$

$$U_{\text{max}} = \frac{4}{\pi} \sqrt{\lambda^2 + 1 - 2\lambda \cos 2k\varphi}.$$

При учете только трех первых гармоник результирующее значение переменной слагающей

$$U_{\Sigma \text{max}} = \frac{4}{\pi} \sqrt{0,116(1+\lambda^2) - 2\lambda(0,111 \cos 2\varphi + \dots + 0,0044 \cos 4\varphi + 0,0008 \cos 6\varphi)} \quad (2)$$

Анализируя зависимость  $U_{\Sigma \text{max}} = f(\varphi)$ , отметим два крайних случая:

при  $\varphi = 0 \pm n\pi$ , где  $n$  — целое число, значение  $U_{\Sigma \text{max}}$  минимально и равно  $0,434(1-\lambda)$ ;

при  $\varphi = \frac{\pi}{2} \pm n\pi$ , оно максимально и равно  $0,434(1+\lambda)$ ;

при  $\lambda=1$  и синусоидальной форме  $e_1$  и  $e_2$  выходное напряжение представляет несинусоидальное переменное напряжение двойной частоты, форма кривой которого зависит от  $\varphi$ . Однако при любом  $\varphi$  продолжительность положительной полуволны

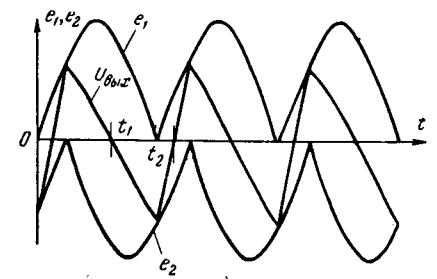
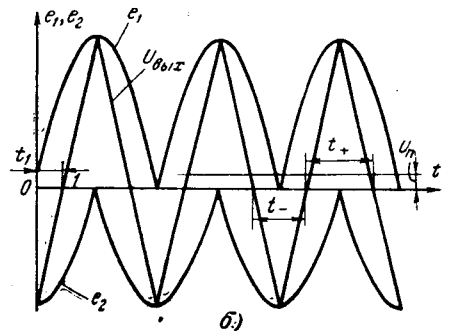


Рис. 1. Выходной сигнал схемы сравнения абсолютных значений при разных углах сдвига между сравниваемыми величинами.



ны равна отрицательной. В каждый полупериод кривая выходного напряжения пересекает осевую линию в момент  $t_1$  и  $t_2$ , которым соответствуют условия (рис. 1, а):

$$\left. \begin{aligned} \sin \omega t_1 - \sin (\omega t_1 + \varphi) &= 0 \\ \sin \omega t_2 + \sin (\omega t_2 + \varphi) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

После преобразований

$$\omega t_1 = \frac{\pi}{2} - \frac{\varphi}{2}; \quad \omega t_2 = \pi - \frac{\varphi}{2}.$$

Продолжительность полупериода

$$\omega t_2 - \omega t_1 = \frac{\pi}{2} = \frac{\omega T}{4}.$$

При  $E_{1\text{max}} > E_{2\text{max}}$  в кривой выходного напряжения появляется постоянная составляющая, причем длительность положительной полуволны возрастает, а отрицательной уменьшается.

Покажем это при  $\varphi = \frac{\pi}{2}$ , когда функция выходного напряжения является четной (рис. 1, б). В точке 1

$$E_{1\text{max}} \sin \omega t_1 - E_{2\text{max}} \sin \left( \omega t_1 + \frac{\pi}{2} \right) = 0$$

или

$$E_{1\text{max}} \sin \omega t_1 - E_{2\text{max}} \cos \omega t_1 = 0. \quad (4)$$

После преобразований

$$t_1 = \frac{\text{arctg } \lambda}{\omega}. \quad (5)$$

Продолжительность положительной полуволны выходного напряжения

$$t_+ = \frac{T}{2} - 2t_1,$$

отрицательной полуволны —

$$t_- = 2t_1.$$

Оценим соотношение между постоянной и переменной слагающей при  $\varphi = \frac{\pi}{2}$   $E_{1\max} = 5,1$  в и  $E_{2\max} = 5$  в без сглаживания выходного сигнала

$$\lambda = \frac{E_{2\max}}{E_{1\max}} = 0,98; U_{\Sigma\max*} = 0,842; U_{\Pi} = \frac{2(1-\lambda)}{\pi} = 0,0127;$$

$$\frac{U_{\Sigma\max*}}{U_{\Pi*}} = 66.$$

Разность между продолжительностью положительной и отрицательной полуволны выходного напряжения

$$\Delta t = \frac{T}{2} - 4t_1 = \frac{T}{2} - \frac{4 \arctg \lambda}{\pi} = 0,11 \text{ мсек.}$$

Таким образом, без сглаживания переменная слагающая выходного сигнала может в десятки раз превосходить постоянную, а разность между продолжительностью положительной и отрицательной полуволны столь мала, что фиксировать ее простыми средствами трудно.

При включении на выход схемы сравнения сглаживающего контура и полагая одинаковую степень сглаживания для всех гармоник, выходное напряжение сохраняет форму, близкую к треугольной и разность между продолжительностью положительной и отрицательной полуволны возрастает до значения

$$\Delta t = \frac{T}{2} \frac{U_{\Pi}}{U_{\max}},$$

где  $U_{\max}$  — амплитуда переменной слагающей выходного напряжения.

Если сглаживающее устройство позволяет пренебречь всеми гармониками, кроме основной (100 гц), то  $\Delta t = \frac{T}{\pi} \arcsin \frac{U_{\Pi}}{U_{\max}}$ .

Из обоих выражений для  $\Delta t$  следует, что если  $U_{\Pi} \rightarrow U_{\max}$ ,  $\Delta t \rightarrow \frac{T}{2}$ ,  $t_+ \rightarrow \frac{T}{2}$ ,  $t_- \rightarrow 0$ . При дальнейшем увеличении  $U_{\Pi}$  кривая  $U_{\text{вых}}$  не имеет отрицательных значений.

Из приведенного анализа можно сделать выводы:

на границе зоны действия (в частности, для схемы сравнения абсолютных значений при  $\lambda=1$ ) постоянная составляющая выходного напряжения отсутствует и продолжительность положительной полуволны выходного напряжения равна отрицательной;

при отклонении от границы зоны в кривой выходного напряжения появляется постоянная составляющая, продолжительность положительной полуволны возрастает, а отрицательная уменьшается;

по мере увеличения степени сглаживания, при прочих равных условиях, разность между продолжительностью положительной и отрицательной полуволн выходного напряжения возрастает;

отношение между переменной и постоянной слагающей выходного сигнала зависит от соотношения между абсолютными значениями подведенных величин и от угла сдвига между ними. При  $0 < \varphi < \frac{\pi}{2}$  это отношение стремится к  $\infty$  при  $\lambda \rightarrow 1$ , что соответствует границе зоны и уменьшается при от-

клонении от этой границы. Для способов сравнения по фазе входящих в первую группу соотношений между переменной и постоянной слагающей минимально в середине зоны и стремится к  $\infty$  на границе зоны независимо от соотношения абсолютных значений сравниваемых величин.

Эти выводы справедливы и для остальных способов сравнения первой группы. Следует отметить, что если в способе сравнения времени совпадения с временем несовпадения, сглаживающий конденсатор заряжается и перезаряжается током независимым от напряжения на нем, то загромождение реагирующего органа не вызывает уменьшения зоны, что характерно для остальных способов сравнения этой группы.

Известно, что чем выше степень сглаживания, тем длительнее переходные процессы в сглаживающей цепи при изменении выходного сигнала и тем значительнее влияние сглаживающей цепи на быстроедействие органа. При обычно принимаемых решениях, вблизи границы зоны переменная составляющая выходного сигнала схемы сравнения соизмерима, а в некоторых случаях и превышает постоянную составляющую.

Рассматриваемые способы фиксации постоянной составляющей кривой входного напряжения основаны на сравнении продолжительности положительной полуволны переменной составляющей на уровне индикации, с заданным временем. Форма кривой переменной составляющей принята синусоидальной, а в структурных схемах приняты обозначения:

**ИУ** — индикатор малого уровня входного напряжения  $U_{\text{ИУ}}$ , реагирующий только на один знак входного напряжения с пренебрежимо малым временем запаздывания выходного сигнала;

**В** — схема задержки выходного сигнала на время  $t_B$  с одновременным исчезновением входного и выходного сигнала;

**УВ** — выходной усилитель постоянного тока с пренебрежимо малой постоянной времени;

**ОС** — пассивный двух- или четырехполюсник в цепи обратной связи;

**РИ** — расширитель импульсов.

Из структурной схемы следует, что длительность выходного сигнала  $ИУ(t_{\text{И}})$  равна времени превышения мгновенным значением  $U_{\text{вх}}$  значения  $U_{\text{ИУ}}$ . Сигнал

на выходе схемы задержки **В** появляется, когда  $t_{\text{И}} > t_B$ , что соответствует появлению выходного сигнала и действию обратной связи. Таким образом,  $t_{\text{И}} \geq t_B$

является условием срабатывания реагирующих элементов, построенных по четырем рассматриваемым способам. Их различие состоит в разных методах получения непрерывного выходного сигнала. Для при-

нятых допущений условию  $t_{\text{И}} \geq t_B = \frac{T}{4}$  соответствует  $U_{\Pi} > U_{\text{ИУ}}$ , что обеспечивает фиксацию постоянной составляющей входного сигнала.

При выполнении реагирующего элемента по первому способу (рис. 2, а) и постоянной составляющей



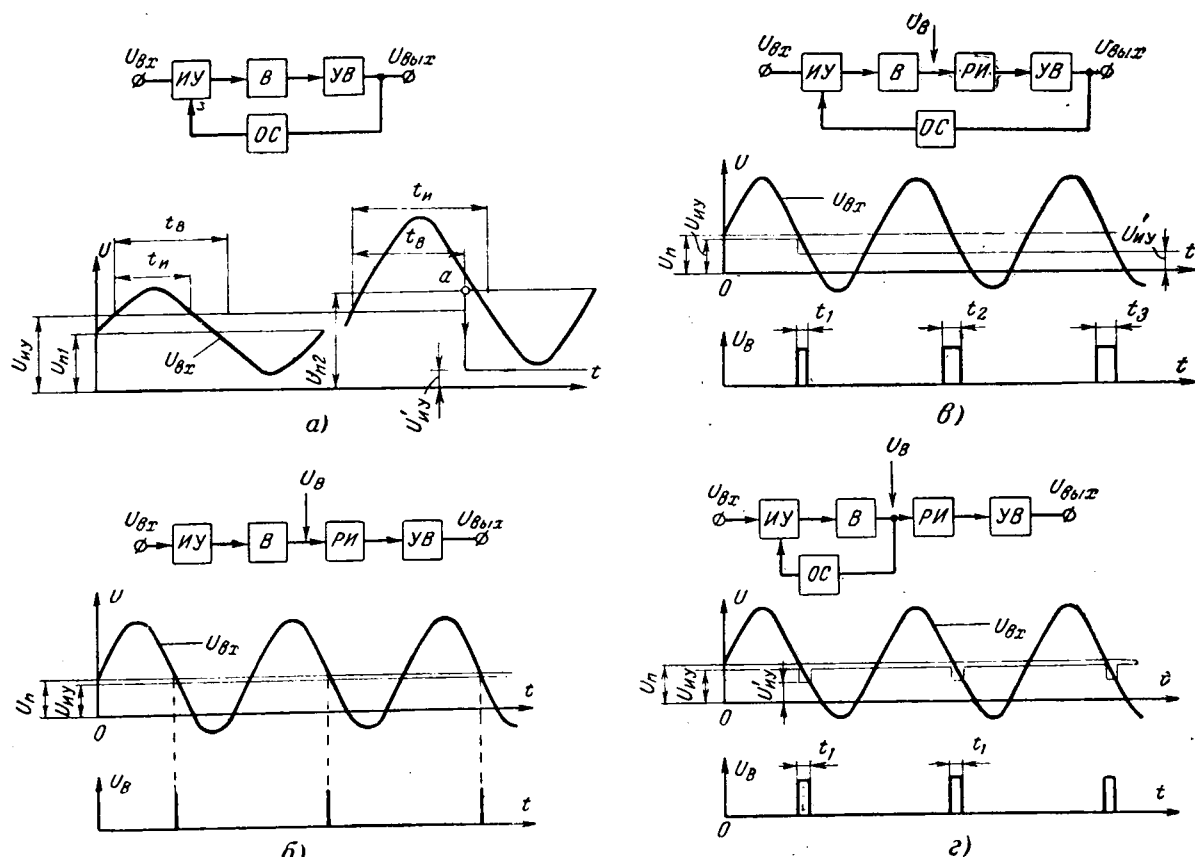


Рис. 2. Способы индикации постоянной составляющей входного напряжения.

входного напряжения  $U_{н2}$ , превышающей  $U_{ИУ}$ , продолжительность положительной полуволны входного напряжения на уровне индикации превышает задержку схемы  $B$  и на ее выходе появляется сигнал (момент  $a$ ), который через  $УВ$  и цепь обратной связи снижает уровень индикации  $ИУ$  до значения  $U'_{ИУ} < U_{вх\ min}$ , чем обеспечивается непрерывный выходной сигнал  $РЭ$ , поскольку в любой момент времени  $U_{вх} > U'_{ИУ}$ .

Условие непрерывного сигнала (см. таблицу), где  $K_1 = \frac{U_{н}}{U_{\max}}$ , а  $K_2 = \frac{U'_{ИУ}}{U_{ИУ}}$  указывает на необходимость отрицательного значения  $K_2$  при  $K_1 < 1$ . Это приводит к тому, что при исчезновении входного сигнала  $РЭ$  не возвращается после срабатывания, что обычно ограничивает область его применения условием  $K_1 > 1$ .

Остальные способы индикации постоянной составляющей не имеют этого недостатка (рис. 3, б, в, г).

Второй способ построения  $РЭ$  (рис. 3, б) использует  $РИ$ , необходимая продолжительность выходного импульса которого  $\tilde{t}_{РИ}$  не зависит от продолжительности входного (подготовительного) импульса и обеспечивается при весьма малом ее значении (рис. 2, б).

Длительность выходных сигналов схемы задержки ( $t_{И} - t_{В}$ ) после  $РИ$  становится равной  $t_{РИ} \geq \frac{T}{2}$ , т. е.

увеличивается до периода следования импульсов, что обеспечивает непрерывный выходной сигнал  $РЭ$  без цепи обратной связи.

Недостатком данного и последующих способов с расширителем импульсов является повышенное время возврата.

Последние два рассматриваемых здесь способа построения  $РЭ$  (рис. 2, в и г) содержат  $РИ$ , длительность выходного сигнала которого зависит от длительности входного (подготовительного) сигнала. Схемы таких  $РИ$  более просты и они более устойчивы к электромагнитным помехам.

Для обеспечения непрерывного выходного сигнала, т. е.  $t_{РИ} > \frac{T}{2}$  необходима некоторая минимальная длительность выходного сигнала  $t_1$ , которая обеспечивается обратной связью за счет снижения уровня индикации до  $U'_{ИУ}$ .

В  $РЭ$ , построенной по третьему способу (рис. 2, в), при срабатывании продолжительность первого импульса на выходе  $B$  равна  $t_1$ , а остальные превышают  $t_1$  в 2 раза. Для возврата  $РЭ$  необходимо такое уменьшение  $U_{вх}$ , которое снижает продолжительность установившихся импульсов до  $t_1$ , что обуславливает максимальное значение коэффициента возврата  $РЭ$  (меньше единицы), причем уменьшить его возможно обратной связью.

В схеме четвертого способа (рис. 2, г) продолжительность всех импульсов одинаковы, коэффициент возврата  $РЭ$  близок к единице и его регулировать нельзя.

Для всех перечисленных способов фиксации постоянной составляющей при изменении уставки схемы  $B$ , реагирующий элемент фиксирует значение, отличающееся от постоянной составляющей входного напряжения. При  $t_B < \frac{T}{4}$  фиксируется сумма постоянной составляющей и части переменной составляющей, при  $t_B \geq \frac{T}{4}$  — их разность. В частности, при  $t_B = 0$  фиксируется амплитуда входной величины  $U_n + U_{\max}$ ; при  $t_B \geq \frac{T}{2}$  — минимальное значение входной величины  $U_n - U_{\max}$ . Срабатывание  $PЭ$  при  $t_B \geq \frac{T}{2}$  происходит только при  $U_n > U_{\max}$ .

Рассмотренное в [Л. 2 и 3] выполнение  $PЭ$ , основанное на сравнении продолжительности положительной полуволны переменной составляющей с продолжительностью отрицательной полуволны, имеет преимущество перед рассмотренными в тех случаях, когда кривая входного напряжения содержит высшие гармонические, в частности, имеет дополнительные переходы через нуль за полупериод. Реагирующий элемент такого типа может непосредственно использоваться для сравнения времени совпадения с временем несовпадения. Однако для этого он, по-видимому, должен обладать значительно большей точностью сравнения, чем при использовании интегрирующего конденсатора.

Анализ соотношений, определяющих главные параметры  $PЭ$ , выполненных по рассмотренным принципам (таблица), позволяет сделать следующие выводы.

Построение  $PЭ$  по первому принципу наиболее просто, имеет минимальное время возврата, высокий коэффициент возврата с возможностью его регулировки. Из остальных способов следует выделить последний, который, обладая всеми достоинствами предыдущих, получается дополнением схемы  $PЭ$  по первому принципу расширителем импульсов, включаемым после усилителя выхода. Такое включение полностью сохраняет прин-

цип работы и параметры  $PЭ$ , расширитель импульсов лишь должен обладать необходимой выходной мощностью. Поэтому наиболее целесообразна реализация  $PЭ$  по первому принципу с одновременным осуществлением на ней способа, предложенного в [Л. 2 и 3].

Анализ способов выполнения реагирующего элемента для первой группы и выбранный тип структурной схемы, а также результаты дополнительного рассмотрения позволяют сформулировать основные требования к реализующей его схеме с учетом возможности использования его в измерительных органах, основанных на разных способах сравнения первой группы.

$PЭ$  должен срабатывать от постоянной составляющей входного напряжения одного знака, обеспечивая непрерывный выходной сигнал при пульсирующем входном;

должна регулироваться внутренняя задержка для фиксации значения входного сигнала, отличающегося от постоянной составляющей;

при исчезновении входного сигнала (включая разрыв и закорачивание входных зажимов)  $PЭ$  должен возвращаться;

должны включаться два  $PЭ$  без снижения чувствительности для получения измерительного органа двустороннего действия;

мощность срабатывания  $PЭ$  и его входное сопротивление должны приближаться к значениям, характерным для магнитоэлектрического реле, используемого в релейной защите (10 мка; 1,2—2 ком); схема  $PЭ$  должна позволить также использовать принцип сравнения продолжительности положительной и отрицательной полуволны;

на основе схемы  $PЭ$  должен просто строиться элемент выдержки времени;

$PЭ$  должен сочетаться с системой универсальных логических элементов по напряжениям питания и выходных сигналов, а также по рабочему диапазону температуры;

в схеме  $PЭ$  должны использоваться любые экземпляры деталей, удовлетворяющие ТУ на принятые типы.

Способ индикации	Условие срабатывания	Условие возврата	Условие непрерывности сигнала	Коэффициент возврата	Время срабатывания		Время возврата	
					max	min	max	min
I (рис. 2, а)	$t_H > t_B$	$U_{\text{вх min}} < U'_{\text{ИУ}}$	$U'_{\text{ИУ}} < U_{\text{вх min}}$ или $K_2 < \frac{K_1 - 1}{K_1}$	$\frac{K_1 K_2}{K_1 - 1}$	$\frac{3T}{4} - \frac{\arcsin \frac{U_n - U_{\max}}{U_{\max}}}{\omega}$	$t_B$	$\approx 0$	$\approx 0$
II (рис. 2, б)	—	$t_H < t_B$	$t_H > t_B$	$\approx 1$	—	—	$t_{PH}$ при $t_n = \infty$	$t_{PH} - \frac{T}{4}$
III (рис. 2, в)	—	$t'_H - t_B < t_1$	$K_2 < 1 - \frac{\sin 2\omega t_1}{K_1}$	$\frac{K_1 K_2}{K_1 - \sin \omega t_1}$	—	—	—	$\approx 0$
IV (рис. 2, г)	—	$t_H < t_B$	—	$\approx 1$	—	—	—	—

При реализации этих требований наиболее трудно получить необходимую чувствительность. Это объясняется тем, что коэффициент усиления по току массовых транзисторов сильно снижается при уменьшении тока коллектора. При токах коллектора 50—100 мка, свойственных первому каскаду, он уменьшается до 0,05—0,2 типового значения. Поэтому для обеспечения необходимой чувствительности в первом каскаде РЭ целесообразно использовать планарные транзисторы, имеющие при указанных токах коллектора удовлетворительный коэффициент усиления. Существует ряд схем, которые могут удовлетворить перечисленным требованиям. В настоящее время наиболее целесообразными представляются две схемы.

Рассмотрим первую из них (рис. 3,а) в нормальном режиме (без входного сигнала). Транзистор  $T1$ , являющийся индикатором малого уровня входного напряжения, открыт до насыщения через  $R_2$  и часть  $R_8$ . Транзистор  $T2$  закрыт, а конденсатор  $C_1$  разряжен. Выходной транзистор  $T3$  открыт до насыщения через  $R_4$  и стабилитрон  $D_2$ ; выходной сигнал имеет значение условного нуля. Для обеспечения необходимой чувствительности входные зажимы выполнены эквипотенциальными с помощью цепи  $R_1$ ,  $D_1$  и  $R_{10}$ . При появлении входного сигнала  $T1$  закрывается, а  $C_1$  заряжается через  $R_3$ . Когда по истечении заданной задержки  $C_1$  зарядится до напряжения на  $R_4$ ,  $T2$  открывается током через  $R_3$ . При протекании тока эмиттера  $T2$  падение на  $R_4$  увеличивается, стабилитрон  $D_2$  и транзистор  $T3$  закрываются, что приводит к появлению выходного сигнала в виде условной единицы. Все каскады участвуют в результирующем усилении входного сигнала, обеспечивая управление тремя логическими ячейками ИЛИ—НЕ.

При срабатывании ток базы  $T1$  близок к нулю, а входной ток, необходимый для срабатывания, близок к току через  $R_2$ , что и используется для снижения параметра срабатывания (индикации) при действии положительной обратной связи. Когда при запираании  $T3$  падение на  $R_8$  увеличивается, ток через  $R_2$  снижается, что приводит к снижению уровня индикации.

Вторая схема (рис. 3,б) отличается от первой соединением второго и третьего каскадов, причем последний каскад  $T3$  в нормальном режиме закрыт падением напряжения на  $D_2$ , а выходной сигнал имеет значение условной единицы. При появлении входного сигнала работа первых двух каскадов аналогична первой схеме, а третий каскад открывается коллекторным током  $T2$ .

Преимуществом второй схемы является повышенная чувствительность, а недостаток ее — ограниченное значение обратной связи — 0,5.

Обе схемы рассчитаны по методу учета наиболее неблагоприятных совпадений отклонений параметров деталей, обусловленных разбросом, изменением температуры и старением, что практически исключает нарушение в правильном функционировании схемы из-за постепенного отказа деталей. Меньшая чувствительность первого варианта обусловлена в основном наложением разбросов резистора  $R_4$  и стабилитрона  $D_2$ . Следует подчеркнуть, что для получения минимального напряжения

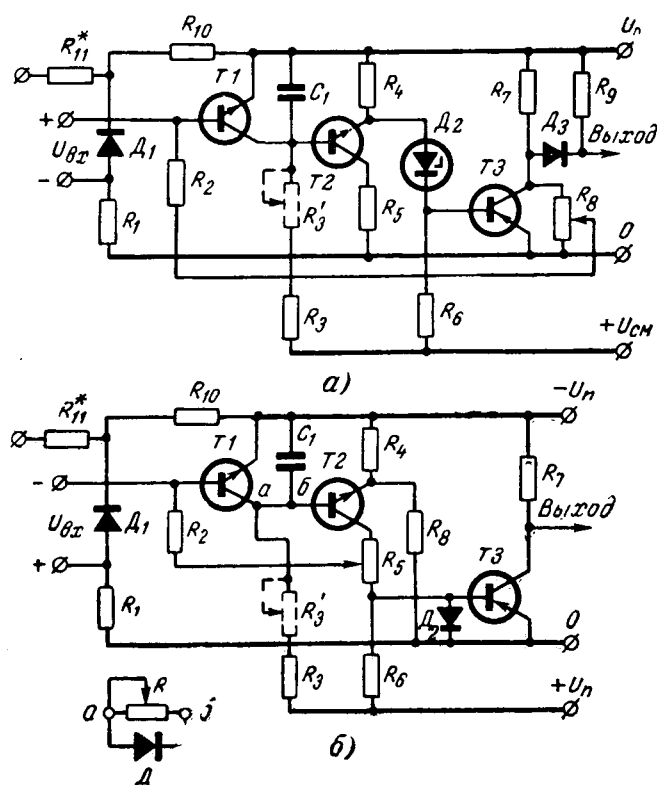


Рис. 3. Принципиальные схемы реагирующих элементов.

срабатывания и обеспечения правильной работы от источника входного сигнала с низким внутренним сопротивлением должна обеспечиваться точная эквипотенциальность входных зажимов. Это достигается подбором резистора  $R_{11}^*$  и включением его или на  $+U_{см}$  или на  $-U_{п}$  в зависимости от знака небаланса на свободных входных зажимах.

При небольшом дополнении схем может использоваться принцип индикации, основанный на сравнении продолжительности положительной полуволны с продолжительностью отрицательной. Если между точками  $a$  и  $b$  схемы включить параллельно включенные диод и резистор, то во время положительной полуволны конденсатор  $C_1$  заряжается через  $D$  и  $R_3$ , а во время отрицательной разряжается через  $R$  и переход коллектор—эмиттер  $T1$ . Соотношение между продолжительностями положительной и отрицательной полуволн, соответствующее срабатыванию, регулируется  $R$  и  $R_3$ . Выход схемы соединен с расширителем импульсов.

Рассмотренные схемы можно использовать как реагирующий элемент для органа выдержки времени на  $RC$ -цепи (рис. 4,а). Схема пуска поддерживает конденсатор  $C_0$  в разряженном состоянии, диод  $D_1$  открыт,  $D_2$  закрыт. Транзистор  $T1$  открыт током через  $R_2$ , т. е. реагирующий элемент не действует. При появлении пускового сигнала  $D_1$  запирается и  $C_0$  начинает заряжаться через  $R_1$ . Когда по истечении заданного времени  $C_0$  зарядится до напряжения, близкого к  $-U_{п}$ ,  $D_2$  и  $D_3$  открываются, а  $T1$  запирается, что соответствует срабатыванию.

Используя дифференциальное включение входов схем с дополнительными диодами  $D_1$ — $D_3$ , можно получить усилитель-формирователь обеих

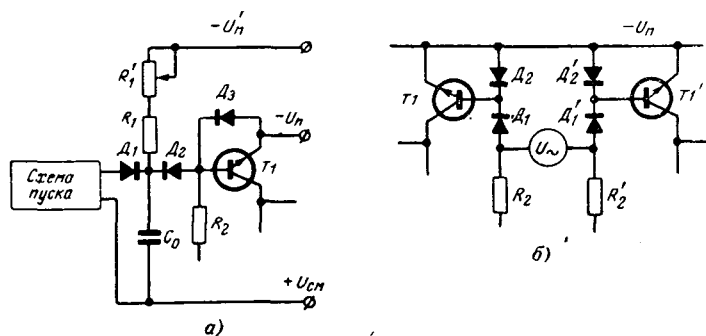


Рис. 4. Использование реагирующего элемента в органе выдержки времени и в качестве усилителя ограничителя.

половин входного напряжения с напряжением срабатывания 0,12—0,15 в и допустимым напряжением в сотни вольт (рис. 4,б). При положительной половине, когда мгновенное значение входного напряжения превосходит указанное напряжение срабатывания, запирается  $D_1$  и  $T_1$ , а входной ток, равный току через  $R_2$ , замыкается через цепь база—эмиттер  $T_1$ , который еще сильнее насыщается. При обратной половине запирается  $T_1$ . Входное сопротивление по мере роста входного напряжения стремится к значению  $R_2$ , которое обычно составляет сотни ком.

Подобное дифференциальное включение схем в обычном исполнении (т. е. без дополнительных диодов  $D_1$ — $D_2$ ) используется для получения органов двустороннего действия с сохранением чувствительности, характерной для единичного реагирующего элемента.

Лабораторные испытания макетов рассматриваемых реагирующих элементов на постоянном токе показали, что для обоих вариантов схем (в первом из них  $R_4$  было подобрано для конкретной схемы) без введения положительной обратной связи ток и напряжение срабатывания не превосходили соответственно 18 мка и 40 мв при введении обратной связи — 10 мка и 25 мв. При изменении окружающей температуры в пределах  $+50$ — $-40^\circ\text{C}$  изменение параметров срабатывания не превосходит  $\pm 15\%$ .

#### Литература

1. Фабрикант В. Л., Основы теории построения измерительных органов релейной защиты и автоматики, изд-во «Высшая школа», 1968.
2. Сушко В. А., Быстродействующие реле защиты по схеме сравнения двух величин, «Электротехника», 1968, № 1.
3. Сушко В. А., Влияние типа реагирующего элемента на поведение реле защиты при электромагнитных переходных процессах, сб. «Новые устройства защиты и противоаварийной автоматики», вып. 1, Информстандартэлектро, 1968.

[27.10.1969]



УДК 621.313.39

## Некоторые основные вопросы теории индукционных магнитогидродинамических машин с жидкометаллическим рабочим телом

Доктор техн. наук А. И. ВОЛЬДЕК

Ленинград

и канд. техн. наук Х. И. ЯНЕС

Таллин

**Введение.** В последние годы производится интенсивная разработка индукционных магнитогидродинамических (МГД) машин с жидкометаллическим рабочим телом. Применение этих машин в качестве двигателей или насосов для жидких металлов непрерывно расширяется. Разрабатываются также генераторы этого типа. Кроме того, возрастает интерес к линейным асинхронным двигателям, которые по своей конструкции и принципу действия аналогичны индукционным МГД машинам.

На рис. 1 схематически представлена конструкция наиболее распространенных в настоящее время

плоских линейных индукционных МГД машин (1 — сердечник индуктора; 2 — многофазные обмотки; 3 — стенки канала для жидкого металла). Наиболее характерными особенностями этих машин в электромагнитном отношении является наличие продольных и поперечных краевых эффектов, вызванных конечной длиной и конечной шириной машины. Эти эффекты усложняют электромагнитные явления и уменьшают эффективность машины. В [Л. 1] показано, что продольные краевые эффекты могут быть теоретически полностью или почти полностью подавлены. Поэтому исследование поперечного краевого эффекта может быть произведено независимо от продольного.

Вредное влияние поперечного краевого эффекта в распределении вторичных токов в случае неагрессивных жидких металлов может быть значительно уменьшено путем применения продольных боковых медных шин, которые имеют электрический контакт с жидким металлом и расположены за пределами сердечников. В цилиндрических ин-

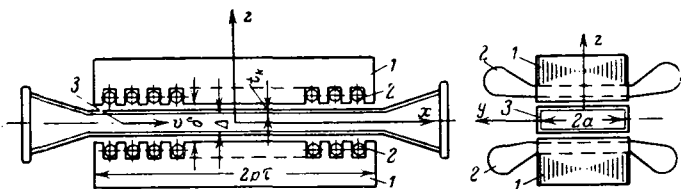


Рис. 1.

дукционных машинах поперечный краевой эффект полностью отсутствует.

Задача об электромагнитном поле во вторичной среде плоской индукционной МГД машины без боковых шин составляет основу теории этих машин. Путем предельного перехода из решения этой задачи могут быть получены расчетные соотношения для случая, когда поперечный краевой эффект отсутствует. Указанная задача и связанные с ней вопросы рассматривались авторами уже ранее [Л. 2—5]. В связи с необходимостью совершенствования теории индукционных МГД машин в статье проводится обобщение и дальнейшее развитие указанных работ.

**Исходные положения.** Примем следующие допущения.

1. Сердечники индуктора лишены пазов и имеют магнитную проницаемость  $\mu_c = \infty$  и электрическую проводимость  $\gamma_c = 0$ .

2. Для учета зубчатости и магнитного насыщения сердечников индуктора вместо реального зазора  $\delta$  вводится в рассмотрение эквивалентный зазор

$$\delta' = k_\delta k_\mu \delta,$$

где  $k_\delta$  — коэффициент зазора;  $k_\mu$  — коэффициент магнитной цепи.

3. Многофазная первичная обмотка создает синусоидальную бегущую волну линейной токовой нагрузки.

4. Токи первичной обмотки распределены в зазоре между сердечниками индуктора равномерно по его эквивалентной толщине  $\delta'$ .

5. Жидкий металл движется как твердое тело со скоростью  $u$  в направлении движения поля.

6. Вместо реальной толщины слоя жидкого металла  $\Delta$  принимается, что металл заполняет весь зазор  $\delta'$  между сердечниками индуктора, причем для сохранения реальной электрической проводимости всего слоя жидкого металла его удельная электрическая проводимость  $\gamma_m$  уменьшается в отношении  $\Delta/\delta'$ .

7. Стенки канала в общем случае являются электропроводящими и при этом также принимаются, что материал стенок канала общей толщиной  $2t_k$  распределен по всей толщине зазора  $\delta'$  с соответствующим уменьшением его удельной электрической проводимости. Влияние боковых стенок канала не учитывается.

Принятые допущения направлены на упрощение математических соотношений без существенного ущерба для их точности. Главным результатом этих допущений является то, что все электромагнитные величины не будут зависеть от координаты  $z$  и задача становится двумерной. При этом существуют только составляющие вторичной плотности тока  $j_{2x}$  и  $j_{2y}$ . При такой постановке задачи не учитывается «толщинный» поверхностный эффект в распределении вторичных токов по направлению оси  $z$ . Этот эффект снижает технико-экономические показатели машины. Реальные машины строятся с таким расчетом, чтобы не допускать заметного проявления этого эффекта и поэтому принятые допущения достаточно правомерны.

В соответствии со сказанным не учитывается также влияние продольных краевых эффектов. Таким образом, в сущности рассматривается бесконечно длинная машина, в которой выделяется участок длиной  $l = 2\pi\tau$ , равный активной длине реальной машины. Здесь  $p$  — число пар полюсов и  $\tau$  — полюсное деление.

**Уравнение для напряженности вторичного магнитного поля.** Примем, что координаты  $x, y, z$  (рис. 1) связаны с движущимся жидким металлом. Тогда все электромагнитные величины изменяются с угловой частотой скольжения

$$\omega_2 = s\omega_1 = 2\pi f_1 s.$$

Скольжение  $s$  принимается положительным для двигательного режима работы.

Представим величины результирующего поля (без индекса) в виде сумм величин первичного (индекс 1) и вторичного (индекс 2) полей. Тогда основные уравнения Максвелла можно представить в виде:

$$\text{rot } H_2 = j_2; \quad (1)$$

$$\text{rot } E = -\mu_0 \frac{\partial (H_1 + H_2)}{\partial t}; \quad (2)$$

$$j_2 = \gamma_2 E. \quad (3)$$

На основании (1) и (3) имеем:

$$\text{rot rot } H_2 = \gamma_2 \text{rot } E,$$

а по (2)

$$\text{rot rot } H_2 = -\mu_0 \gamma_2 \frac{\partial (H_1 + H_2)}{\partial t}. \quad (4)$$

С другой стороны, для любого вектора, а следовательно, и для вектора  $H_2$  действительно соотношения

$$\text{rot rot } H_2 = \text{grad div } H_2 - \Delta H_2.$$

Так как  $\text{div } H_2 = 0$ , то согласно (4) получим:

$$\Delta H_2 - \mu_0 \gamma_2 \frac{\partial H_2}{\partial t} = \mu_0 \gamma_2 \frac{\partial H_1}{\partial t}, \quad (5)$$

причем  $H_1$  можно считать заданным.

Векторы  $H_1$  и  $H_2$  имеют составляющие только по оси  $z$ . Кроме того, так как первичное поле представляет собой синусоидальную бегущую волну, то и вторичное поле представляет собой такую же волну. Поэтому  $H_1$  и  $H_2$  можно представить в комплексной форме:

$$\left. \begin{aligned} H_1 &\doteq \dot{H}_{1m} e^{i(s\omega_1 t - \alpha x)}; \\ H_2 &\doteq \dot{H}_{2m} e^{i(s\omega_1 t - \alpha x)}, \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

где

$$\alpha = \frac{\pi}{\tau}; \quad (7)$$

$\dot{H}_{1m}$  от координат не зависит, а  $\dot{H}_{2m}$  зависит только от  $y$ .

Подставив эти значения  $H$  в (5) и учитывая, что в нашем случае

$$\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2},$$

получим уравнение для амплитуды напряженности вторичного магнитного поля в виде:

$$\frac{d^2 \dot{H}_{2m}}{dy^2} - \lambda^2 \dot{H}_{2m} = i\alpha^2 \epsilon \dot{H}_{1m}. \quad (8)$$

При этом введены обозначения:

$$\lambda = \alpha \sqrt{1 + i\varepsilon}, \quad (9)$$

$$\varepsilon = \frac{\mu_0 \gamma_2 s \omega_1}{\alpha^2} = \frac{\mu_0 \gamma_2 s \omega_1 \tau^2}{\pi^2}, \quad (10)$$

где безразмерная величина  $\varepsilon$  представляет специфическую форму так называемого магнитного числа Рейнольдса [Л. 6].

При непроводящих стенках канала эквивалентная удельная электрическая проводимость вторичной среды

$$\gamma_2 = \frac{\gamma_m \Delta}{\delta'}, \quad (11)$$

где  $\gamma_m$  — удельная электрическая проводимость жидкого металла.

При проводящих стенках канала имеем:

$$\gamma_2 = \frac{\gamma_m \Delta}{\delta'} + \frac{\gamma_k 2t_k}{s \delta'}, \quad (12)$$

где  $\gamma_k$  — удельная электрическая проводимость материала стенок канала.

Скольжение  $s$  в (12) учитывает то обстоятельство, что в неподвижных стенках канала действующая напряженность электрического поля и при прочих равных условиях плотность тока в  $1/s$  раз больше, чем в жидком металле. Если  $\gamma_2$  по (12) подставить в (10), то  $\varepsilon$  представится в виде двух составляющих, с угловыми частотами тока  $s\omega_1$  и  $\omega_1$ , что вполне соответствует физике явлений.

Напряженность первичного поля  $\dot{H}_{1m}$  можно принять за вещественное число и выразить через амплитуду н. с.  $F_m$  линейную нагрузку  $A_1$  или фазный ток  $I_1$  первичной обмотки [Л. 7]:

$$H_{1m} = \frac{F_m}{\delta'} = \frac{\sqrt{2} A_1 k_{w1} \tau}{\pi \delta'} = \frac{m_1 \sqrt{2}}{\pi \delta'} \frac{\omega_1 k_{w1}}{p} I_1. \quad (13)$$

Здесь  $m_1$  — число фаз первичной обмотки;  $\omega_1$  — число витков в фазе;  $k_{w1}$  — обмоточный коэффициент основной гармоники.

Амплитуды вторичных электромагнитных величин. Решение уравнения (8) имеет вид:

$$\dot{H}_{2m} = C_1 \operatorname{sh} \lambda y + C_2 \operatorname{ch} \lambda y - \frac{i\varepsilon}{1+i\varepsilon} H_{1m},$$

в правильности которого можно убедиться путем подстановки в (8).

Постоянные  $C_1$ ,  $C_2$  определяются из граничных условий для  $\dot{H}_{2m}$  на боковых гранях канала при  $y = \pm a$ . Линии вторичного тока в плоскостях  $xOy$  канала изображены на рис. 2. Поэтому значение  $\dot{H}_{2m}$  максимально при  $y=0$  и

$$[\dot{H}_{2m}]_{y=\pm a} = 0.$$

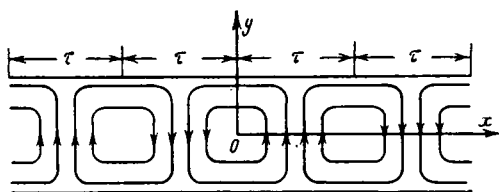


Рис. 2.

После определения постоянных получим:

$$\dot{H}_{2m} = -\frac{i\varepsilon H_{1m}}{1+i\varepsilon} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a}\right). \quad (14)$$

На основании (1) составляющие плотности эквивалентного вторичного тока могут быть представлены в виде:

$$j_{2x} = \frac{\partial H_{2z}}{\partial y}; \quad j_{2y} = -\frac{\partial H_{2z}}{\partial x}.$$

Поэтому согласно (6) и (14) получим выражения для комплексных значений амплитуд плотности этого тока:

$$j_{2mx} = \frac{i\varepsilon H_{1m}}{\sqrt{1+i\varepsilon}} \frac{\operatorname{sh} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda y}; \quad (15)$$

$$j_{2my} = \frac{\varepsilon H_{1m}}{1+i\varepsilon} \left(1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a}\right). \quad (16)$$

При отсутствии поперечного краевого эффекта (бесконечно широкая плоская и цилиндрическая машина или плоская машина с бесконечно проводящими боковыми шинами) надо положить  $a = \infty$ , и тогда имеем:

$$\left. \begin{aligned} \dot{H}_{2m} &= -\frac{i\varepsilon H_{1m}}{1+i\varepsilon}; \\ j_{2mx} &= 0; \\ j_{2my} &= \frac{\varepsilon H_{1m}}{1+i\varepsilon} \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

Плотности токов в жидком металле и в стенках канала можно определить следующим образом.

Если (15)–(17) умножить на  $\delta'$ , то найдем величины составляющих вторичных токов на единицу длины машины. Если затем умножить еще числитель и знаменатель этих величин на  $\gamma_2$  и в числителе заменить  $\gamma_2$  правой частью равенства (12), то эти токи представляются в виде сумм двух составляющих, равных токам в металле и в стенках канала. Разделив эти составляющие соответственно на  $\Delta$  и  $2t_k$ , получим амплитуды плотностей тока в жидком металле:

$$\left. \begin{aligned} j_{mx} &= \frac{\gamma_m}{\gamma_2} j_{2mx}; \\ j_{my} &= \frac{\gamma_m}{\gamma_2} j_{2my}. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

В стенках канала аналогичные выражения имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} j_{kx} &= \frac{\gamma_k}{s\gamma_2} j_{2mx}; \\ j_{ky} &= \frac{\gamma_k}{s\gamma_2} j_{2my}. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

Электромагнитная мощность, передаваемая во вторичную цепь. Обратимся к аналогии с трансформатором.

Уравнение напряжения трансформатора имеет вид:

$$\dot{U}_1 = r_1 \dot{I}_1 + ix_{\sigma 1} \dot{I}_1 + ix_{r1} \dot{I}_1 + ix_{12} \dot{I}_2, \quad (20)$$

где  $r_1$ ,  $x_{\sigma 1}$  — активное сопротивление и индуктивное сопротивление рассеяния первичной цепи;  $x_{r1}$  — главное индуктивное сопротивление первичной це-

пи, обусловленное той частью первичного магнитного потока, которая сцепляется со вторичной цепью;  $x_{12}$  — взаимное индуктивное сопротивление.

Последний член (20), взятый с обратным знаком, равен э. д. с. взаимной индукции  $\dot{E}'_{12}$ , индуктируемой вторичным током в первичной цепи.

Умножив обе части (20) на сопряженный комплекс первичного тока, получим:

$$\dot{U}_1 I_1^* = r_1 I_1^2 + i x_{11} I_1^2 + i x_{r1} I_1^2 + i x_{12} I_2^* I_1. \quad (21)$$

Здесь

$$\dot{U}_1 I_1^* = P_1 + i Q_1 = \tilde{S}_1;$$

$$\tilde{S}_{\text{эм}} = P_{\text{эм}} + i Q_{\text{эм}} = i x_{12} I_2^* I_1 = -\dot{E}'_{12} I_1^*,$$

$\tilde{S}_1$  — комплекс первичной мощности;  $\tilde{S}_{\text{эм}}$  — комплекс электромагнитной мощности, передаваемой во вторичную цепь.

Аналогично этому элементарная электромагнитная мощность  $d\tilde{S}_{\text{эм}}$ , передаваемая из первичной обмотки в элементарный объем  $dx dy dz$  вторичной среды рассматриваемой нами машины, соответствует выражению:

$$d\tilde{S}_{\text{эм}} = -\frac{\dot{E}_{21m}}{\sqrt{2}} \frac{I_{1m}^*}{\sqrt{2}} dx dy dz, \quad (22)$$

где  $\dot{E}_{21m}$  — амплитуда напряженности электрического поля, индуктируемого вторичным магнитным полем в неподвижной первичной обмотке, которая как бы «рассыпана» в зазоре:

$$\dot{E}_{21m} = 2\tau f_1 \mu_0 \dot{H}_{2m} = \frac{\mu_0 \omega_1}{a} \dot{H}_{2m}. \quad (23)$$

Выражение (23), как нетрудно убедиться, вытекает из уравнения

$$\text{rot } \mathbf{E} = -\mu_0 \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial t},$$

если иметь в виду, что  $\mathbf{E}_{21}$  имеет только составляющую по оси  $y$ , а  $\mathbf{H}_2$  только составляющую по оси  $z$ , причем в неподвижных координатах индуктора имеем:

$$\begin{aligned} E_{21} &\doteq \dot{E}_{21m} e^{i(\omega_1 t - \alpha x)}, \\ H_2 &\doteq \dot{H}_{2m} e^{i(\omega_1 t - \alpha x)}. \end{aligned}$$

Для плотности тока первичной обмотки в зазоре и ее амплитуды согласно (1) и (6) получим выражения:

$$\begin{aligned} j_{2y} &= -\frac{\partial H_{1z}}{\partial x}; \\ j_{1m} &= i a H_{1m}. \end{aligned} \quad (24)$$

На основании (14), (22) — (24) можно записать уравнение для полной электромагнитной мощности:

$$\tilde{S}_{\text{эм}} = \frac{\omega_1 \mu_0 H_{1m}^2}{2} \frac{e}{1+i\epsilon} \int_{-l/2}^{+l/2} dx \int_{-a}^{+a} dy \int_{-\delta'/2}^{+\delta'/2} \left(1 - \frac{\text{ch } \lambda y}{\text{ch } \lambda a}\right) dz$$

или

$$\tilde{S}_{\text{эм}} = Q_{10} K_s, \quad (25)$$

где

$$Q_{10} = \frac{\omega_1 \mu_0 H_{1m}^2}{2} l 2a \delta'; \quad (26)$$

$$K_s = \frac{1}{2a} \frac{e}{1+i\epsilon} \int_{-a}^{+a} \left(1 - \frac{\text{ch } \lambda y}{\text{ch } \lambda a}\right) dy$$

или

$$\left. \begin{aligned} K_s &= K_a - i K_p, \\ K_a &= \text{Re} \left[ \frac{e}{1+i\epsilon} \left(1 - \frac{\text{th } \lambda a}{\lambda a}\right) \right]; \\ K_p &= -\text{Im} \left[ \frac{e}{1+i\epsilon} \left(1 - \frac{\text{th } \lambda a}{\lambda a}\right) \right]. \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

Величина  $Q_{10}$  представляет, очевидно, реактивную мощность первичного магнитного поля в зазоре. Если подставить в (26) значение  $H_{1m}$  по последнему равенству (13), а также  $l = 2\pi\tau$ , то получим:

$$Q_{10} = m_1 x_{r1} I_1^2, \quad (28)$$

где  $x_{r1}$  — первичное главное индуктивное сопротивление фазы первичной обмотки, соответствующее первичному магнитному полю в зазоре [Л. 7]:

$$x_{r1} = \frac{4m_1 f_1}{\pi} \frac{\mu_0 \tau 2a}{\delta'} \frac{\omega_1^2 k_{w1}^2}{p}. \quad (29)$$

Комплексный коэффициент  $K_s$  отражает процессы во вторичной цепи. В машинах без поперечного краевого эффекта ( $a = \infty$ ) имеем:

$$\left. \begin{aligned} K_s &= \frac{e}{1+i\epsilon}; \\ K_a &= \frac{e}{1+\epsilon^2}; \\ K_p &= \frac{\epsilon^2}{1+\epsilon^2}. \end{aligned} \right\} \quad (30)$$

Значение коэффициента  $K_a$  может быть положительным или отрицательным в зависимости от  $\epsilon$  (плюс для двигательного и минус для генераторного режимов работы). Знак минус перед  $\text{Im}$  в (27) отражает тот факт, что вторичное поле оказывает на первичное поле размагничивающее действие. Комплексный коэффициент  $K_s$  определяет также согласно (14) среднее значение  $\dot{H}_{2m}$  по ширине канала:

$$\dot{H}_{2mcp} = \frac{1}{2a} \int_{-a}^{+a} \dot{H}_{2m} dy = -i K_s H_{1m}.$$

Отметим, что в [Л. 2 — 7] вместо  $K_a$  и  $K_p$  были введены коэффициенты:

$$k_a = k_{oc} = \frac{K_a}{e}, \quad k_p = -\frac{K_p}{e}.$$

Введенные здесь коэффициенты  $K_a$  и  $K_p$  более полно отражают явления во вторичной цепи.

Выделим в уравнении для  $\lambda$  по (9) вещественную и мнимую части:

$$\lambda = M + iN. \quad (31)$$



Выражения для  $M$  и  $N$  будут иметь вид:

$$M = \frac{m\xi}{a}; \quad N = \frac{n\xi}{a}, \quad (32)$$

где

$$\left. \begin{aligned} m &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + \sqrt{1 + \varepsilon^2}}; \\ n &= \frac{\varepsilon}{2m}; \\ \xi &= \frac{\pi a}{\tau}. \end{aligned} \right\} \quad (33)$$

Используя принятые обозначения, по (27) получим:

$$\left. \begin{aligned} K_a &= \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon^2} \left[ 1 - \frac{(2m^2 - \varepsilon^2) \operatorname{sh} 2m\xi + \varepsilon(2m^2 + 1) \sin 2n\xi}{2m\xi \sqrt{1 + \varepsilon^2} (\operatorname{ch} 2m\xi + \cos 2n\xi)} \right]; \\ K_p &= \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon^2} \left[ \varepsilon - \frac{\varepsilon(2m^2 + 1) \operatorname{sh} 2m\xi - (2m^2 - \varepsilon^2) \sin 2n\xi}{2m\xi \sqrt{1 + \varepsilon^2} (\operatorname{ch} 2m\xi + \cos 2n\xi)} \right]. \end{aligned} \right\} \quad (34)$$

Кривые  $K_a$  и  $K_p$ , рассчитанные по (34), представлены на рис. 3 и 4. При  $a/\tau \rightarrow \infty$  величины  $K_a$  и  $K_p$  асимптотически приближаются к их значениям по (30).

Согласно (25) и (27) имеем:

$$\tilde{S}_{\text{эм}} = P_{\text{эм}} + iQ_{\text{эм}}, \quad (35)$$

где  $P_{\text{эм}}$  и  $Q_{\text{эм}}$  — соответственно активная и реактивная размагничивающая электромагнитные мощности:

$$P_{\text{эм}} = K_a Q_{10}; \quad (36)$$

$$Q_{\text{эм}} = -K_p Q_{10}. \quad (37)$$

Если  $P_{\text{эм}}$  и  $Q_{\text{эм}}$  умножить на  $\gamma_2 \delta' / \gamma_2 \delta'$  и в числитель этого выражения подставить значение  $\gamma_2$

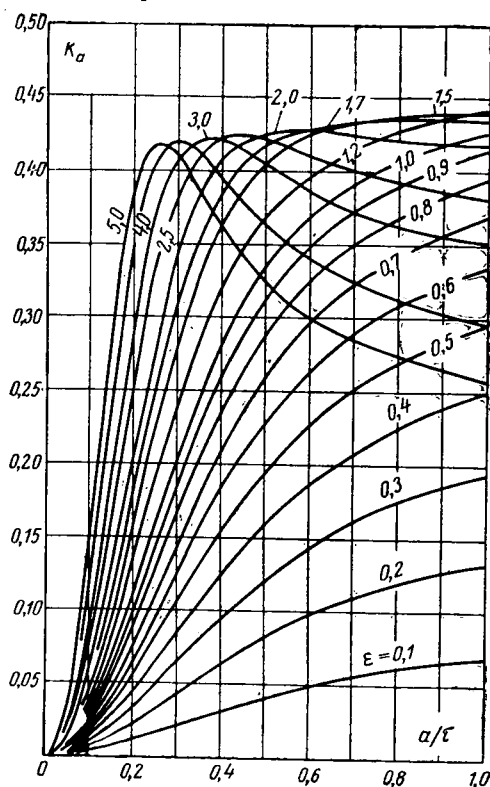


Рис. 3.

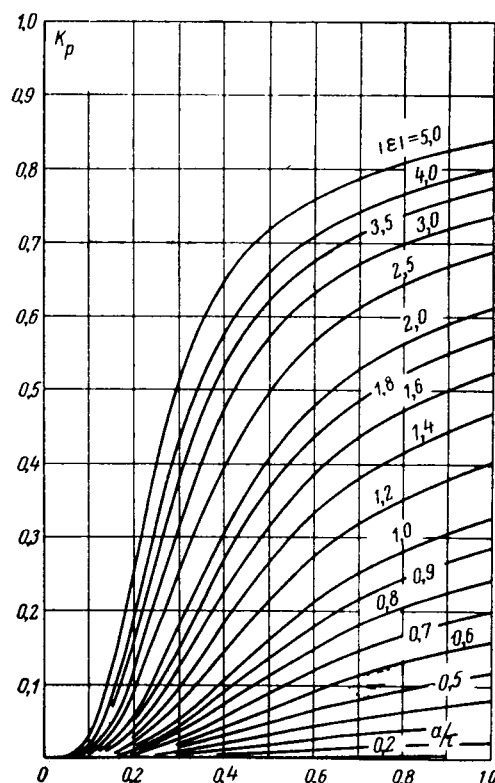


Рис. 4.

по (12), то  $P_{\text{эм}}$  и  $Q_{\text{эм}}$  будут представлены в виде сумм двух составляющих, которые соответствуют активным мощностям, передаваемым жидкому металлу ( $P_{\text{эм.м}}$ ) и стенкам в каналах ( $P_{\text{эм.к}}$ ) и соответствующим реактивным (размагничивающим) мощностям. В результате для этих мощностей получим:

$$\left. \begin{aligned} P_{\text{эм.м}} &= \frac{\gamma_m \Delta}{\gamma_2 \delta} K_a Q_{10}; \\ P_{\text{эм.к}} &= \frac{\gamma_k 2t_k}{s \gamma_2 \delta'} K_a Q_{10}; \\ Q_{\text{эм.м}} &= -\frac{\gamma_m \Delta}{\gamma_2 \delta'} K_p Q_{10}; \\ Q_{\text{эм.к}} &= -\frac{\gamma_k 2t_k}{s \gamma_2 \delta'} K_p Q_{10}. \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

Электромагнитная сила и электрические потери во вторичной среде. На элемент объема вторичной среды в направлении оси  $x$  действует электромагнитная сила

$$dF_{\text{эм}} = B j_{2y} dx dy dz,$$

среднее значение которой

$$dF_{\text{эм.ср}} = \operatorname{Re} \left[ \frac{\psi_0 (\dot{H}_{1m} + \dot{H}_{2m})}{\sqrt{2}} \frac{j_{2my}}{\sqrt{2}} \right] dx dy dz.$$

В соответствии с (14) и (16) произведение  $\dot{H}_{2m} j_{2my}$  представляет чисто мнимое число, вещественная часть которого равна нулю.

Поэтому имеем:

$$F_{\text{эм}} = \operatorname{Re} \left[ \frac{\alpha_{10}^2 H_{1m}^2}{2} \frac{\varepsilon}{1 + i\varepsilon} \int_{-l/2}^{+l/2} dx \int_{-a}^{+a} dy \int_{-\delta'/2}^{+\delta'/2} \left( 1 - \frac{\operatorname{ch} \lambda y}{\operatorname{ch} \lambda a} \right) dz \right]$$

или

$$F_{эм} = \frac{\alpha \mu_0 H_{1m}^2}{2} l 2a \delta' K_a. \quad (39)$$

Согласно (26), (36) и (39) получим:

$$P_{эм} = \frac{\omega_1}{\alpha} F_{эм} = 2\tau f_1 F_{эм}. \quad (40)$$

Это соотношение известно из теории асинхронных машин.

Величину  $F_{эм}$  можно подразделить на составляющие аналогично (38). На жидкий металл действует электромагнитная сила

$$F_{эм,м} = \frac{\alpha}{\omega_1} P_{эм,м} = \frac{\gamma_m \Delta}{\gamma_2 \delta'} \frac{\alpha}{\omega_1} K_a Q_{10}, \quad (41)$$

а на стенки канала действует сила

$$F_{эм,к} = \frac{\alpha}{\omega_1} P_{эм,к} = \frac{\gamma_k 2t_k}{s \gamma_2 \delta'} \frac{\alpha}{\omega_1} K_a Q_{10}. \quad (42)$$

Электромагнитный напор, действующий в жидком металле в результате действия электромагнитных сил, запишем в виде выражения:

$$p_{эм} = \frac{F_{эм,м}}{2a\Delta} = \frac{\alpha \gamma_m}{\omega_1 2a \delta' \gamma_2} K_a Q_{10}. \quad (43)$$

Используя приведенные выше соотношения, формуле для  $p_{эм}$  можно будет придать также следующий вид:

$$p_{эм} = B_{1m}^2 s f_1 \tau \gamma_m l k_{ос}. \quad (44)$$

Выражение (44) впервые было приведено в [Л. 2].

Действительный гидравлический напор отличается от  $p_{эм}$  на величину гидравлических потерь напора.

Механическая мощность, развиваемая в жидком металле, определяется соотношением:

$$P_{мех,м} = \eta F_{эм,м} = (1-s) 2\tau f_1 F_{эм,м} = (1-s) P_{эм,м}, \quad (45)$$

а электрические потери

$$p_{эл,м} = P_{эм,м} - P_{мех,м} = s P_{эм,м} = \frac{s \gamma_m \Delta}{\gamma_2 \delta'} K_a Q_{10}. \quad (46)$$

Мощность  $P_{эм,к}$  по (38) представляет электрические потери в стенках канала. Выражение для определения полных электрических потерь во вторичной цепи имеет вид:

$$p_{эл} = p_{эл,м} + P_{эм,к} = \left( \frac{s \gamma_m \Delta}{\gamma_2 \delta'} + \frac{\gamma_k 2t_k}{s \gamma_2 \delta'} \right) K_a Q_{10}. \quad (47)$$

**Последовательная схема замещения.** Подставим на основании изложенного в правую часть (21) вместо его последнего члена значение электромагнитной мощности на одну фазу согласно (25), (27) и (28). Тогда получим:

$$\dot{U}_1 I_1^* = r_1 I_1^2 + i x_{\sigma 1} I_1^2 + i x_{r1} I_1^2 + K_a x_{r1} I_1^2 - i K_p x_{r1} I_1^2.$$

Заменим здесь  $I_1^2$  на  $I_1 I_1^*$  и разделим обе части равенства на  $I_1^*$ . Тогда получим уравнение напряжения фазы индукционной МГД машины:

$$\dot{U}_1 = r_1 I_1 + i x_{\sigma 1} I_1 + i x_{r1} I_1 - i K_p x_{r1} I_1 + K_a x_{r1} I_1. \quad (48)$$

Последние два члена этого уравнения отражают процессы во вторичной цепи. Сопротивления  $K_p x_{r1}$  и  $K_a x_{r1}$  называются вносимыми сопротивлениями [Л. 8]. Уравнению (48), очевидно, соответ-

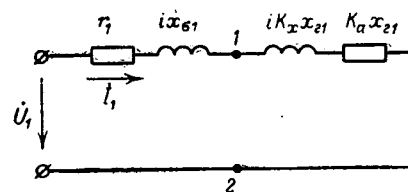


Рис. 5.

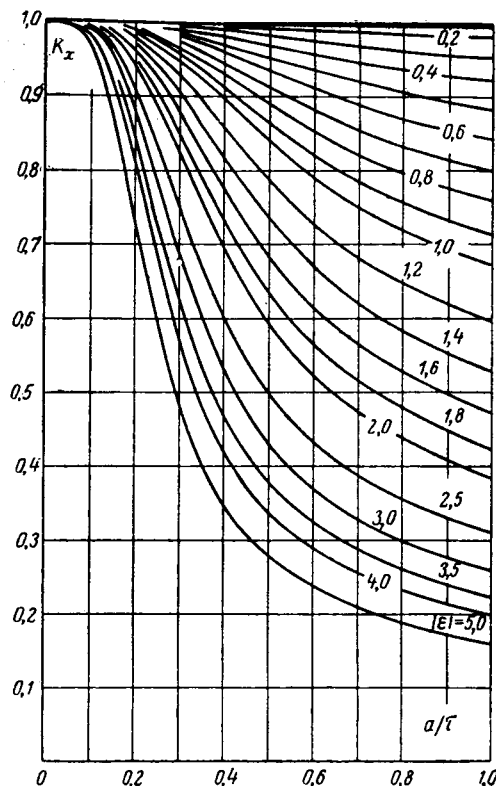


Рис. 6.

ствует последовательная схема замещения, изображенная на рис. 5, причем

$$\left. \begin{aligned} r_B &= K_a x_{r1}; \\ x_{r,B} &= (1 - K_p) x_{r1} = K_x x_{r1}. \end{aligned} \right\} \quad (49)$$

Кривые множителя  $K_x$  приведены на рис. 6. При известных параметрах схемы на рис. 5 легко рассчитать ток  $I_1$  и реактивную мощность  $Q_{10}$  по (28). После этого через  $Q_{10}$  могут быть выражены все другие интегральные электромагнитные величины.

**Параллельная схема замещения.** В теории асинхронных машин вместо последовательной схемы замещения (рис. 5) пользуются параллельной схемой замещения (рис. 7), где  $r'_2$  и  $x'_{\sigma 2}$  представляют параметры вторичной цепи. От схемы рис. 5 можно перейти к схеме рис. 7, если приравнять сопротивления этих схем между точками 1 и 2:

$$r_B + i x_{r,B} = \frac{i x_{r1} (i x'_{\sigma 2} + r'_2)}{i x_{r1} + i x'_{\sigma 2} + r'_2}.$$

Это комплексное уравнение приводится к двум уравнениям с вещественными числами, которые

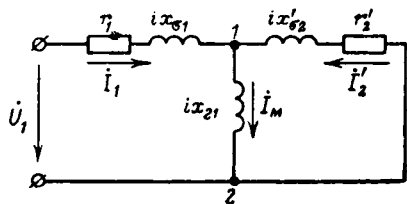


Рис. 7.

можно решить относительно  $r_2$  и  $x_{\sigma 2}$ . При этом с учетом (49) получим:

$$\left. \begin{aligned} r'_2 &= \frac{K_a x_{r1}}{K_a^2 + K_p^2}; \\ x'_{\sigma 2} &= \left( \frac{K_p}{K_a^2 + K_p^2} - 1 \right) x_{r1}. \end{aligned} \right\} \quad (50)$$

В общем случае  $K_a$  и  $K_p$  определяются равенствами (34), и при этом выражения для  $r'_2$  и  $x'_{\sigma 2}$  получаются сложными. Это объясняется сложной формой линий вторичных токов (см. рис. 2), которые при изменении скольжения меняются по форме. Вследствие этого  $r'_2$  и  $x'_{\sigma 2}$  сложным образом зависят от скольжения и других параметров. Поэтому в общем случае использование схемы замещения рис. 7 нецелесообразно.

При отсутствии поперечного краевого эффекта на основании (30) и (50) получим:  $x'_{\sigma 2} = 0$  и

$$r'_2 = \frac{x_{r1}}{\varepsilon}. \quad (51)$$

Таким образом, в этом случае вторичное электромагнитное рассеяние отсутствует. При принятой постановке задачи первичная обмотка распределена во вторичной среде, а линии первичного и вторичного тока при отсутствии поперечного краевого эффекта идентичны. Поэтому отсутствие вторичного электромагнитного рассеяния является естественным.

Если подставить в (51) значения  $\varepsilon$  и  $x_{r1}$  по (10), (12) и (29), то получим:

$$r'_2 = \frac{2m_1 \omega_1^2 k_{\omega_1}^2}{p \left( \frac{s \gamma_m \Delta \tau}{2a} + \frac{\gamma_k 2l_k \tau}{2a} \right)}. \quad (52)$$

Введем обозначения:

$$\left. \begin{aligned} r_m &= \frac{2a}{\gamma_m \Delta \tau}; \\ r_k &= \frac{2a}{\gamma_k 2l_k \tau}. \end{aligned} \right\} \quad (53)$$

Здесь величина  $r_m$  представляет активное сопротивление «блока» жидкого металла длиной  $2a$ , толщиной  $\Delta$  и шириной  $\tau$ , т. е. сопротивление жидкого металла на протяжении полюсного деления. Аналогичным образом  $r_k$  представляет сопротивление стенок канала также на протяжении полюсного деления.

С учетом (53) выражение (52) примет вид:

$$r'_2 = \frac{2m_1 \omega_1^2 k_{\omega_1}^2}{p \left( \frac{1}{r_m/s} + \frac{1}{r_k} \right)}. \quad (54)$$

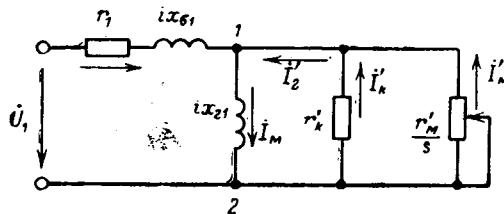


Рис. 8.

Содержание скобок в (54) представляет эквивалентную проводимость параллельно включенных сопротивлений  $r_m/s$  и  $r_k$ . Остальные члены правой части (54) должны, очевидно, составлять коэффициент приведения вторичных сопротивлений к первичной цепи, который в теории асинхронных машин [Л. 7] определяется равенством:

$$k = \frac{m_1 \omega_1^2 k_{\omega_1}^2}{m_2 \omega_2^2 k_{\omega_2}^2}.$$

В нашем случае  $k_{\omega_2} = 1$  и  $\omega_2 = 1/2$  (полюсное деление с токами одного направления составляет полвитка и одну фазу [Л. 7], а число фаз равно числу полюсов, т. е.  $m_2 = 2p$ ). Подставив эти величины в выражение для  $k$ , получим:

$$k = \frac{2m_1 \omega_1^2 k_{\omega_1}^2}{p}, \quad (55)$$

что вполне согласуется с (54).

Таким образом, вместо (54) получим:

$$r'_2 = \frac{1}{\frac{1}{r'_m/s} + \frac{1}{r'_k}}, \quad (56)$$

где

$$\left. \begin{aligned} r'_m &= k r_m; \\ r'_k &= k r_k \end{aligned} \right\} \quad (57)$$

представляют приведенные активные сопротивления жидкого металла и стенок канала.

В результате для машины без поперечного краевого эффекта вместо схемы рис. 7 получим схему замещения, изображенную на рис. 8.

#### Литература

1. Вольдек А. И., Продольный краевой эффект во вторичной цепи линейных индукционных магнитогидродинамических машин, Труды Таллинского политехнического института, 1968, сер. А, № 266.
2. Вольдек А. И., Токи и усилия в слое жидкого металла плоских линейных индукционных насосов, Известия вузов, «Электромеханика», 1959, № 1.
3. Вольдек А. И. и Янес Х. И., Поперечный краевой эффект в плоском индукционном насосе с электропроводящим каналом, Труды Таллинского политехнического института, 1962, сер. А, № 197.
4. Янес Х. И., Учет влияния вторичной системы в линейной плоской магнитогидродинамической машине, Труды Таллинского политехнического института, 1962, сер. А, № 197.
5. Янес Х. И., О параметрах элементов схемы замещения магнитогидродинамической индукционной машины, Техническая электромагнитная гидродинамика, вып. 2, 1965.
6. Вольдек А. И., Зависимость технико-экономических показателей индукционных магнитогидродинамических машин от магнитного числа Рейнольдса, «Электричество», 1967, № 2.
7. Вольдек А. И., Электрические машины, изд-во «Энергия», 1966.
8. Нейман Л. Р. и Демирчян К. С., Теоретические основы электротехники, т. 1, изд-во «Энергия», 1966.

[29.7.1969]

# Об определении эквивалентных сопротивлений индукционных машин со сплошной вторичной системой

Канд. техн. наук Р. Р. ПАРТС

Таллинский педагогический институт

В промышленности применяются различные типы индукционных машин, отличающиеся в основном конструктивным исполнением их вторичных систем. Был опубликован ряд научно-технических статей [Л. 1—11], посвященных вопросам теории индукционных магнетогидродинамических машин. Из всех вопросов меньше всего было обращено внимания на разработку эквивалентной схемы замещения индукционных машин. Лишь в [Л. 3, 5 и 9] рассматривались вопросы определения параметров эквивалентной схемы замещения индукционных гидродинамических машин.

В статье приводится анализ структуры электромагнитного поля с целью разработки общего метода для определения эквивалентных сопротивлений в Т-образной схеме замещения индукционных машин со сплошной вторичной системой. Анализ производится для идеализированной плоской линейной индукционной машины, представляющей часть бесконечно широкого и длинного индуктора с многофазной обмоткой над полупространством с удельной электрической проводимостью  $\gamma$ .

В основу статьи положена возможность разделения напряженности магнитного поля, созданного током намагничивания  $I_0$ , на составляющие

$$\dot{H} = \dot{H}' + \dot{H}'', \quad (1)$$

где  $\dot{H}'$  — напряженность магнитного поля, обусловленного первичным током  $I_1$ ;  $\dot{H}''$  — напряженность магнитного поля, определяемого разностью напряженностей магнитных полей, обусловленных токами  $I_0$  и  $I_1$ .

Согласно (1) составляющие напряженности электромагнитного поля могут быть представлены в виде:

$$\dot{H}_x = \dot{H}'_x + \dot{H}''_x; \quad (2)$$

$$\dot{H}_y = \dot{H}'_y + \dot{H}''_y; \quad (3)$$

$$\dot{E}_z = \dot{E}'_z + \dot{E}''_z. \quad (4)$$

Для определения составляющих электромагнитного поля, созданного током намагничивания  $I_0$ , используем уравнения Максвелла:

$$\text{rot } \dot{H} = 0; \quad (5)$$

$$\text{rot } \dot{E} = -\mu \frac{\partial \dot{H}}{\partial t}, \quad (6)$$

где  $\mu$  — магнитная проницаемость полупространства. Уравнение (5) соответствует случаю, когда токов во вторичной системе, т. е. в полупространстве, нет из-за его перемещения синхронно с бегущим магнитным полем, созданным многофазной обмоткой индуктора.

Пользуясь неподвижной относительно индуктора системой прямоугольных координат и символи-

ческим методом, составляющие вектора электромагнитного поля могут быть представлены в виде:

$$\dot{H}_x = \dot{H}_{xm} e^{j\left(\omega t - \frac{\pi}{\tau} x\right)}; \quad (7)$$

$$\dot{H}_y = \dot{H}_{ym} e^{j\left(\omega t - \frac{\pi}{\tau} x\right)}, \quad (8)$$

где  $\tau$  — полюсное деление;  $\omega$  — угловая частота тока индуктора.

На основании уравнений Максвелла для амплитуды нормальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного током  $I_0$ , получаем:

$$\frac{d^2 \dot{H}_{ym}}{dy^2} - \left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2 \dot{H}_{ym} = 0, \quad (9)$$

решение которого с учетом равенства нормальной составляющей магнитного поля нулю при  $y = \infty$  записывается в виде:

$$\dot{H}_{ym} = C e^{-\frac{\pi}{\tau} y}, \quad (10)$$

где постоянная интегрирования  $C$  определяется из условия, что амплитуда тангенциальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного током  $I_0$ , при  $y = 0$  равна отрицательному значению амплитуды линейной нагрузки индуктора, т. е.

$$\dot{H}_{xm} = -k_{01} \dot{I}_{0m}. \quad (11)$$

При этом приняты следующие обозначения:

$\dot{I}_{0m}$  — амплитуда тока намагничивания;

$k_{01} = \frac{m \omega_1 k_{061}}{p \tau}$  — коэффициент индуктора для основной

пространственной гармонической;

$m$  — число фаз обмотки индуктора;

$\omega_1$  — число последовательно включенных витков фазы обмотки индуктора;

$k_{061}$  — обмоточный коэффициент для основной пространственной гармонической;

$p$  — число пар полюсов индуктора.

Согласно (5) и (10) и с учетом (11)

$$C = j k_{01} \dot{I}_{0m}. \quad (12)$$

Следовательно, амплитуды отдельных составляющих электромагнитного поля, созданного током  $I_0$ ,

$$\dot{H}_{xm} = -k_{01} \dot{I}_{0m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y}; \quad (13)$$

$$\dot{H}_{ym} = j k_{01} \dot{I}_{0m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y}; \quad (14)$$

$$\dot{E}_{zm} = -\frac{j \omega \mu}{\pi} k_{01} \dot{I}_{0m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y}. \quad (15)$$

Для определения составляющих электромагнитного поля, обусловленного первичным током  $I_1$ , запишем уравнения Максвелла в виде:

$$\operatorname{rot} \dot{\vec{H}}' = \dot{\vec{\delta}}'; \quad (16)$$

$$\operatorname{rot} \dot{\vec{E}}' = -\mu \frac{\partial \dot{\vec{H}}'}{\partial t}, \quad (17)$$

где  $\dot{\vec{\delta}}' = \gamma (\dot{\vec{E}}' + \mu [\vec{V} \times \dot{\vec{H}}'])$  — плотность тока в полупространстве;  $\gamma$  — удельная электрическая проводимость материала полупространства;  $\vec{V}$  — вектор скорости полупространства. В рассматриваемом случае имеем только одну составляющую вектора скорости  $V_x$ .

Пользуясь символическим методом, для амплитуды нормальной составляющей напряженности магнитного поля, обусловленного первичным током  $\dot{I}_1$ , на основании (16) и (17) запишем:

$$\frac{d^2 \dot{H}'_{ym}}{dy^2} - \lambda^2 \dot{H}'_{ym} = 0, \quad (18)$$

где  $\lambda = \sqrt{\left(\frac{\pi}{\tau}\right)^2 + j\mu\gamma\omega s}$  — коэффициент полупространства;  $s = 1 - \frac{V_x}{2f\tau}$  — скольжение полупространства относительно бегущего магнитного поля;  $f$  — частота тока обмотки индуктора.

С учетом граничного условия, подобного предыдущему при  $y = \infty$ , запишем решение уравнения (18):

$$\dot{H}'_{ym} = C'e^{-\lambda y}, \quad (19)$$

где  $C'$  — постоянная интегрирования; определяется из условия, что при  $y = 0$

$$\dot{H}'_{xm} = -k_{01}\dot{I}_{1m}, \quad (20)$$

где  $\dot{I}_{1m}$  — амплитуда первичного тока.

Учитывая (17) и (20), получаем

$$C' = -\frac{j\frac{\pi}{\tau}}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{1m}. \quad (21)$$

Таким образом, амплитуды составляющих электромагнитного поля, обусловленного первичным током  $\dot{I}_1$ ,

$$\dot{H}'_{xm} = -k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}; \quad (22)$$

$$\dot{H}'_{ym} = \frac{j\frac{\pi}{\tau}}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}; \quad (23)$$

$$\dot{E}'_{zm} = -\frac{j\omega\mu}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}. \quad (24)$$

Определим амплитуды составляющих напряженности электромагнитного поля, определенного разностью напряженностей электромагнитных полей, обусловленных соответственно токами  $\dot{I}_0$  и  $\dot{I}_1$ .

Согласно (2)–(4), (13)–(15) и (22)–(24).

$$\dot{H}''_{xm} = \dot{H}_{xm} - \dot{H}'_{xm} = -k_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\frac{\pi}{\tau}y} + k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}; \quad (25)$$

$$\begin{aligned} \dot{H}''_{ym} &= \dot{H}_{ym} - \dot{H}'_{ym} = jk_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\frac{\pi}{\tau}y} - \\ &- j\frac{\pi}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}; \end{aligned} \quad (26)$$

$$\begin{aligned} \dot{E}''_{zm} &= \dot{E}_{zm} - \dot{E}'_{zm} = -\frac{j\omega\mu}{\pi} k_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\frac{\pi}{\tau}y} + \\ &+ \frac{j\omega\mu}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{1m}e^{-\lambda y}. \end{aligned} \quad (27)$$

Выражения (5), (6), (16) и (17) позволяют записать уравнения Максвелла (с учетом (1)) для векторов напряженностей электромагнитного поля, определенного разностью напряженностей электромагнитных полей, обусловленных соответственно токами  $\dot{I}_0$  и  $\dot{I}_1$ ,

$$\operatorname{rot} \dot{\vec{H}}'' = \dot{\vec{\delta}}'; \quad (28)$$

$$\operatorname{rot} \dot{\vec{E}}'' = -\mu \frac{\partial \dot{\vec{H}}''}{\partial t}, \quad (29)$$

так как

$$\operatorname{rot} \dot{\vec{E}}'' = \operatorname{rot} \dot{\vec{E}} - \operatorname{rot} \dot{\vec{E}}' = -\mu \frac{\partial (\dot{\vec{H}} - \dot{\vec{H}}')}{\partial t}. \quad (30)$$

При этом решение системы уравнений (28) и (29) в настоящем случае приводит к полученным выражениям (25)–(27).

Для более четкого представления физической сущности полученных результатов проанализируем их.

В индукционных машинах

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_0 + (-\dot{I}'_2), \quad (31)$$

где  $\dot{I}'_2$  — приведенный к первичной обмотке вторичный ток.

Такая структура токов может быть отражена и в амплитудах составляющих напряженностей электромагнитного поля. Ниже рассмотрим лишь амплитуды нормальных составляющих напряженности магнитного поля. Тогда с учетом (31) и (23) получаем:

$$\dot{H}'_{ym} = \frac{j\frac{\pi}{\tau}}{\lambda} k_{01}(\dot{I}_{0m} - \dot{I}'_{2m})e^{-\lambda y}. \quad (32)$$

Амплитуда нормальной составляющей напряженности магнитного поля, обусловленная  $\dot{I}_0$  как долей  $\dot{I}_1$ ,

$$\dot{H}'_{ym0} = \frac{j\frac{\pi}{\tau}}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\lambda y}. \quad (33)$$

Поскольку  $\dot{H}_{xm}$ ,  $\dot{H}_{ym}$  и  $\dot{E}_{zm}$  (13)–(15) являются амплитудами составляющих напряженности электромагнитного поля, созданного током намагничивания  $\dot{I}_0$ . При отсутствии реакции вторичной системы, то  $\dot{H}''_{ym0}$  можно рассматривать как амплитуду нормальной составляющей напряженности поля, созданного реакцией вторичной системы на магнитное поле, созданное током  $\dot{I}_0$ ,

$$\begin{aligned} \dot{H}''_{ym0} &= \dot{H}_{ym} - \dot{H}'_{ym0} = jk_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\frac{\pi}{\tau}y} - \\ &- j\frac{\pi}{\lambda} k_{01}\dot{I}_{0m}e^{-\lambda y}. \end{aligned} \quad (34)$$

Амплитуда приведенного вторичного тока  $\dot{I}'_{2m}$ , как доля первичного тока  $\dot{I}_1$  (31), обуславливает в полупространстве согласно (32) амплитуду нормальной составляющей напряженности магнитного поля

$$\dot{H}'_{ym2} = -j \frac{\pi}{\lambda} k_{01} \dot{I}'_{2m} e^{-\lambda y} \quad (35)$$

вместе с амплитудой нормальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного током  $\dot{I}'_2$ ,

$$\dot{H}_{ym2} = -jk_{01} \dot{I}'_{2m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y} \quad (36)$$

позволяет записать амплитуду нормальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного реакцией полупространства на созданное током  $\dot{I}'_2$  магнитное поле, в виде:

$$\begin{aligned} \dot{H}''_{ym2} = \dot{H}_{ym2} - \dot{H}'_{ym2} = -jk_{01} \dot{I}'_{2m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y} + \\ + j \frac{\pi}{\lambda} k_{01} \dot{I}'_{2m} e^{-\lambda y}. \end{aligned} \quad (37)$$

При сложении амплитуд составляющих  $\dot{H}_{ym}$  (14) и  $\dot{H}_{ym2}$  (36) получаем амплитуду нормальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного током  $\dot{I}_1$ ,

$$\dot{H}_{ym1} = \dot{H}_{ym} + \dot{H}_{ym2} = jk_{01} \dot{I}_{1m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y}. \quad (38)$$

Сложив амплитуды  $\dot{H}''_{ym0}$  и  $\dot{H}''_{ym2}$ , получим амплитуду нормальной составляющей напряженности магнитного поля, созданного реакцией полупространства на магнитное поле, создаваемое  $\dot{I}_1$ ,

$$\begin{aligned} \dot{H}''_{ym1} = \dot{H}''_{ym0} + \dot{H}''_{ym2} = jk_{01} \dot{I}_{1m} e^{-\frac{\pi}{\tau} y} - \\ - j \frac{\pi}{\lambda} k_{01} \dot{I}_{1m} e^{-\lambda y}. \end{aligned} \quad (39)$$

Амплитуда нормальной составляющей магнитного поля, создаваемого первичным током  $\dot{I}_1$ ,

$$\dot{H}'_{ym} = \dot{H}_{ym1} - \dot{H}''_{ym1}. \quad (40)$$

При переходе от режима идеального холостого хода к нагрузке ток в фазе обмотки индуктора, расположенного над движущимся полупространством, будет увеличиваться до тех пор, пока током  $-\dot{I}'_2$  не будет создан через поверхность  $y=0$  магнитный поток, который равняется размагничивающему магнитному потоку, созданному протекающими в полупространстве токами, через ту же поверхность. Тогда

$$\dot{H}_{ym2}|_{y=0} = \dot{H}''_{ym0}|_{y=0} + \dot{H}''_{ym2}|_{y=0} \quad (41)$$

или с учетом (39)

$$\dot{H}_{ym2}|_{y=0} = \dot{H}''_{ym1}|_{y=0}, \quad (42)$$

так как по условиям задачи на всех полюсных делениях нормальные составляющие напряженностей магнитных полей изменяются по координате  $x$  синусоидально и не зависят от оси  $z$ .

С учетом (37) равенство (41) запишем в виде:

$$\dot{H}''_{ym0}|_{y=0} = \dot{H}'_{ym2}|_{y=0}, \quad (43)$$

откуда после соответствующих подстановок

$$\dot{I}'_{2m} = \dot{I}_{0m} \left( 1 - \frac{\lambda}{\frac{\pi}{\tau}} \right) \quad (44)$$

и

$$\dot{I}'_2 = \dot{I}_0 \frac{\frac{\pi}{\tau} - \lambda}{\frac{\pi}{\tau}}. \quad (45)$$

Выражение (31) с учетом (45) запишем в виде:

$$\dot{I}_0 = \dot{I}_1 \frac{\frac{\pi}{\tau}}{\lambda}, \quad (46)$$

откуда

$$K_{01} = \frac{\dot{I}_0}{\dot{I}_1} = \frac{\frac{\pi}{\tau}}{\lambda}. \quad (47)$$

Тогда из (42)

$$\dot{I}'_2 = \dot{I}_1 \frac{\frac{\pi}{\tau} - \lambda}{\lambda}. \quad (48)$$

С учетом (34), (36) и (37) можно показать, что

$$\dot{H}''_{ym0} + \dot{H}''_{ym2} - \dot{H}_{ym2} = \dot{H}''_{ym}. \quad (49)$$

Можно показать существование равенств, подобных равенству (49) и для составляющих напряженности электромагнитного поля

$\dot{H}''_{xm}$  (25) и  $\dot{E}''_{zm}$  (27).

Согласно (41) и (49)

$$\dot{H}''_{ym}|_{y=0} = 0 \quad (50)$$

или из (26)

$$\dot{H}_{ym}|_{y=0} - \dot{H}'_{ym}|_{y=0} = 0. \quad (51)$$

Из последнего выражения можно определять отношение тока намагничивания к первичному току по известным амплитудам нормальных составляющих напряженностей магнитных полей  $\dot{H}_{ym}$  и  $\dot{H}'_{ym}$ .

При расчете индукционных машин принята Т-образная эквивалентная схема замещения (рис. 1, а). Согласно этой схеме эффективное значение первичной э. д. с.

$$\dot{E}_1 = Z_m \dot{I}_0. \quad (52)$$

С другой стороны,

$$\dot{E}_1 = -Z'_2 \dot{I}'_2. \quad (53)$$

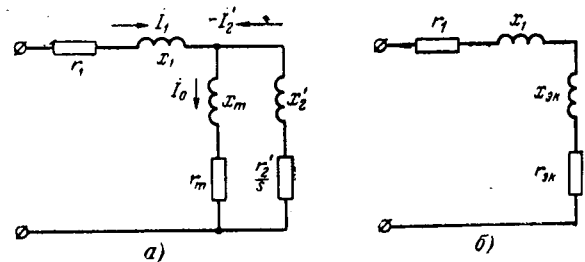


Рис. 1.

Поэтому с учетом (45)

$$Z'_2 = Z_m \frac{i_0}{i'_2} = Z_m \frac{\frac{\pi}{\tau}}{\lambda - \frac{\pi}{\tau}}. \quad (54)$$

При замене двух параллельных ветвей одной (рис. 1, а и б) эквивалентность соблюдается, если

$$Z_{\text{эк}} i_1 = -Z'_2 i'_2 = Z_m i_0, \quad (55)$$

где  $Z_{\text{эк}} = r_{\text{эк}} + jx_{\text{эк}}$  — полное эквивалентное сопротивление двух параллельных ветвей.

На основании (55) и (47) полное эквивалентное сопротивление вторичной системы в виде полупространства

$$Z_{\text{эк}} = Z_m \frac{i_0}{i_1} = Z_m K_{01} = Z_m \frac{\frac{\pi}{\tau}}{\lambda}. \quad (56)$$

При нагрузке индукционной машины ток намагничивания

$$i_0 = \frac{U - I_1 (r_1 + jx_1)}{r_m + jx_m}, \quad (57)$$

где  $U$  — фазное напряжение сети питания индукционной машины;

$r_1$  и  $x_1$  — соответственно активное сопротивление фазы обмотки индуктора и индуктивное, обусловленное магнитными потоками рассеяния.

Пользуясь (47), можно (57) преобразовать к виду, позволяющему определять либо первичный ток

$$i_1 = \frac{U}{K_{01} (r_m + jx_m) + r_1 + jx_1}, \quad (58)$$

либо ток намагничивания

$$i_0 = \frac{U}{r_m + jx_m + \frac{r_1 + jx_1}{K_{01}}} \quad (59)$$

при любом скольжении полупространства относительно бегущего магнитного поля. При  $s=0$ ,  $K_{01}=1$ , что соответствует режиму идеального холостого хода индуктора. При этом ток намагничивания

$$i_{00} = \frac{U}{r_1 + jx_1 + r_m + jx_m}. \quad (60)$$

Для иллюстрации изменения первичного тока и тока намагничивания рассмотрим частный случай при  $U=98$  в,  $r_m=0$ ,  $x_m=4,38$  ом,  $r_1=1,13$  ом,  $x_1=2,37$  ом,  $\gamma=14,28 \cdot 10^6$  1/ом·м,  $\mu=4\pi \cdot 10^{-7}$  ом·м/сек/м при изменении скольжения полупространства в пределах  $0 \leq s \leq 1$ . Геометрическое место токов в этом случае представлено на рис. 2. В индукционных машинах с большим немагнитным зазором относительно большого значения достигает ток намагничивания и существенно изменяется при изменении скольжения в пределах  $0 \leq s \leq 1$ , как и

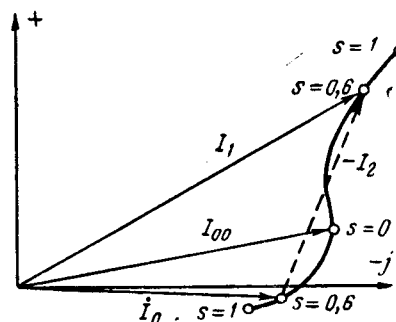


Рис. 2.

в рассмотренном выше частном случае (рис. 2). Это обусловлено тем, что сопротивления  $r_1$  и  $x_1$  имеют одинаковый порядок по сравнению с основным индуктивным сопротивлением  $x_m$ .

Изложенный метод определения эквивалентных сопротивлений в Т-образной схеме замещения с помощью отношения тока намагничивания к первичному току является общим методом, т. е. не зависит от конфигурации вторичной системы индукционных машин. Точность результатов определения эквивалентных сопротивлений зависит только от точности определения распределения электромагнитного поля. Однако надо учитывать, что равенство магнитных потоков через поверхности индукторов приводит к равенству средних по ширине индуктора амплитуд напряженностей магнитного поля, а не к равенству амплитуд, как это было получено в выражении (42) для настоящей идеализированной машины.

#### Литература

1. Angst G., Polyphase Induction Motor with Solid Rotor Effects of Saturation and Finite Length, Power Apparatus and Systems, 1962, Nr. 58.
2. Nasar S. A., An Axial-Airgap, Variable Speed, Eddy-Current Motor, Power Apparatus and Systems, 1968, July.
3. Сборник научно-технических статей Научно-исследовательского электротехнического института, вып. 1, Центральное бюро технической информации СНХ ЭССР, Таллин, 1965.
4. Сборник научно-технических статей Научно-исследовательского электротехнического института, вып. 2, изд-во «Энергия», 1965.
5. Труды Таллинского политехнического института № 197, серия А, 1962.
6. Труды Таллинского политехнического института № 266, серия А, 1968.
7. Техническая электромагнитная гидродинамика, Труды Донецкого научно-исследовательского института черной металлургии, изд-во «Металлургия», 1967.
8. Вопросы магнитной гидродинамики и динамики плазмы, т. II. Изд. АН Латвийской ССР, 1962.
9. Охременко Н. М., Основы теории и проектирования линейных индукционных насосов для жидких металлов, изд-во «Атомиздат», 1968.
10. Круминь Ю. К., Взаимодействие бегущего магнитного поля проводящей средой, изд-во «Зинатне», Рига, 1969.
11. Лиелпетер Я. Я., Жидкометаллические индукционные МГД-машины, изд-во «Зинатне», Рига, 1969.

[20.10.1969]





# Общая методика составления схем многофазных двухскоростных обмоток

Канд. техн. наук А. А. ДАРТАУ  
Институт электромеханики  
Ленинград

Трех- и двухфазные обмотки с переключением на два числа полюсов используются почти исключительно в качестве статорных обмоток двух- и многоскоростных асинхронных двигателей. Только одна из них, предложенная Даландером еще в 1893 г. получила широкое распространение в практике. Другие известные обмотки применяются редко главным образом из-за их конструктивной сложности или высокого содержания паразитных гармоник в кривых н. с.

Очевидными достоинствами обмотки Даландера являются: конструктивная простота, отсутствие низших гармоник в кривых н. с. на обоих включениях и минимальное число выводов на переключатель, равное шести. Учитывая эту более чем семидесятилетнюю практику мирового электромашиностроения, можно утверждать, что любая двухскоростная обмотка должна обладать, по крайней мере, тремя упомянутыми достоинствами обмотки Даландера.

Покажем, что эти достоинства свойственны также и двухскоростным обмоткам, предложенным автором [Л. 1—3].

Имея в виду упрощение конструкции, примем, что двухскоростная обмотка образуется из одинаковых элементов (секционных сторон, секций или катушек), точно таких же, как и применяемые в односкоростных обмотках.

Эти элементы равномерно распределены вдоль окружности расточки якоря, так что угол между осями любых двух соседних равен  $\alpha = \frac{2\pi}{z}$ , где  $z$ —общее

число элементов обмотки. Пронумеруем элементы от единицы до  $z$  в порядке их рассмотрения, тогда пространственное положение любого элемента однозначно определится его номером.

Включение элемента в схему фазы может быть только двояким: согласным, когда этот элемент обходится при движении наблюдателя вдоль фазы, от его начала к концу, или встречным, когда рассматриваемый элемент обходится, при движении вдоль фазы, от его конца к началу.

Отсюда следует, что схема соединений фазы обмотки может быть записана в форме обмоточного ряда, члены которого представляют собою номера элементов, снабженные знаками плюс или минус, в зависимости от того, включен ли данный элемент согласно или встречно.

Намагничивающая сила элемента обмотки номер  $n$ , включенного согласно, представляется бесконечным гармоническим рядом вида

$$F_n = \sum_{v=1}^{\infty} \frac{2Aq}{v\pi} \sin v \frac{y}{zq} \pi \frac{\sin v \frac{\pi}{z}}{q \sin v \frac{\pi}{zq}} \sin \times \\ \times \left\{ \frac{\pi}{2} + v\pi \left[ \frac{x}{\tau_1} - \frac{y+q-1}{zq} - \frac{(2n-1)}{z} \right] \right\}. \quad (1)$$

В этой формуле элементом обмотки является катушка, состоящая из  $q$  секций, соединенных последовательно, и согласно;  $A=i\omega_c$ —полный ток секционной стороны,  $y$ —шаг секции в пазовых делениях,  $\tau_1 = \frac{\pi D}{2}$ ,  $D$ —диаметр расточки статора,  $x$ —текущая координата, отсчитываемая по расточке от середины паза, в котором расположена начальная сторона первой секции, входящей в элемент номер один.

Поскольку исследование гармонического состава н. с. фазы сводится к суммированию гармоник одинаковых порядков, входящих в разложения вида (1) и относящихся ко всем элементам, включенным в фазу, удобно использовать символический метод.

Будем называть вектором н. с. порядка  $v$  элемента номер  $n$  вектор, изображающий в комплексной плоскости  $v$ -ю гармоническую составляющую из разложения (1). Тогда, полагая вектор н. с. порядка  $v$  первого элемента совмещенным с осью вещественных чисел, получим для вектора н. с. порядка  $v$  элемента  $n$  выражение вида

$$\dot{A}_{vn} = \frac{2Aq}{v\pi} \sin v \frac{y}{zq} \pi \frac{\sin v \frac{\pi}{z}}{q \sin v \frac{\pi}{zq}} \angle v(n-1) \frac{2\pi}{z} = \\ = A_v k_{yv} k_{pv} \angle (n-1) v\alpha. \quad (2)$$

Здесь и далее символом  $\angle \alpha$  обозначается единичный вектор  $e^{j\alpha}$ .

Если изобразить в комплексной плоскости векторы н. с. порядка  $v$  всех  $z$  элементов обмотки, то получится симметричная звезда, которую мы будем называть звездой н. с. порядка  $v$ .

Звезда н. с. порядка  $v$  состоит

$$z_v = \frac{z}{t_v} \quad (3)$$

разнофазных лучей и  $t_v$  обходов, где  $t_v$ —общий наибольший делитель  $z$  и  $v$ .

Обозначим векторы н. с. номерами элементов, к которым эти векторы относятся. Тогда номер вектора н. с., изображаемого  $r$ -м лучем звезды и относящегося к  $i$ -му ее обходу, будет

$$n_{ir} = 1 + (r-1) d_v + (i-1) z_v. \quad (4)$$

В (4) целое число  $d_v$ , называемое шагом звезды н. с., вычисляется по формуле  $d_v = \frac{gz + t_v}{v}$ , где  $g$ —нуль или наименьшее целое число, делающее  $d_v$  целым.

Намагничивающая сила элемента обмотки (1) содержит гармоники любых целых порядков  $v$ , за исключением  $v = g \frac{zq}{y}$  и  $v = q'z$ , где  $g$ —любое целое число, а  $g'$ —целое число, не кратное  $q$ .

Сумма векторов н. с., изображаемых одним и тем же лучом звезды, на основании (2), (3) и (4) может быть представлена в виде:

$$\begin{aligned}\vec{F}_\alpha &= A_y k_{yv} k_{pv} \sum_{i=1}^{t_v} \angle (n_{ir} - 1) \alpha = \\ &= \dot{A}_y k_{yv} k_{pv} \frac{\sin v\pi}{\sin v \frac{\pi}{t_v}} \angle v \frac{t_v - 1}{t_v} \pi = \\ &= \dot{A}_y k_{yv} k_{pv} k_{lv} \angle v \frac{t_v - 1}{t_v} \pi,\end{aligned}$$

где  $\dot{A}_y = A_y \angle v(r-1)d_p \alpha$  — вектор н. с. первого из числа элементов, относящихся к лучу номер  $r$ .

Коэффициент суммирования н. с. элементов по лучу звезды  $k_{lv}$  равен нулю, если  $v$  некратно  $t_v$ ; он равен  $\pm 1$ , если  $v = \mu t_v$ , где  $\mu$  — целое число.

Отсюда следует, что, желая исключить низшие гармоники из кривых н. с. фазы при любом из ее включений, следует потребовать, чтобы число элементов обмотки было кратно любому из чисел пар полюсов  $p_i$  и все элементы, соответствующие любому из лучей звезды, включились в схему одной и той же фазы одновременно согласно или встречно.

Если эти условия выполнены то, очевидно,  $t_p = p_i$ , а шаг звезды н. с.  $d_p = 1$ .

Следовательно, векторы звезд н. с., соответствующих рабочим гармоникам на обоих включениях, нумеруются в последовательном порядке.

По условиям симметрии обмотки числа лучей в звездах н. с. любого из порядков  $p_i$  должны быть кратны числу фаз  $m$

$$z_p = \frac{z}{p_i} = c_i m. \quad (5)$$

Стремясь к сокращению числа выводов из обмотки, следует избегать переключения элементов из одной фазы в другую и переходить от одного числа полюсов к другому реверсированием тока в части элементов фазы. Это возможно, если ввести в состав фазы  $\frac{z}{m}$  элементов, относящихся к лучам звезды порядка  $p_i$ , образующим в совокупности  $c_i$  лучевую симметричную звезду. При этом  $c_i$  может быть и единицей.

Действительно, номера элементов, соответствующих лучам упомянутой звезды, имеют вид

$$n_{ir} = 1 + (r-1)m + (i-1)z_p, \quad (6)$$

где  $r$  принимает значения всех целых чисел от единицы до  $c_i$ , а  $i$  — значения всех целых чисел от единицы до  $p_i$ . Переписав (6) в виде

$$n_{ir} = 1 + m[r-1 + (i-1)c_i] = 1 + (l-1)m,$$

где  $l$  принимает значения всех целых чисел от единицы до  $p_i c_i = \frac{z}{m}$ , легко видеть, что совокупность

чисел  $n_{ir}$  не зависит от конкретных величин  $c_i$  и  $p_i$  и, следовательно, состав фазы остается одним и тем же при всех включениях обмотки.

Очевидно, правильные сдвиги между осями фаз при всех включениях могут быть получены лишь в случае, если все  $c_i$  не кратны числу фаз

$$\frac{c_i}{m} \neq \text{целому числу}. \quad (7)$$

Так как в противном случае все лучи звезды н. с., сдвинутые относительно первого на углы, кратные  $\frac{2\pi}{m}$ , войдут в состав одной и той же фазы.

Общее число элементов двухскоростной обмотки должно быть кратно числу фаз и общему наименьшему кратному чисел пар полюсов  $C$ .

Минимальное необходимое число элементов

$$z = mC. \quad (8)$$

В практически важных конкретных случаях (8) принимает вид:

$$\text{для трехфазных обмоток } z = 3C; \quad (8a)$$

$$\text{для двухфазных обмоток } z = 4C; \quad (8б)$$

$$\text{для неявнополюсных обмоток возбуждения } z = 2C. \quad (8в)$$

Учитывая (5) и (7), приходим к выводу, что в этих частных случаях числа пар полюсов должны иметь вид

$$p_i = p_0 a_i, \quad (9)$$

где  $p_0$  — любое целое число, неизменное для данной обмотки;

$a_i$  — взаимно простые числа, не кратные трем, у трехфазных или — нечетные, у двухфазных обмоток.

У неявнополюсных обмоток возбуждения  $p_i$  могут быть любыми числами натурального ряда.

Как видно из (8б) и (8в) у двухфазных обмоток и неявнополюсных обмоток возбуждения числа лучей звезды, н. с., приходящиеся на фазу, четны на любом из включений. Следовательно, соответствующие  $c_i$  лучевые симметричные звезды состоят из  $\frac{c_i}{2}$

пар диаметрально противоположных лучей. Очевидно, две группы по  $p_i$  элементов в каждой, соответствующие любым двум диаметрально противоположным лучам звезды н. с., должны включаться в схему фазы одна согласно, а другая — встречно; сумма их н. с. при таком включении

$$\vec{F}_{2lv} = A_y k_{yv} k_{pv} k_{lv} \left( 1 - \angle \frac{z}{2p_i} \alpha \right) \angle v \frac{2r\pi}{z}.$$

Коэффициент  $1 - \angle \frac{z}{2p_i} \alpha = 1 - \cos \mu \pi$  обращается в нуль для всех  $\mu$  четных и равен двум для всех  $\mu$  нечетных.

Отсюда следует, что в упомянутых обмотках из н. с. фазы помимо низших исключаются также все четные высшие гармонические составляющие при любых значениях шага секций.

Это важное преимущество, не свойственное обмотке Даландера, можно отнести к трехфазным двухскоростным обмоткам, если увеличить вдвое минимально необходимое число элементов и принять его равным

$$z = 6C. \quad (8г)$$

Учитывая изложенное относительно нумерации векторов н. с. порядков  $p_i$  и выбора векторов н. с., относящихся к одной и той же фазе (6), можно сформулировать следующие правила составления схем двухскоростных обмоток, переключаемых на два числа пар полюсов  $p_1$  и  $p_2$  ( $p_1 > p_2$ ).

В состав первой фазы двухскоростной обмотки включаются элементы с порядковыми номерами, равными членам арифметической прогрессии, у которой первый член — единица, последний член —  $z + 1 - m$  и разность —  $m$ .

Для получения обмоточных рядов, соответствующих включениям на  $p_1$  и  $p_2$ , записывают числовую последовательность, составленную из номеров элементов, включенных в первую фазу, чередуя знаки плюс и минус в группах членов этой последовательности, содержащих по  $\frac{c_i}{2}$  членов, если  $c_i > 1$  и четно; попеременно по  $\frac{c_i + 1}{2}$  и  $\frac{c_i - 1}{2}$  членов, если  $c_i > 1$  и нечетно или приписывают знак плюс всем членам последовательности, если  $c_i = 1$ .

Сравнивая обмоточные ряды, соответствующие  $p_1$  и  $p_2$ , выявляют члены этих рядов, меняющие знаки при переключении с  $p_1$  на  $p_2$  и не меняющие знаки при этом переключении.

В случаях, когда коэффициент переключения  $k = \frac{p_1}{p_2}$  равен целому четному числу или несократимой дроби вида  $\frac{a_1}{a_2}$ , где  $a_1$  или  $a_2$  — четно, числа членов ряда, меняющих и не меняющих знаки, одинаковы и равны  $\frac{z}{2m}$ .

В этих случаях удобно выполнить фазу с тремя выводами: из начала  $A$ , середины  $A'$  и конца фазы  $X$ . Тогда, включив в первую полуфазу  $AA'$  все члены, меняющие знаки при переключении, а во вторую полуфазу  $A'X$  — все члены, не меняющие знаки при переключении (те и другие со знаками, соответствующими включению на  $p_1$ ), можно произвести переключение числа полюсов, питая фазу от сети последовательно от  $A$  к  $X$  при большем числе полюсов или, питая ее от сети в две параллельные ветви от  $A'$  к соединенным вместе  $A$  и  $X$  при меньшем числе полюсов.

Если коэффициент переключения равен целому нечетному числу или несократимой дроби с нечетными числителем и знаменателем, то число членов обмоточных рядов, меняющих и не меняющих знаки при переключении, не одинаково. В этих случаях уже нельзя непосредственно использовать простейшие схемы переключения с тремя выводами из каждой фазы.

Это затруднение может быть устранено, если часть элементов фазы выполнить разделенными на две равные части (полукатушки) и включить их поровну в обе полуфазы.

Номера элементов, подлежащих разделению на полукатушки, равны соответственно:

$$1 + (i - 1) \frac{6C}{p_2} \text{ и } 1 + (2i - 1) \frac{3C}{p_2}, \text{ если } z = 6C;$$

$$1 + (i - 1) \frac{4C}{p_2} \text{ и } 1 + (2i - 1) \frac{2C}{p_2}, \text{ если } z = 4C;$$

$$1 + (i - 1) \frac{2C}{p_2} \text{ и } 1 + (2i - 1) \frac{C}{p_2}, \text{ если } z = 2C;$$

$$1 + (i - 1) \frac{3C}{p_2}, \text{ если } z = 3C,$$

где  $i$  любое целое число от 1 до  $p_2$ .

Распределение полукатушек между полуфазами регулируется следующим правилом. Первая по порядку нумерации полукатушка включается в первую полуфазу, если соответствующий член обмоточных рядов не меняет знака при переключении, и во вторую полуфазу, если соответствующий член обмоточных рядов меняет знак при переключении.

Если обмоточный ряд первой фазы двухскоростной обмотки составлен, то обмоточные ряды остальных фаз получаются прибавлением к абсолютным значениям его членов постоянных чисел вида

$$(n - 1)d_\Phi \quad (10)$$

при сохранении знаков соответственных членов неизменными. Целое число  $d_\Phi$ , называемое шагом фазы, вычисляется по формуле:

$$d_\Phi = (1 + n_1g) \frac{n_2C}{p_2}, \quad (11)$$

а целое число  $g$  — по формуле

$$g = \frac{n_2p - p_1}{n_1p_1}. \quad (12)$$

В (10), (11) и (12)  $n$  принимает значения целых чисел от двух до числа фазных цепей, и неизменно для данной фазы;  $n_2$  — наименьшее целое число, делающее  $g$  целым числом;  $n_1$  и  $n_2$  определяются в зависимости от  $m$  и  $z$  из табл. 1.

Нетрудно заметить, что при  $k$ , равном целому числу, у трехфазных обмоток с  $z = 6C$  значение  $d_\Phi = 2k$ , а у трехфазных обмоток с  $z = 3C$  и двухфазных обмоток  $d_\Phi = k$ .

Желая получить одно и то же направление вращения ротора при обеих скоростях, необходимо менять порядок подключения фаз сети к фазам обмотки или оставлять его неизменным в зависимости от того, является ли число вида  $n_1 = 1 + (1 + n_1g) \frac{p_1}{p_2}$

кратным или не кратным трем у трехфазных обмоток, либо кратным или не кратным четырем у двухфазных обмоток.

При  $k$ , равном целому числу, это правило упрощается и порядок подключения фаз сети к фазам обмотки меняется или остается неизменным в зависимости от того, является ли  $k$  числом вида  $3g - 1$  или  $3g + 1$  у трехфазных, либо числом вида  $4g - 1$  или  $4g + 1$  у двухфазных обмоток ( $g$  — любое целое число).

Поскольку каждая из фаз имеет такое же число выводов (три), как и фаза обмотки Даландера, минимальное число выводов, необходимое для производства переключения, равно: шести — для трехфазных, пяти — для двухфазных и трем — для невынолюсных обмоток возбуждения. При минимальном числе выводов трехфазные обмотки могут иметь сопряжение фаз в звезду или в треугольник (на низшей скорости), либо в двойную звезду (на высшей скорости).

Увеличив число выводов до девяти, можно использовать сопряжение в двойной треугольник на высшей скорости.

Таблица 1

$m$	3		2
$z$	6C	3C	4C
$n_1$	3		4
$n_2$	2		1

Если  $p_0 > 1$ , то схема двухскоростной обмотки повторяется через каждые  $2kt$  или  $kt$  элементов при  $k$  — целом либо — через каждые  $2a_1a_2t$  или  $a_1a_2t$  элементов, при  $k$  — дробном. Отсюда следует, что в указанных случаях возможно составление схем двухскоростных обмоток с числами параллельных ветвей, большими чем две на высшей скорости. Возможные числа нар параллельных ветвей  $a_m$  равны любым целым делителям  $p_0$ . Число выводов у этих обмоток возрастает до  $6a_m$  у трехфазных, и до  $4a_m + 1$  у двухфазных, однако использование материалов двигателя и его мощность на высшей скорости существенно увеличиваются, что в ряде случаев необходимо.

С целью иллюстрации изложенных общих соображений рассмотрим два примера и сравним результаты, получаемые по предложенному нами способу, с результатами, полученными другими авторами.

**Пример 1.** Трехфазная обмотка, переключаемая с восьми на два полюса ( $p_1 = 4$ ;  $p_2 = 1$ ;  $k = C = 4$ ). Примем общее число катушек в обмотке  $z = 6C = 24$ . Выберем число секций в катушке  $q = 2$ , тогда общее число пазов статора  $z_s = zq = 48$ . Числа лучей звезд н. с. катушек, приходящиеся на фазу:

$$c_1 = \frac{z}{mp_1} = 2 \text{ и } c_2 = \frac{z}{mp_2} = 8$$

четны, поэтому обмоточные ряды фазы  $A$  имеют вид: при включении на  $p_1 = 4$

$$1-4+7-10+13-16+19-22$$

и при включении на  $p_2 = 1$

$$1+4+7+10-13-16-19-22.$$

Группируя члены, меняющие знаки при переключении с  $p_1$  на  $p_2$ , в левой полуобмотке, а члены, не меняющие знаков, в правой полуобмотке, получаем запись соединения катушек в фазе  $A$  двухскоростной обмотки:

$$(A) -4-10+13+19+(A')1+7-16-22(X). \quad (13)$$

В этой записи буквы в скобках указывают положения выводов.

Записи схем соединений фаз  $B$  и  $C$  получаются прибавлением к абсолютным значениям членов записи (13)  $2k = 8$  и  $4k = 16$  соответственно.

Поскольку обмоточные ряды фаз дают исчерпывающие сведения о способе соединения катушек между собой, отпадает необходимость в черчении схем разверток.

Учитывая, что  $q = 2$ , приняв шаг секций  $y = 20$  и производя геометрическое суммирование векторов звезд п. с. секций порядков  $p_1 = 4$  и  $p_2 = 1$ , легко получить выражения обмоточных коэффициентов:

при включении на  $p_1 = 4$

$$k_{\omega\mu} = \sin \mu \frac{20}{6} 90^\circ \frac{\sin \mu 30^\circ}{2 \sin \mu 15^\circ} \frac{k_{\mu}}{4} \frac{1 - \cos \mu \pi}{2}; \quad (14)$$

при включении на  $p_2 = 1$

$$k_{\omega\mu} = \sin \mu \frac{20}{24} 90^\circ \frac{\sin \mu 7^\circ 30'}{2 \sin \mu 3^\circ 45'} \frac{1}{4 \sin \mu 22^\circ 30'} \frac{1 - \cos \mu \pi}{2}. \quad (15)$$

А. М. Харитоновым [Л. 4] в 1939 г. была предложена лучшая из числа известных двухскоростная обмотка с  $k = 4$  и шестью выводами. Эта обмотка выполняется из секций различной ширины, поэтому в записи ее схемы удобно выбрать в качестве элемента обмотки секционную сторону. Тогда запись соединений фазы  $A$  при  $z_s = 48$  принимает вид:

$$(A) 1_a - 20_n + 2_a - 19_n + 3_a - 18_n + 4_a - 17_n + 37_n - 32_n + 38_n - 31_n + 39_n - 30_n + 40_n - 29_n + (A') 25_a - 44_n + 26_a - 43_n + 27_a - 42_n + 28_a - 41_n + 13_n - 8_n + 14_n - 7_n + 15_n - 6_n + 16_n - 5_n(X). \quad (16)$$

Здесь  $N_n$  и  $N_n$  обозначают нижнюю и верхнюю секционные стороны, лежащие в пазу номер  $N$ . Обмоточные ряды

двух других фаз получаются прибавлением к абсолютным величинам членов ряда (16) постоянных чисел 16 и 32, соответственно.

Сложив геометрически векторы н. с. секций порядков  $p_1 = 4$  и  $p_2 = 1$ , входящие в состав фазы  $A$ , получаем следующие выражения обмоточных коэффициентов:

$$k_{\omega\mu} = \frac{\sin^2 \mu 60^\circ}{4 \sin \mu 15^\circ} \frac{k_{\mu}}{4}; \quad (17)$$

$$k_{\omega\mu} = \sin \mu 45^\circ \frac{\sin \mu 30^\circ}{8 \sin \mu 3^\circ 45'} \frac{1 - \cos \mu \pi}{2}. \quad (18)$$

**Пример 2.** Трехфазная обмотка, переключаемая с десяти на восемь полюсов ( $p_1 = 5$ ;  $p_2 = 4$ ;  $k = \frac{5}{4}$ ;  $C = 20$ ). Примем общее число катушек  $z = 3C = 60$  и  $q = 1$ , тогда  $z_s = 60$ . Числа лучей звезд н. с., секций, приходящихся на фазу, равны  $c_1 = \frac{z}{mp_1} = 4$  и  $c_2 = \frac{z}{mp_2} = 5$ , поэтому обмоточные ряды фазы  $A$  имеют вид: при включении на  $p_1 \left( \frac{c_1}{2} = 2 \right)$

$$1+4-7-10+13+16-19-22+25+28-31-34+37+40-43-46+49+52-55-58;$$

при включении на  $p_2 \left( \frac{c_2+1}{2} = 3; \frac{c_2-1}{2} = 2 \right)$

$$1+4+7-10-13+16+19+22-25-28+31+34+37-40-43+46+49+52-55-58.$$

Запись соединения катушек в фазе двухскоростной обмотки

$$(A) -7+13-19-22+25+28-31-34+40-46+(A') (A') +1+4-10+16+37-43+49+52-55-58(X). \quad (19)$$

Записи соединений фаз  $B$  и  $C$  получаются прибавлением к абсолютным величинам членов записи (19) постоянных чисел 20 и 40 соответственно.

Приняв значение шага секций  $y = 7$  и производя суммирование векторов н. с. секций порядков  $p_1 = 5$  и  $p_2 = 4$ , входящих в состав фазы  $A$ , получаем выражения обмоточных коэффициентов:

при включении на  $p_1 = 5$

$$k_{\omega\mu} = \frac{\sin \mu 105^\circ}{2 \sin \mu 45^\circ} \frac{k_{\mu}}{5} \frac{1 - \cos \mu \pi}{2}; \quad (20)$$

при включении на  $p_2 = 4$  для гармоник нечетных порядков

$$k_{\omega\mu} = \frac{\sin \mu 84^\circ}{5 \sin \mu 18^\circ} \frac{k_{\mu}}{4}; \quad (21)$$

Таблица 2

$\mu$	$p_1 = 4$				$p_2 = 1$			
	Обмотка А. М. Харитонов		Обмотка автора		Обмотка А. М. Харитонов		Обмотка автора	
	$k_{\omega\mu}$	$A_\mu$	$k_{\omega\mu}$	$A_\mu$	$k_{\omega\mu}$	$A_\mu$	$k_{\omega\mu}$	$A_\mu$
1	0,725	100	0,836	100	0,676	100	0,632	100
2	0,375	25	—	—	—	—	—	—
4	0,217	7,45	—	—	—	—	—	—
5	0,194	5,4	0,224	5,4	0,138	4,1	0,06	2,0
7	0,194	3,8	0,224	3,8	0,01	2,1	0,152	3,4
8	0,217	3,7	—	—	—	—	—	—
10	0,375	5,2	—	—	—	—	—	—
11	0,725	9,1	0,836	9,1	0,067	0,9	0,197	2,8
13	0,725	7,7	0,836	7,7	0,059	0,7	0,172	2,1
14	0,375	3,7	—	—	—	—	—	—
16	0,217	1,9	—	—	—	—	—	—
17	0,194	1,6	0,224	1,6	0,049	0,4	0,075	0,7
19	0,194	1,4	0,224	1,4	0,047	0,4	0,022	0,2
20	0,217	1,5	—	—	—	—	—	—
22	0,375	2,4	—	—	—	—	—	—
23	0,725	4,3	0,836	4,3	0,044	0,3	0,041	0,3
25	0,725	4,0	0,836	4,0	0,044	0,3	0,041	0,3
26	0,375	2,0	—	—	—	—	—	—
28	0,217	1,1	—	—	—	—	—	—

Таблица 3

$p_1=5$				$p_2=4$			
$\nu$	Обмотка Роуклиффа		Обмотка автора	$\nu$	Обмотка Роуклиффа		Обмотка автора
	$k_{w\nu}$	$A_\nu$			$k_{w\nu}$	$A_\nu$	
1	0,039	28	—	2	0,05	12,1	—
5	0,698	100	0,683	4	0,825	100	0,643
7	0,092	9,4	—	8	0,0184	1,1	0,051
11	0,082	5,4	—	10	0,05	2,4	—
13	0,127	7,0	—	14	0,05	1,7	—
17	0,169	7,2	—	16	0,04	1,2	0,263
23	0,057	1,8	—	20	0,15	3,6	0,173
25	0,003	—	0,183	22	0,05	1,1	—
29	0,181	4,5	—	26	0,05	0,95	—
31	0,181	4,2	—	28	0,096	1,7	0,183
35	0,003	—	0,183	32	0,096	1,5	0,183
37	0,057	1,1	—	34	0,05	0,7	—
43	0,169	2,8	—	38	0,05	0,65	—
47	0,127	1,95	—	40	0,15	1,8	0,173
49	0,082	1,2	—	44	0,04	0,9	0,263
53	0,092	1,25	—	46	0,05	0,5	—
55	0,698	9,1	0,683	52	0,018	—	0,051
65	0,698	7,7	0,683	56	0,825	7,15	0,643
67	0,092	1,0	—	64	0,825	6,25	0,643
71	0,082	0,8	—	76	0,039	—	0,263
73	0,127	1,25	—	80	0,15	0,9	0,173
77	0,169	1,6	—	88	0,096	0,53	0,183
85	0,003	—	0,183	92	0,096	0,51	0,183
89	0,181	1,6	—	100	0,15	0,73	0,173
91	0,181	1,4	—	104	0,039	—	0,263
95	0,003	—	0,183	116	0,825	3,45	0,643
103	0,169	1,2	—	124	0,825	3,23	0,643
107	0,127	0,85	—				
109	0,082	0,55	—				
113	0,092	0,58	—				
115	0,698	4,35	0,683				
125	0,698	4,0	0,683				

для гармоник четных порядков

$$k_{w\mu} = \frac{\sin \mu 84^\circ}{5 \cos \mu 18^\circ} \frac{k_{\mu\mu}}{4} \quad (22)$$

Профессором Роуклиффом из Бостонского университета разработана теория синусной амплитудной модуляции кривых и. с., на основе которой возможно составление схем двухскоростных обмоток с шестью выводами и дробными коэффициентами переключения. В частности, им детально рассмотрены различные варианты исполнения обмотки с  $k = \frac{5}{4}$  [Л. 5].

Одним из этих вариантов является обмотка с  $z_s=60$ ,  $y=5$  и чередованием секций в фазе 2—3—3—2. Ряд фазы этой обмотки записывается в форме

$$(A) - 31 - 32 + 38 + 39 + 40 - 45 - 46 - 47 + 53 + 54 + \\ + (A_x) 1 + 2 - 8 - 9 - 10 + 15 + 16 + 17 - 23 - 24 (x). \quad (23)$$

◇ ◇ ◇

Выражения обмоточных коэффициентов имеют вид: при включении на  $p_1 = 5$

$$k_{w\nu} = \frac{1}{5} \left[ 4 \cos \frac{\nu\pi}{4} \sin \frac{7\nu\pi}{60} \cos \frac{\nu\pi}{60} - \sin \frac{\nu\pi}{12} \right] \times \\ \times \sin \nu 15^\circ \frac{1 - \cos \nu\pi}{2}, \quad (24)$$

при включении на  $p_2 = 4$ 

$$k_{w\nu} = \frac{1}{5} \left[ 4 \cos \frac{\nu\pi}{4} \sin \frac{7\nu\pi}{60} \cos \frac{\nu\pi}{60} - \sin \frac{\nu\pi}{12} \right] \times \\ \times \sin \nu 15^\circ \cos \frac{\nu\pi}{2}. \quad (25)$$

Пользуясь приведенными выше выражениями обмоточных коэффициентов, можно рассчитать амплитуды всех гармонических составляющих кривых и. с. в процентах от рабочих гармоник.

Соответствующие значения приводятся в табл. 2 (для обмоток с  $k = 4$ ) и табл. 3 (для обмоток с  $k = \frac{5}{4}$ ).

Таблицы показывают, что двухскоростные обмотки, выполненные по способу автора, отличаются сильно пониженным (средним для обоих включений) содержанием паразитных гармоник в кривых и. с. Это становится особенно очевидным, если сравнивать между собой интегральные коэффициенты гармоник, равные отношениям действующего значения гармонического остатка кривой и. с. за вычетом рабочей гармоники к действующему значению рабочей гармоники. Например, для обмотки Рауклиффа с  $k = \frac{5}{4}$  эти коэффициенты при включении на  $p_1$  и  $p_2$  оказываются равными 0,354 и 0,176 соответственно, а для обмотки автора 0,167 и 0,200.

Другие двухскоростные обмотки, составление которых возможно по предлагаемому способу, не имеют аналогий в литературных источниках.

## Литература

1. Дартау А. А., Трехфазная обмотка с переключением числа пар полюсов, Авторское свидетельство № 198441, «Бюллетень изобретений», 1967, № 14.
2. Дартау А. А., Трехфазная обмотка электромашин с переключением числа пар полюсов в отношении, равном целому нечетному, некратному трем числу, Авторское свидетельство № 201524, «Бюллетень изобр.», 1967, № 18.
3. Дартау А. А., Трехфазная обмотка с переключением чисел пар полюсов, Авторское свидетельство № 205938, «Бюллетень изобр.», 1967, № 24.
4. Харитонов А. М., Многоскоростные электродвигатели, Госэнергоиздат, 1954.
5. Rawcliffe G. H. and Fong W., Speed — changing induction motors, Further developments in pole — amplitude modulation, Proc. of JEE, part A, № 36, December, 1960. [21.7.1969]

УДК 621.313.12:621.3.013.62

## Электромагнитные процессы в системе самовозбуждения генераторов с магнитными усилителями

А. Г. ЗДРОК, А. А. САЛЮТИН и В. В. МОХОВ

Москва

Магнитные усилители (МУ) широко применяются для возбуждения синхронных генераторов [Л. 1—5]. В генераторах малой мощности преобладающее применение нашли однофазные системы самовозбуждения [Л. 1—3] вследствие компактности регулирующего устройства, обусловленной минимальным числом вентиля и сердечников МУ.

При выполнении МУ из электротехнических сталей однофазные системы самовозбуждения генераторов имеют еще одно существенное преимущество перед многофазными: увеличение числа фаз и частоты питания влечет за собой повышенное влияние индуктивности насыщенного участка кривой намагничивания сердечников МУ на максимальное значе-

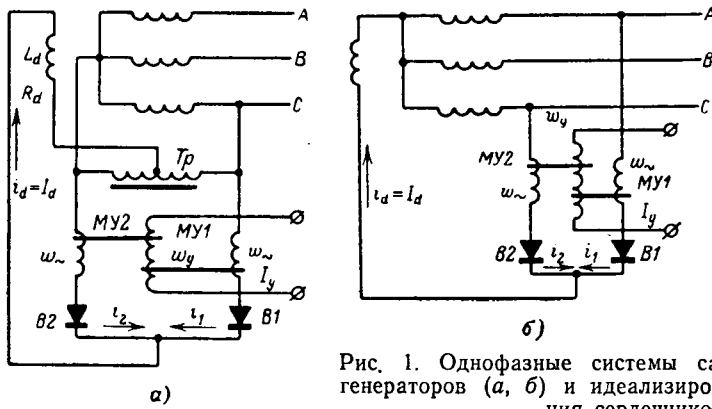


Рис. 1. Однофазные системы самовозбуждения трехфазных генераторов (а, б) и идеализированная кривая намагничивания сердечников МУ (в).

ние тока возбуждения. Наименьшему влиянию подвержены схемы со средней точкой [Л. 6].

На рис. 1 приведены две разновидности однофазных схем самовозбуждения со средней точкой. Одна из схем должна содержать вспомогательный трансформатор со средней точкой \$T\_p\$ (на рис. 1, а показан однообмоточный трансформатор), другая может быть выполнена бестрансформаторной (рис. 1, б). При подключении цепи возбуждения к двум линейным зажимам генератора питание ее осуществляется несимметричным двухфазным напряжением.

Ниже рассматриваются электромагнитные процессы в схеме самовозбуждения генератора со средней точкой в случае питания ее несимметричным двухфазным напряжением источника. При анализе приняты следующие допущения: кривая намагничивания сердечников МУ аппроксимирована двумя наклонными прямыми (рис. 1, в), схема содержит идеальные вентили, активные потери в рабочих обмотках МУ отсутствуют, в цепи управления полностью скомпенсированы четные гармоники (режим вынужденного намагничивания сердечников), индуктивностью цепи возбуждения генератора обеспечивается абсолютное сглаживание тока возбуждения.

Период работы схемы складывается из двух режимов — коммутационного и внекоммутационного.

**Режим коммутации тока вентилями.** На рис. 2 приведены фазные напряжения генератора \$u\_a\$ и \$u\_c\$, токи в плечах вентилях \$i\_1\$ и \$i\_2\$ и выпрямленное напряжение \$u\_d\$ на обмотке возбуждения генератора. За начало отсчета углов принята точка пересечения фазных напряжений:

$$u_a = U_{m\phi} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} \right); \quad (1a)$$

$$u_c = U_{m\phi} \sin \left( \omega t + \frac{7\pi}{6} \right). \quad (16)$$

Наличие обмоток \$\omega\_-\$ приводит к тому, что в цепях вентилях \$B1\$ и \$B2\$ коммутация тока происходит не мгновенно, а в пределах угла \$\delta\$. Режим коммутации тока вентилями характеризуется интервалом углов \$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \delta\$, \$n=0, 1, 2 \dots\$ В этом режиме ток проводят два вентиля одновременно.

Если ток возбуждения \$I\_d\$ соответствует насыщен-

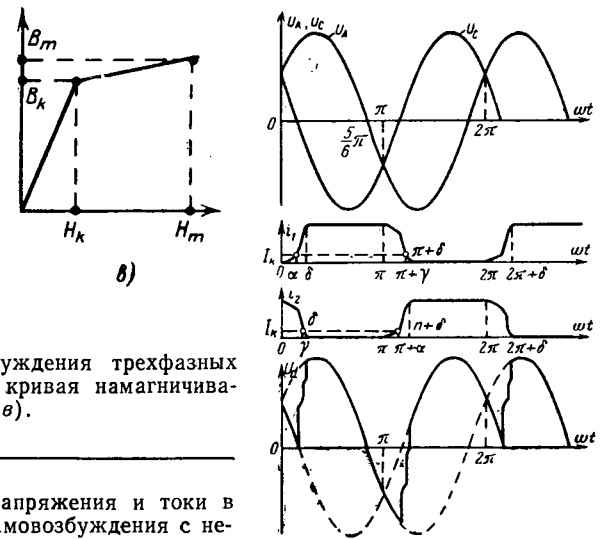


Рис. 2. Напряжения и токи в системе самовозбуждения с несимметричным двухфазным напряжением источника.

ному участку кривой намагничивания (\$I\_d > I\_k = \frac{H\_k l}{\omega\_-}\$), то режим коммутации можно подразделить на три интервала:

\$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \alpha\$, где \$\alpha\$ — угол, при котором ток \$i\_1\$ для \$n=0, 2, 4 \dots\$ и ток \$i\_2\$ для \$n=1, 3, 5 \dots\$ достигают значения \$I\_k\$;

\$n\pi + \alpha \leq \omega t \leq n\pi + \gamma\$, где \$\gamma\$ — угол, при котором ток \$i\_2\$ для \$n=0, 2, 4 \dots\$ и ток \$i\_1\$ для \$n=1, 3, 5 \dots\$ уменьшаются до значения \$I\_k\$;

\$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \delta\$, \$n=0, 1, 2 \dots\$, где \$\delta\$ — угол, в течение которого происходит смена работы вентилях. При принятой аппроксимации кривой намагничивания сердечников МУ каждому интервалу режима коммутации соответствует неизменное магнитное состояние сердечника:

для \$0 \leq i\_1 \leq I\_k\$, \$I\_k \geq i\_2 \geq 0\$, \$n=0, 2, 4 \dots\$ и \$0 \leq i\_2 \leq I\_k\$, \$n=1, 3, 5 \dots\$

$$\begin{aligned} I_k &\geq i_1 \geq 0 \\ L_1 &= \frac{\omega_-^2 s B_k}{I} \end{aligned} \quad (2a)$$

для \$I\_k \leq i\_1\$, \$i\_2 > I\_k\$

$$L_2 = \frac{\omega_-^2 s B_m - B_k}{I} \frac{B_m - B_k}{H_m - H_k}, \quad (26)$$

где \$s, l\$ — сечение и средняя длина магнитопровода.

**Работа системы самовозбуждения в интервале \$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \delta\$, \$n=0, 2, 4 \dots\$**

1. \$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \alpha\$. Сердечник \$MUY1\$ ненасыщен, а \$MUY2\$ насыщен. Индуктируемые в обмотках \$\omega\_-\$ \$MUY1\$ и \$MUY2\$ э. д. с. равны

$$e_{MUY1} = -L_1 \frac{di_1}{dt} = -\omega L_1 \frac{di_1}{d\omega t}; \quad (3a)$$

$$e_{MUY2} = -L_2 \frac{di_2}{dt} = -\omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t}. \quad (36)$$

Для контура, образуемого фазами генератора \$A\$ и \$C\$ и обмотками \$MUY1\$ и \$MUY2\$, справедливо следующее уравнение:

$$u_A - u_C + e_{MUY1} - e_{MUY2} = 0. \quad (4)$$

С учетом фазных напряжений (1а) и 1б) их разность равна

$$u_A - u_C = u_{AC} = \sqrt{3} U_{m\Phi} \sin \omega t = U_m \sin \omega t, \quad (5)$$

где  $U_m$  — амплитуда линейного напряжения  $u_{AC}$ .

Для токов  $i_1$ ,  $i_2$  и их производных справедливы следующие соотношения:

$$i_1 + i_2 = I_d; \quad (6a)$$

$$\frac{di_1}{d\omega t} + \frac{di_2}{d\omega t} = 0. \quad (6b)$$

После подстановки (3а), (3б) и (5) в исходное уравнение (4) с учетом соотношения (6б) получим

$$\omega(L_1 + L_2) \frac{di_1}{d\omega t} = U_m \sin \omega t. \quad (7)$$

Для начального условия  $i_1 = 0$  при  $\omega t = 0$  уравнение (7) имеет следующее решение:

$$i_1 = \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (1 - \cos \omega t). \quad (8)$$

Согласно (6а) и (8) ток  $i_2$  равен

$$i_2 = I_d - i_1 = I_d - \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (1 - \cos \omega t). \quad (9)$$

Индуктивные составляющие падений напряжений на обмотках  $\omega_{\sim}$  МУ1 и МУ2 равны

$$u_{МУ1} = -e_{МУ1} = \omega L_1 \frac{di_1}{d\omega t} = \frac{L_1}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t; \quad (10a)$$

$$u_{МУ2} = -e_{МУ2} = \omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t} = -\frac{L_2}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t. \quad (10b)$$

Для определения выпрямленного напряжения  $u_d$  необходимо составить дополнительное уравнение для контура, содержащего обмотку возбуждения, т. е.

$$u_A = u_{МУ1} + u_d. \quad (11)$$

Подставив значения  $u_A$  и  $u_{МУ1}$  из (1а) и (10а), получим

$$u_d = \frac{\sqrt{L_1^2 - L_1 L_2 + L_2^2}}{L_1 + L_2} U_{m\Phi} \sin(\omega t + \theta), \quad (12a)$$

где

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{L_1 + L_2}{\sqrt{3}(L_1 - L_2)}. \quad (12b)$$

В частном случае при  $L_2 = 0$

$$u_d = U_{m\Phi} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} \right). \quad (12b)$$

Рассматриваемый интервал коммутации завершается при  $\omega t = \alpha$ . В этот момент напряженность магнитного поля в сердечнике МУ1 достигает значения  $H_K$ . Так как она создается цепью управления  $H_y$  и рабочей обмоткой  $H_\mu$ , то

$$H_K = H_y + H_\mu,$$

где

$$H_\mu = \frac{i_\mu \omega_{\sim}}{l}, \quad H_y = \frac{I_y \omega_y}{l},$$

$$i_\mu = I_K - I_y \frac{\omega_y}{\omega_{\sim}}. \quad (13)$$

В момент  $\omega t = \alpha$  ток  $i_\mu = i_1$ .

При этих условиях из (8) получим

$$\cos \alpha = 1 - \frac{\omega(L_1 + L_2)}{U_m} \left( I_K - I_y \frac{\omega_y}{\omega_{\sim}} \right). \quad (14)$$

2.  $n\pi + \alpha \leq \omega t \leq n\pi + \gamma$ . В этом интервале коммутации все сердечники насыщены. Индуцируемая в обмотке  $\omega_{\sim}$  МУ2 э. д. с. определяется формулой (3б), а для МУ1

$$e_{МУ1} = -\omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t}. \quad (15)$$

Согласно (3б), (4), (5), (6б) и (15) рассматриваемому интервалу коммутации будет соответствовать следующее уравнение:

$$2\omega L_2 \frac{di_1}{d\omega t} = U_m \sin \omega t,$$

откуда

$$i_1 = -\frac{U_m}{2\omega L_2} \cos \omega t + C.$$

Постоянная интегрирования  $C$  находится из условия:  $i_1 = i_\mu$  при  $\omega t = \alpha$ . Следовательно,

$$i_1 = \frac{U_m}{2\omega L_2} (\cos \alpha - \cos \omega t) + I_K - I_y \frac{\omega_y}{\omega_{\sim}}. \quad (16)$$

Ток  $i_2$  согласно (6а) равен

$$i_2 = I_d - i_1 = I_d - \frac{U_m}{2\omega L_2} (\cos \alpha - \cos \omega t) - I_K + I_y \frac{\omega_y}{\omega_{\sim}}. \quad (17)$$

Индуктивные составляющие падений напряжений в обмотках

$$u_{МУ1} = \omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t} = \frac{U_m}{2} \sin \omega t; \quad (18a)$$

$$u_{МУ2} = \omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t} = -\frac{U_m}{2} \sin \omega t. \quad (18b)$$

Напряжение обмотки возбуждения согласно (1а), (11) и (18а)

$$u_d = \frac{U_{m\Phi}}{2} \cos \omega t. \quad (19)$$

В момент  $\omega t = \gamma$  напряженность магнитного поля в сердечнике МУ2 уменьшается до  $H_K$ . При этом условии из (13) и (17) получим

$$\cos \gamma = \cos \alpha - \frac{2\omega L_2}{U_m} \left[ I_d - 2 \left( I_K - I_y \frac{\omega_y}{\omega_{\sim}} \right) \right]. \quad (20)$$

3.  $n\pi + \gamma \leq \omega t \leq n\pi + \delta$ . Сердечник МУ2 в этом интервале ненасыщен, а МУ1 продолжает оставаться насыщенным. Для э. д. с.  $e_{МУ1}$  справедливо соотношение (15), а э. д. с.

$$e_{МУ2} = -\omega L_1 \frac{di_2}{d\omega t}. \quad (21)$$

Для рассматриваемого интервала коммутации справедливо уравнение (7). Воспользовавшись начальным условием  $i_1 = I_d$  при  $\omega t = \delta$  получим:

$$i_1 = I_d - \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (\cos \omega t - \cos \delta); \quad (22)$$

$$i_2 = I_d - i_1 = \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (\cos \omega t - \cos \delta). \quad (23)$$



Индуктивные составляющие падений напряжений в обмотках

$$u_{MY1} = \omega L_2 \frac{di_1}{d\omega t} = \frac{L_2}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t; \quad (24a)$$

$$u_{MY2} = \omega L_1 \frac{di_2}{d\omega t} = -\frac{L_1}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t. \quad (24b)$$

Напряжение на обмотке возбуждения, согласно (1a), (11) и (24a)

$$U_d = \frac{\sqrt{L_1^2 - L_1 L_2 + L_2^2}}{L_1 + L_2} U_{mf} \sin(\omega t + \theta), \quad (25a)$$

где

$$\operatorname{tg} \theta = \frac{L_1 + L_2}{\sqrt{3}(L_1 - L_2)}. \quad (25b)$$

В частном случае при  $L_2 = 0$   $u_d = u_A$ .

Угол продолжительности режима коммутации  $\delta$  можно определить из следующего условия:  $i = i_\mu$  при  $\omega t = \gamma$ . Подставив значение  $i_\mu$  из (13) в (23) получим

$$\cos \delta = \cos \gamma - \frac{\omega(L_1 + L_2)}{U_m} \left( I_K - I_Y \frac{\omega_Y}{\omega} \right). \quad (26)$$

В результате совместного решения (14), (20) и (26) найдем

$$\cos \alpha + \cos \gamma - \cos \delta = 1. \quad (27)$$

**Работа системы самовозбуждения в интервале  $n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \delta$ ,  $n=1, 3, 5, \dots$**  Магнитное состояние сердечника  $MY1$  при  $n=1, 3, 5, \dots$  аналогично маг-

нитному состоянию сердечника  $MY2$  при  $n=0, 2, 4, \dots$ , а состояние сердечника  $MY2$  при  $n=1, 3, 5, \dots$  аналогично состоянию сердечника  $MY1$  при  $n=0, 2, 4, \dots$ . Очевидно, ряд формул при  $n=0, 2, 4, \dots$  для плеча с вентилем  $B1$  будет соответствовать плечу выпрямителя с вентилем  $B2$  при  $n=1, 3, 5, \dots$  и наоборот.

Законы изменения э. д. с., токов и напряжений сведены в таблицу. При выводе формул были использованы исходные уравнения и соотношения (4), (5), (6) и (11), справедливые и при  $n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \delta$ ,  $n=1, 3, 5, \dots$

Соотношения, характеризующие углы продолжительности интервалов режима коммутации в таблице не включены, так как при  $n=1, 3, 5, \dots$  справедливости формулы (14), (20), (26) и (27).

**Работа системы самовозбуждения во внекоммутационном режиме.** При  $n\pi + \delta \leq \omega t \leq (n+1)\pi$ ,  $n=0, 1, 2, \dots$  токи  $i_1$  и  $i_2$  неизменны по значению, поэтому  $u_{MY1} = u_{MY2} = 0$ ; напряжение источника полностью приложено к обмотке возбуждения генератора

$$u_d = u_a = U_{mf} \sin \left( \omega t + \frac{\pi}{6} \right). \quad (28)$$

Дополнительно к токам и напряжениям, показанным на рис. 2, напряжения на рабочих обмотках  $\omega$ , соответствующие формулам (10a), (10б), (18a), (18б), (24a), (24б) и данным таблицы, изображены на рис. 3.

Э. д. с., токи и напряжения	Интервалы режима коммутации		
	$n\pi \leq \omega t \leq n\pi + \alpha$	$n\pi + \alpha \leq \omega t \leq n\pi + \gamma$	$n\pi + \gamma \leq \omega t \leq n\pi + \delta$
Э. д. с. самоиндукции на зажимах обмоток $\omega$	$e_1 = -\omega L_2 \frac{di_1}{d\omega t}$ $e_2 = -\omega L_1 \frac{di_2}{d\omega t}$	Соотношение (15) $e_2 = -\omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t}$	$e_1 = -\omega L_1 \frac{di_1}{d\omega t}$ $e_2 = -\omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t}$
Уравнение для цепи обмоток $\omega$	$\omega(L_1 + L_2) \frac{di_2}{d\omega t} =$ $= -U_m \sin \omega t$	$2\omega L_2 \frac{di_2}{d\omega t} = -U_m \sin \omega t$	Уравнение (7)
Токи обмоток $\omega$	$i_2 = \frac{U_m}{\omega(L_2 + L_1)} (1 + \cos \omega t)$ $i_1 = I_d - \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} \times$ $\times (1 + \cos \omega t)$	$i_2 = \frac{U_m}{2\omega L_2} (\cos \omega t - \cos \alpha) +$ $+ I_K - I_Y \frac{\omega_Y}{\omega}$ $i_1 = I_d - \frac{U_m}{2\omega L_2} (\cos \omega t - \cos \alpha) -$ $- I_K + I_Y \frac{\omega_Y}{\omega}$	$i_1 = -\frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (\cos \omega t + \cos \gamma) +$ $+ I_K - I_Y \frac{\omega_Y}{\omega}$ $i_2 = I_d - I_K + I_Y \frac{\omega_Y}{\omega} +$ $+ \frac{U_m}{\omega(L_1 + L_2)} (\cos \omega t + \cos \gamma)$
Напряжения на зажимах обмоток $\omega$	$u_{MY2} = -\frac{L_1}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t$ $u_{MY1} = \frac{L_2}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t$	Соотношение (18a) и (18б)	$u_{MY1} = \frac{L_1}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t$ $u_{MY2} = -\frac{L_2}{L_1 + L_2} U_m \sin \omega t$
Напряжение $u_d$ на обмотке возбуждения	Соотношения (12a), (12б) и (12в)	Соотношение (19)	Соотношение (25a) $\operatorname{tg} \theta = -\frac{L_1 + L_2}{\sqrt{3}(L_1 - L_2)}$

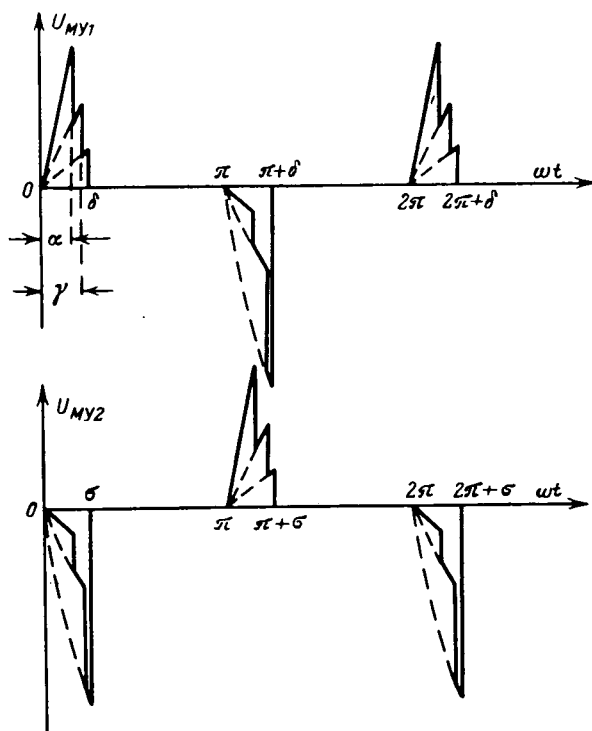


Рис. 3. Напряжения на рабочих обмотках МУ.

Расчетные соотношения системы самовозбуждения. Основной расчетной величиной, определяющей характеристику управления МУ является среднее значение напряжения на обмотке возбуждения

$$U_d = \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} u_d d\omega t. \quad (29)$$

Если воспользоваться значениями  $u_d$  в (12в), (19), (25а), (28) и в таблице, а также соотношением (27) и подставить их в (29), получим

$$U_d = \frac{U_m}{2\pi} (1 + \cos \delta). \quad (30)$$

Среднее значение тока возбуждения

$$I_d = \frac{U_m}{2\pi R_d} (1 + \cos \delta). \quad (31)$$

Совместным решением (14), (20), (26) и (31) можно определить как угол продолжительности коммутации вентилей, так и характеристику управления цепи возбуждения с МУ. Эти характеристики соответствуют следующим формулам:

$$\cos \delta = \frac{\pi R_d}{\pi R_d + \omega L_2} \left[ 1 - \frac{2\omega(L_1 - L_2)}{U_m} \times \right. \\ \left. \times \left( I_k - I_y \frac{\omega_y}{\omega} \right) - \frac{\omega L_2}{\pi R_d} \right]; \quad (32a)$$

$$I_d = \frac{U_m}{\pi R_d + \omega L_2} \left[ 1 - \frac{\omega(L_1 - L_2)}{U_m} \left( I_k - I_y \frac{\omega_y}{\omega} \right) \right]. \quad (32б)$$

Кратность регулирования тока возбуждения определяется отношением максимального значения тока к минимальному

$$k = \frac{I_{d \max}}{I_{d \min}}. \quad (33)$$

Значение тока  $I_d$  максимально при токе управления  $I_y = I_k \frac{\omega_y}{\omega}$ . При этом условии из (32б) получим

$$I_{d \max} = \frac{U_m}{\pi R_d + \omega L_2}. \quad (34)$$

Током рабочей обмотки  $\omega$  создается самоподмагничивание сердечника. В случае устранения явления самоподмагничивания током в цепи управления ток нагрузки  $I_d$  будет минимальным. Так как магнитное состояние сердечника определяется мгновенными значениями токов  $i_1$  и  $i_2$ , равными во внекоммутационном режиме току  $I_d$ , то минимальному значению тока нагрузки будет соответствовать условие  $I_{d \min} \omega = -I_y \omega_y$ . При этом условии из (32б) получим

$$I_{d \min} = \frac{U_m - \omega(L_1 - L_2) I_k}{\pi R_d + \omega L_1}. \quad (35)$$

Среднее значение индуктивной составляющей падения напряжения на рабочей обмотке  $\omega$

$$U_{L \text{ ср}} = \frac{1}{\pi} \int_0^{\delta} u_{M \text{ У1}} d\omega t. \quad (36)$$

Подставив значения  $u_{M \text{ У1}}$  из (10а), (18а) и (24а) в (36), найдем

$$U_{L \text{ ср}} = \frac{U_m}{2\pi} (1 - \cos \delta). \quad (37)$$

В результате сложения напряжений  $U_d$  и  $U_{L \text{ ср}}$  получим

$$U_{L \text{ ср}} + U_d = \frac{U_{\text{ср}}}{2}, \quad (38)$$

где  $U_{\text{ср}} = \frac{2}{\pi} U_m$  — среднее значение линейного напряжения генератора.

Сравнение трансформаторной и бестрансформаторной систем самовозбуждения генераторов. В трансформаторной системе самовозбуждения генераторов (рис. 1,а) уравнение, связывающее средние значения напряжений на рабочих обмотках МУ и на обмотке возбуждения, имеет вид [Л. 6]:

$$U_{L \text{ ср}} + U_d = \frac{U_{\text{ср}}}{2\sqrt{3}}. \quad (39)$$

Так как в трехфазной симметричной системе фазное напряжение отличается от линейного в  $\sqrt{3}$  раз, то согласно (34) максимальное значение тока возбуждения в трансформаторной системе будет в  $\sqrt{3}$  раз меньше, чем в бестрансформаторной системе, имеющей такое же значение сопротивления  $R_d$ . Минимальные значения тока  $I_d$  в этих двух схемах будут различаться еще в большей степени.

В рассматриваемых двух схемах существенно различаются и продолжительности режима коммутации. Эту разницу можно оценить с помощью формулы (32а). Если продолжительность коммутации

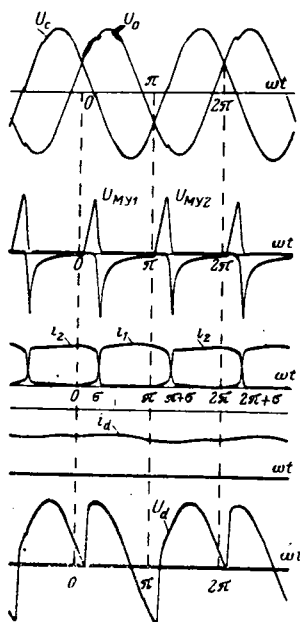


Рис. 4. Осциллограммы напряжений и токов при питании цепи возбуждения несимметричным двухфазным напряжением источника.

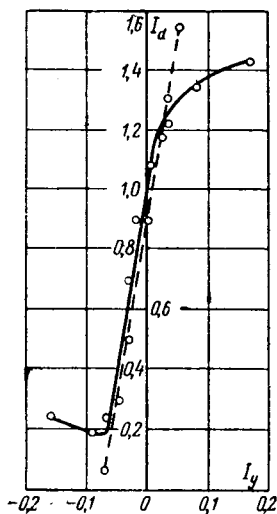


Рис. 5. Характеристика управления МУ.

— опыт; — — — расчет.

вентилей в трансформаторной схеме характеризуется выражением

$$\cos \delta_{\text{тр}} = \frac{\pi R_d}{\pi R_d + \omega L_2} \left[ 1 - \frac{2\sqrt{3}\omega(L_1 - L_2)}{U_m} \times \right. \\ \left. \times \left( I_{\kappa} - I_y \frac{\omega_y}{\omega} \right) - \frac{\omega L_2}{\pi R_d} \right],$$

то соотношение между углами  $\delta$  и  $\delta_{\text{тр}}$  будет определяться следующей формулой:

$$\cos \delta - \cos \delta_{\text{тр}} = \frac{1,46\pi R_d \omega (L_1 - L_2) \left( I_{\kappa} - I_y \frac{\omega_y}{\omega} \right)}{U_m (\pi R_d + \omega L_2)}. \quad (40)$$

Очевидно, переход от схемы рис. 1,а к схеме рис. 1,б позволяет повысить быстродействие системы самовозбуждения за счет возможности увеличения активного сопротивления цепи при сохранении прежнего значения н. с.

На рис. 4 представлены осциллограммы напряжений и токов бестрансформаторной системы возбуждения (рис. 1,б) трехфазного генератора преобразовательной установки АМГ-17ЛБ. Возбуждение осуществлялось от постороннего источника (с целью обеспечения более строгой формы синусоиды напряжения источника) с помощью МУ, собранного из пластин серийного усилителя УМ.ЗП.20.20.11 ( $s =$

$= 4 \text{ см}^2$ ,  $l = 41,6 \text{ см}$ ,  $\omega_{\sim} = \omega_y = 543$ ). Осциллограммы сняты при  $U_m = \sqrt{6} 100$ ,  $R_d = 27 \text{ ом}$ ,  $I_y = 0$  (разрыв цепи управления).

Кривая намагничивания сердечника МУ аппроксимирована следующими значениями магнитных индукций и напряженностей магнитного поля:  $B_{\kappa} = 1 \text{ тл}$ ,  $H_{\kappa} = 72 \text{ а/м}$ ,  $B_m = 1,4 \text{ тл}$ ,  $H_m = 2 \cdot 10^3 \text{ а/м}$ . Индуктивности рабочих обмоток  $\omega_{\sim}$  и ток  $I_{\kappa}$  согласно (2а) и (2б) равны  $L_1 = 3,94 \text{ гн}$ ,  $L_2 = 0,056 \text{ гн}$ ,  $I_{\kappa} = 0,0552 \text{ а}$ .

Из (32а) имеем  $\delta = 78^\circ$ . На осциллограммах рис. 4 этот угол приблизительно равен  $65^\circ$ .

На рис. 5 приведена экспериментальная характеристика управления МУ, соответствующая описанным выше исследованиям. Пунктиром показана расчетная характеристика, вычисленная по (32б), (34) и (35). Наибольшее расхождение этих характеристик наблюдается при минимальном значении тока  $I_{d\text{min}}$ . В области рабочего участка характеристики «вход — выход» расхождение расчета с экспериментом приемлемо для инженерной практики.

**Выводы.** 1. Применением однофазных и двухфазных систем самовозбуждения в трехфазных синхронных генераторах можно обеспечить минимальное количество используемых преобразовательных и управляемых приборов и аппаратов при сохранении высоких регулирующих возможностей источников электрической энергии.

2. При несимметричных двухфазных напряжениях н. с. цепей возбуждения генераторов имеют высокую степень сглаживания.

3. Представление кривых намагничивания сердечников МУ двумя наклонными прямыми позволяет рассмотреть работу регулируемых систем самовозбуждения генераторов с помощью линейных уравнений, характеризующих электромагнитные процессы с достаточной для инженерных расчетов степенью точности

#### Литература

1. West C. P., Applegate G. D., A generator Voltage regulator without moving parts, «Electrical Journal», 33, 1936.
2. Якубайтис Э. А., Самовозбуждающийся синхронный генератор при переменной частоте, Изд. АН Латв. ССР, 1959.
3. Квартальнов Б. В. и др., Система автоматического регулирования возбуждения синхронных машин, работающих в режимах двигателя и генератора, Известия вузов, «Энергетика», 1964, № 4.
4. Верный К. А. и Юсин В. М., Уравнение синхронного генератора со статической системой возбуждения, работающего на индуктивную нагрузку, Труды ВЭИ, вып. 78, 1968.
5. Бреев В. Н. и др., Система силового фазового компаундирования для гидрогенераторов средней мощности, Труды ВЭИ, вып. 78, 1968.
6. Здрок А. Г. и Салютин А. А., Системы самовозбуждения синхронных генераторов с магнитными усилителями, изд-во «Энергия», 1968.

[27.11.1969]



# Расчет перенапряжений внутри катушки в обмотке трансформатора

А. К. ЛОХАНИН

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Анализ импульсных перенапряжений в катушечных обмотках трансформатора обычно ограничивается рассмотрением потенциалов и разностей потенциалов между катушками в обмотке. При этом влияние возможных колебаний внутри катушки на процессы в обмотке в целом не рассматривается. Такой подход обычно не приводит к заметным погрешностям, если приложенные напряжения не содержат периодического воздействия с частотой, близкой к частоте собственных колебаний катушки.

Анализ процесса внутри катушки позволяет более строго оценить применимость вышеуказанного допущения в конкретных случаях, а также определить воздействие на изоляцию между витками катушки при импульсах с достаточно крутым фронтом и гармонических воздействиях.

Вопрос о перенапряжениях внутри катушки рассматривался в [Л. 1]. Однако при этом не ставилась задача строгого и полного анализа процесса, а давалась в основном качественная картина явления. Так, например, не рассматривалась взаимная индуктивность между витками в катушке, учет которой является принципиальным при количественной оценке перехода процесса.

При решении уравнений переходного процесса в обычной дисковой катушке с учетом магнитных связей между витками<sup>1</sup> будем исходить из следующих предположений.

1. Процессы в катушке рассматриваем как в обособленном элементе обмотки. Принимаем допущение, что эквипотенциальные поверхности, имеющие потенциал перехода, расположены в середине канала между катушками. Это соответствует картине электростатического поля в обмотке при отсутствии емкости катушек на землю, на экранирующие витки и другие обмотки.

В реальных обмотках это предположение, по-видимому, справедливо и для катушек, расположенных в глубине обмотки. Для входных катушек, где искажение эквипотенциальных поверхностей наибольшее, применимость данного подхода требует дополнительных исследований.

Электромагнитными связями между катушками, обусловленными колебательными процессами в них, пренебрегаем. Это, по-видимому, достаточно правомерно во многих практических случаях.

2. В схеме замещения катушки (рис. 1) учитывается индуктивность витка  $M_0$  и его взаимная индуктивность с другими витками, емкость витка относительно эквипотенциальной поверхности  $\frac{C}{2}$ , емкость между витками  $K$  и активное сопротивление витка  $r$ .

Такую схему можно условно назвать схемой экранированной катушки в отличие от схемы, при-

веденной на рис. 2 для катушки без экрана (например, случай отсутствия эквипотенциальной поверхности с одной стороны катушки — верхняя катушка при отсутствии емкостного кольца).

3. Схему считаем линейной, а ее реактивные элементы — не зависящими от частоты или формы приложенного напряжения.

При достаточно большом числе витков данную систему можно рассматривать как систему с распределенными параметрами.

Примем длину катушки равной единице и отнесем все параметры к ее длине. Тогда уравнения электрического равновесия имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{\partial i}{\partial x} &= \frac{C}{2} \frac{\partial u}{\partial t} - K \frac{\partial^2 u}{\partial x^2 \partial t} - \frac{C}{2} \frac{\partial (u_a - u)}{\partial t}; \\ -\frac{\partial u}{\partial x} &= \int_0^1 M(x, s) \frac{\partial i}{\partial t} ds + ri, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $x$  и  $s$  — текущие координаты;  $u_a$  — воздействующее на катушку напряжение.

Введем новую переменную  $\varphi = u - \frac{u_a}{2}$  и примем экспоненциальный характер изменения взаимной индуктивности:

$$M(x, s) = M_0 e^{-\lambda |x-s|},$$

где  $\lambda$  — постоянная, определяемая геометрией катушки;  $|x-s|$  — расстояние между магнитносвязанными витками.

Тогда система (1) примет вид:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{\partial i}{\partial x} &= C \frac{\partial \varphi}{\partial t} - K \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2 \partial t}; \\ -\frac{\partial \varphi}{\partial x} &= M_0 \int_0^1 e^{-\lambda |x-s|} \frac{\partial i}{\partial t} ds + ri. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

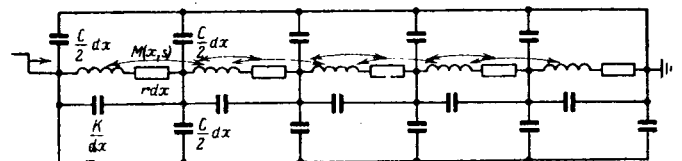


Рис. 1. Схема замещения экранированной катушки.

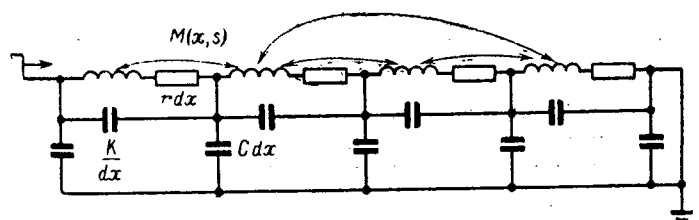


Рис. 2. Схема замещения катушки без экрана.

<sup>1</sup> Перенапряжения внутри катушки в обмотках с переплетением витков здесь не рассматриваются.

Решение системы (2) дано в [Л. 2] и здесь подробно не рассматривается. Общее решение для функции  $\varphi$  в операторной форме имеет вид:

$$\varphi(x, p) = A_1 \sin v_1 x + A_2 \cos v_1 x + A_3 \operatorname{sh} v_2 x + A_4 \operatorname{ch} v_2 x, \quad (3)$$

где  $v_1$  и  $v_2$  — пространственные частоты катушки, корни характеристического уравнения:

$$v^4 - (\lambda^2 + 2\lambda K M_0 p^2) v^2 + 2\lambda C M_0 p^2 = 0. \quad (4)$$

В (4) имеем:

$$p^2 = \frac{v_1^2 v_2^2}{2\lambda C M_0}; \quad v_1^2 = \frac{\gamma^2 (\lambda^2 - v_2^2)}{\gamma^2 - v_2^2};$$

$$\gamma^2 = \frac{C}{K}.$$

Система (2) налагает две связи на коэффициенты  $A_i$ :

$$A_1 \lambda v_1 + A_2 v_1^2 + A_3 \lambda v_2 - A_4 v_2^2 = 0; \quad (5)$$

$$A_1 v_1 (\lambda \cos v_1 - v_1 \sin v_1) - A_2 v_1 (\lambda \sin v_1 + v_1 \cos v_1) + A_3 v_2 (\lambda \operatorname{ch} v_2 + v_2 \operatorname{sh} v_2) + A_4 v_2 (\lambda \operatorname{sh} v_2 + v_2 \operatorname{ch} v_2) = 0. \quad (6)$$

Для получения однозначного решения необходимы еще две связи, которые определяются граничными условиями задачи:

$$\varphi(1, t) = \frac{u_a}{2}; \quad \varphi(0, t) = -\frac{u_a}{2}.$$

Это приводит к следующим условиям:

$$A_1 \sin v_1 + A_2 \cos v_1 + A_3 \operatorname{sh} \gamma_2 + A_4 \operatorname{ch} v_2 = \frac{u_a}{2}; \quad (7)$$

$$A_2 + A_4 = -\frac{u_a}{2}. \quad (8)$$

Выражения (5) — (8) образуют неоднородную систему четырех уравнений с четырьмя неизвестными и имеют, таким образом, вполне определенное решение:

$$A_i = \frac{D_i}{\Delta}, \quad (9)$$

где  $\Delta$  — определитель системы;  $D_i$  — определитель, получающийся из  $\Delta$  заменой столбца, составленного из коэффициентов при  $A_i$ , столбцом, составленным из свободных членов.

Заметим, что выражение для определителя  $\Delta$  полностью совпадает с выражением для определителя системы уравнений в случае колебаний в обмотке при заземленной нейтрали [Л. 2]. Это приводит к одинаковому характеру распределения собственных частот в катушке и обмотке. При возрастании  $v_1$  частота  $v_2$  стремится к конечному пределу —  $\gamma$ , определитель  $\Delta$  — к  $v_1^4 \sin v_1 \operatorname{sh} \gamma$ , а корни определителя  $\Delta$  — к  $\pi K$ .

Применяя обратное преобразование Лапласа к выражению (3), получим [Л. 2]:

$$\varphi(x, t) = \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\varphi(1, p_k) H(x, p_k)}{\Delta'(p_k)} e^{-p_k t}, \quad (10)$$

где

$$\begin{aligned} \varphi(1, p_k) H(x, p_k) &= D_1 \sin v_1 x + D_2 \cos v_1 x + \\ &+ D_3 \operatorname{sh} v_2 x + D_4 \operatorname{ch} v_2 x; \\ \Delta'(p_k) &= \frac{d\Delta}{dp} \Big|_{p=p_k} \end{aligned}$$

Произведя обратную замену переменного, в случае воздействия прямоугольной бесконечно длинной волны получим:

$$u(x, t) = U_{к.с} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{H(x, \omega_k)}{\omega_k \Delta'(\omega_k)} e^{-\gamma_k t} \cos \omega_k t, \quad (11)$$

где

$$U_{к.с} = \frac{2x\lambda - e^{-\lambda(1-x)} + e^{-\lambda x} + e^{-\lambda} - 1}{2(\lambda + e^{-\lambda} - 1)}. \quad (12)$$

Анализ выражения (11) показывает, что  $u(1/2, t) = \frac{1}{2}$ , т. е. в середине катушки ( $x = \frac{1}{2}$ ) имеется узел и эта точка не колеблется. Выражение  $u(x, t) - \frac{1}{2}$  является нечетной функцией относительно середины катушки.

Данный вывод является также следствием того, что начальное  $u(x, 0)$  и конечное  $U_{к.с}$  распределения в точке  $x = \frac{1}{2}$  одинаковы. Согласно (11) начальное распределение имеет вид:

$$\begin{aligned} u(x, 0) &= U_{к.с} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{H(x, \omega_k)}{\omega_k \Delta'(\omega_k)} = \frac{1}{2} \left[ 1 + \operatorname{ch} \gamma(1-x) - \right. \\ &\quad \left. - \operatorname{cth} \frac{\gamma}{2} \operatorname{sh} \gamma(1-x) \right]. \end{aligned} \quad (13)$$

Из (12) и (13) видно, что

$$U_{к.с} \Big|_{x=\frac{1}{2}} = u(1/2, 0) = \frac{1}{2}.$$

Это приводит к тому, что колебания, определяемые нечетными составляющими собственных частот в катушке, отсутствуют.

Такой характер колебаний в катушке существенно ослабляет взаимное влияние между соседними катушками в обмотке и делает правомерным распространение результатов анализа колебаний в отдельной катушке на катушку, находящуюся в обмотке.

Проведенные по методу, изложенному в [Л. 3], расчеты показали, что для обмоток высоковольтных трансформаторов погрешность расчета перенапряжений в катушке, проведенного без учета влияния соседних катушек, как правило, не превосходит 10%, что приемлемо при инженерных расчетах.

Перенапряжения при воздействии волны произвольной формы напряжения можно получить с помощью интеграла Дюамеля. В проложении приведены решения при воздействии апериодической волны и синусоидальном воздействии.

Для сопоставления с колебаниями, имеющими место в катушке без экрана<sup>2</sup>, в табл. 1 представле-

<sup>2</sup> Решение для этого случая дано в [Л. 2].

Таблица 1 где

Номер корня определятеля $\Delta$		1	2	3	4	5	6
$f$ , кгц	Катушка с экраном	—	350	—	730	—	1 100
	Катушка без экрана	169	350	540	730	915	1 100
$v_1$	Катушка с экраном	—	6,86	—	13,05	—	19,2
	Катушка без экрана	3,67	6,86	9,96	13,05	16,14	19,2
$v_2$	Катушка с экраном	—	5,58	—	6,07	—	6,24
	Катушка без экрана	5,00	5,58	5,90	6,07	6,17	6,24

ны рассчитанные с помощью ЦВМ «Минск-22» собственные частоты для экранированной катушки и катушки без экрана с одинаковыми расчетными параметрами ( $C=254$  пкф,  $\lambda=4,45$ ,  $\gamma^2=41$ ;  $M_0=0,132$  гн;  $N=24$ ). На рис. 3 представлены кривые перенапряжений при воздействии полной волны. В табл. 2 проведено сопоставление результатов расчета перенапряжений в экранированной катушке и катушке без экрана с одинаковыми расчетными параметрами при воздействии полной волны.

Отсутствие нечетных составляющих собственных колебаний в экранированной катушке приводит к тому, что время между соседними максимумами перенапряжений на каком-либо участке (время пробега) примерно в 2 раза меньше, чем в катушке без экрана. Перенапряжения в схеме рис. 1 меньше, чем в схеме рис. 2.

Рассмотрим вопрос об эквивалентной схеме катушки в схеме замещения обмотки.

Обычно при исследовании перенапряжений в обмотке катушка в эквивалентной схеме представляется двухполюсником, характеризуемым продольной емкостью катушки  $K_0$  и индуктивностью  $L_0$  рис. 4, а. Входная проводимость такой схемы в операторном виде определяется уравнением:

$$Y_{\text{вх}}(p) = K_0 p + \frac{1}{L_0 p}. \quad (14)$$

Выражение для входной проводимости экранированной катушки (рис. 1) имеет вид:

$$Y_{\text{вх}} = \frac{I_{\text{вх}}}{u_{x=1}}, \quad (15)$$

Таблица 2

Воздействие	Участок	Катушка с экраном	Катушка без экрана
Потенциалы, %	1/4 длины	88	99
	1/2 длины	50	93
	3/4 длины	32	62
Разность потенциалов на 8% витков катушки, %	начало	11,2	18,9
	середина	15,9	16,1
	конец	11,2	21,9

$$I_{\text{вх}} = \frac{Cp}{2} \int_0^1 u dx + Cp \int u dx \Big|_{x=0}.$$

С учетом (15) получим

$$Y_{\text{вх}}(p) = \frac{C}{4} \frac{\int_0^1 H(x, p) dx}{\Delta(p)} + \frac{C}{4} + \frac{C}{2} \frac{\int H(x, p) dx}{\Delta(p)} \Big|_{x=0} \quad (16)$$

Выражение (16) может быть представлено в виде бесконечного ряда:

$$Y_{\text{вх}}(p) = K_{\infty} p + \frac{K_0}{p} + \sum_{k=1}^{\infty} \frac{2K_k p}{p^2 + \omega_k^2}. \quad (17)$$

Здесь  $K_k$  — вычеты функции  $Y_{\text{вх}}(p)$  в соответствующих полюсах. Можно показать, что  $K_{\infty}$  является входной емкостью катушки:

$$K_{\infty} = \frac{Y_{\text{вх}}(p)}{p} \Big|_{p \rightarrow \infty} = \frac{C}{4} \left( 1 + \frac{2}{\gamma} \operatorname{cth} \frac{\gamma}{2} \right) = K_0. \quad (18)$$

Уравнение (18) идентично выражению эквивалентной продольной емкости катушки при большом числе витков, полученному в [Л. 1]. Индексом  $K_0$  в (12) обозначена величина, обратная коэффициенту собственной индуктивности катушки

$$K_0 = Y_{\text{вх}}(p) \Big|_{p=0} = \frac{\lambda^2}{2M_0(\lambda - 1 - e^{-\lambda})} = \frac{1}{L_0}. \quad (19)$$

Эти параметры являются основными при рассмотрении процесса перенапряжений в обмотке:

$$2K_k = -\frac{C\omega_k}{\Delta'(\omega_k)} \left( -\frac{A_{1k}}{v_{1k}} + \frac{A_{2k}}{v_{2k}} \right). \quad (20)$$

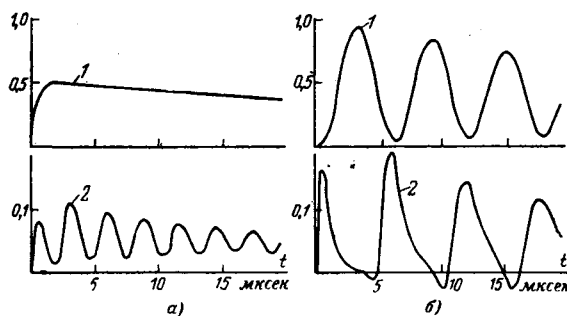


Рис. 3. Перенапряжения в экранированной катушке (а) и катушке без экрана (б) при воздействии стандартной полной волны (1,5/40 мксек).

1 — потенциал в середине катушки; 2 — разность потенциалов на 8% витков в начале катушки.

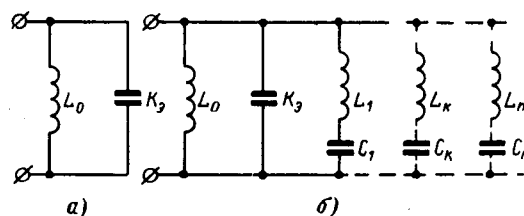


Рис. 4. Эквивалентные схемы катушек.  
а — двухэлементная; б — полная.

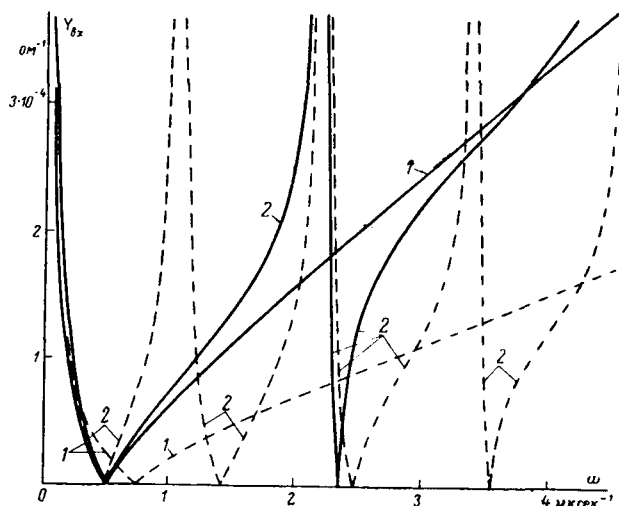


Рис. 5. Зависимость входной проводимости экранированной катушки (—) и катушки без экрана (---) от частоты. 1 — двухэлементная схема (по рис. 4,а); 2 — полная схема (по рис. 4,б).

Третье слагаемое в (17) представляет собой сумму проводимостей, каждая из которых является проводимостью последовательной резонансной цепи (рис. 4,б). Функция проводимости этой цепи имеет вид:

$$Y_k(p) = \frac{\left(\frac{1}{L_k}\right) p}{p^2 + \frac{1}{L_k C_k}}. \quad (21)$$

Из сравнения (17) и (21) видно, что

$$L_k = \frac{1}{2K_k}; \quad C_k = \frac{2K_k}{\omega_k^2}.$$

На рис. 5 приведены результаты расчета на ЦВМ по (14) и (17) входных проводимостей экранированной катушки (сплошные линии) и для сравнения — соответствующих входных проводимостей катушки без экрана (пунктирные линии). В табл. 3 приведены параметры эквивалентной схемы катушек. Как видно из рис. 5, элементы, определяющие собственные колебания экранированной катушки, практически не влияют на ее входную проводимость, если только частота действующего напряжения не превосходит 75—80% первой собственной частоты катушки ( $k=1$ ). В катушке без экрана влияние членов суммы в (17) заметно даже в области, достаточно далекой от основной собственной частоты.

Возможность представления катушки в виде эквивалентной емкости и индуктивности при рас-

Таблица 3

Параметры катушки		$L_0, K_3$	Номер корня определителя $\Delta$					
			1	2	3	4	5	6
Катушка с экраном	$L_{\text{к}}, \text{гн}$	0,045	—	0,0238	—	0,0378	—	0,062
	$C_{\text{к}}, \text{пкф}$	85,5	—	8,6	—	1,26	—	0,34
Катушка без экрана	$L_{\text{к}}, \text{гн}$	0,045	0,0223	0,0238	0,0295	0,0378	0,049	0,062
	$C_{\text{к}}, \text{пкф}$	40,5	40	8,6	2,95	1,26	0,62	0,34

смотрении колебаний в обмотке в целом, строго говоря, должна рассматриваться в каждом конкретном случае путем сопоставления собственных частот катушки и обмотки.

В [Л. 2] отмечается, что в большинстве инженерных расчетов перенапряжений в обмотке достаточно учитывать не более 20 собственных частот. Покажем, что отношение основной собственной частоты катушки к двадцатой собственной частоте обмотки примерно равно  $0,1N$ , где  $N$  — число катушек в обмотке.

При волновом представлении процессов в обмотке [Л. 4] период  $k$ -й гармоники определяется выражением

$$T_{k \text{ обм}} = \frac{2l_k N}{kv},$$

где  $v$  — постоянная скорость движения волн;  $l_k$  — длина катушки.

Известно, что для высших гармоник эта формула весьма близка к истине [Л. 2]. Для катушки, также исходя из волновых представлений и с учетом наличия узла в ее середине, можно считать, что основной период колебаний равен

$$T_{1к} = \frac{l_k}{v},$$

откуда получаем соотношение частот:

$$\frac{f_{1к}}{f_{k \text{ обм}}} = \frac{T_{k \text{ обм}}}{T_{1к}} = \frac{2N}{k}.$$

Для  $k=20$  получим вышеуказанное соотношение.

Таким образом, собственная частота катушки лежит выше двадцатой собственной частоты обмотки (при числе катушек не менее 10). Это подтверждает в подавляющем большинстве практических случаев правомерность применения схемы рис. 4,а при рассмотрении переходного процесса в обмотке.

**Приложение.** Рассмотрим случай воздействия полной стандартной волны:

$$u_1 = U_0 (e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}), \quad (\text{П-1})$$

где  $\alpha$  и  $\beta$  — параметры полной волны.

Применяя к (11) и (П-1) интеграл Дюамеля в форме:

$$u(x, t) = u_v(t) u(x, 0) + \int_0^t u_v(t - \tau) \frac{du(x, \tau)}{d\tau} d\tau, \quad (\text{П-2})$$

получим (членами второго порядка малости пренебрегаем):

$$u(x, t) = U_{к.с} U_0 (e^{-\alpha t} - e^{-\beta t}) + 2U_0 \sum_{k=1}^{\infty} \frac{H(x, \omega_k)}{\Delta'(\omega_k)} \times \\ \times \left\{ e^{-\delta_k t} \left[ \frac{(\beta^2 - \alpha^2) \omega_k}{(\alpha^2 + \omega_k^2)(\beta^2 + \omega_k^2)} \cos \omega_k t + \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{(\beta - \alpha)(\omega_k^2 - \alpha\beta)}{(\alpha^2 + \omega_k^2)(\beta^2 + \omega_k^2)} \sin \omega_k t \right] + \frac{\alpha^2 e^{-\alpha t}}{\omega_k(\alpha^2 + \omega_k^2)} - \right. \\ \left. - \frac{\beta^2 e^{-\beta t}}{\omega_k(\beta^2 + \omega_k^2)} \right\}, \quad (\text{П-3})$$

здесь  $\delta_k$  — параметр затухания [Л.2].

При гармоническом воздействии вида

$$u_{в.г} = e^{-\delta' t} \sin \omega_0 t \quad (\text{П-4})$$



# Анализ динамики вентильных схем методом линеаризации разностных уравнений

Канд. техн. наук И. А. ЗБОРОВСКИЙ

Уральский политехнический институт

Вентильные преобразовательные схемы с управляемыми вентилями относятся к импульсным системам, так как содержат импульсный элемент с фазовой модуляцией. Именно схема управления углом зажигания представляет импульсный элемент, преобразующий непрерывный входной сигнал в дискретную последовательность управляющих импульсов.

В статье рассматривается переходный процесс только в непрерывной части этой системы, содержащей синусоидальные э. д. с., активные сопротивления  $r_a$  и  $r_d$ , индуктивности  $L_a$  и  $L_d$  и собственно вентильный преобразователь. Закон изменения угла зажигания принимается известным, и поэтому процессы в остальной части системы не рассматриваются.

Анализируя с помощью дифференциальных уравнений интервалы, состоящие из коммутационных и внекоммутационных подынтервалов, для простейших наиболее часто встречающихся режимов преобразовательных схем можно составить два разностных уравнения:

$$\left. \begin{aligned} F_1(i_n, i_{n+1}, \gamma_n, \alpha_n, \alpha_{n+1}) &= 0; \\ F_2(i_n, \gamma_n, \alpha_n) &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где  $i_n$  и  $i_{n+1}$  — значения выпрямленного тока в начале и конце интервала;  $\gamma_n$  и  $\alpha_n$  — соответственно углы коммутации и зажигания;  $n$  — числовая последовательность моментов зажигания вентилей ( $n = 0, 1, 2, \dots$ ). Указанные уравнения связывают дискретные значения выпрямленных токов в моменты времени, когда импульсный элемент начинает реагировать на непрерывный сигнал, что соответствует началу формирования управляющего импульса. Они содержат три зависимые переменные  $i$ ,  $\gamma$  и  $\alpha$ , являю-

щиеся функциями независимой переменной  $n$ . Характерная особенность этих уравнений заключается в том, что они, во-первых, нелинейны и, во-вторых, из них не исключается угол коммутации. Поэтому не представляется возможным найти точное решение для выпрямленного тока и угла коммутации.

Только в одном частном случае, когда постоянные времени во всех ветвях преобразовательной системы равны между собой, угол коммутации исключается и для выпрямленного тока получается линейное разностное уравнение, однако уравнение для угла коммутации получается трансцендентным.

В последнее время методы линеаризации для анализа нелинейных непрерывных систем получили широкое распространение. Суть этих методов сводится к тому, что нелинейная задача тем или иным способом приводится к линейной, решение которой может быть получено в аналитической форме.

Методы анализа нелинейных импульсных систем разработаны сравнительно слабо. В литературе для анализа устойчивости импульсных систем, описываемых нелинейными разностными уравнениями, применяют метод линеаризации и пользуются теоремой Ляпунова, обобщенной на данный случай.

В [Л. 1] используется метод гармонической линеаризации, разработанный Поповым Е. П. и Пальтовым И. П. Приведенная работа ставит другую задачу и упоминается здесь для того, чтобы указать на возможность успешного применения различных методов линеаризации.

Для исключения угла коммутации производится линеаризация членов, содержащих  $\gamma_n$  и входящих в (1). Угол коммутации по существу является дискретной переменной, однако при линеаризации его следует считать непрерывно изменяющимся. Линеаризация членов, содержащих  $\gamma_n$ , в принципе воз-

решение имеет вид:

$$\begin{aligned} u(x, t) &= U_{\text{к.о}} e^{-\theta' t} \sin \omega_0 t + 2 \times \\ &\times \sum_{k=1}^{\infty} \frac{H(x, \omega_k)}{\omega_k \Delta'(\omega_k)} \left\{ e^{-\theta' t} \sin \omega_0 t - e^{-\delta_k t} \times \right. \\ &\times \left[ \frac{\omega_0 \omega_k [(\theta' + \delta_k)^2 + \omega_0^2 - \omega_k^2] \sin \omega_k t}{[(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k + \omega_0)^2][(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k - \omega_0)^2]} - \right. \\ &- \frac{2(\theta' + \delta_k) \omega_0 \omega_k^2 \cos \omega_k t}{[(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k + \omega_0)^2][(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k - \omega_0)^2]} \left. \right] - \\ &- \frac{2(\theta' + \delta_k) \omega_0 \omega_k^2 e^{-\theta' t} \cos \omega_0 t}{[(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k + \omega_0)^2][(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k - \omega_0)^2]} - \\ &- \left. \frac{\omega_k^2 [(\theta' + \delta_k)^2 + \omega_k^2 - \omega_0^2] e^{-\theta' t} \sin \omega_0 t}{[(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k + \omega_0)^2][(\theta' + \delta_k)^2 + (\omega_k - \omega_0)^2]} \right\}. \quad (\Pi-5) \end{aligned}$$

Определенный интерес представляет случай воздействия, когда  $\omega_0$  равно резонансной частоте катушки. В этом случае имеем:

$$u(x, t) \approx \frac{H(x, \omega_0)}{\delta(\omega_0) \Delta'(\omega_0)} \sin(\omega_0 t + \varphi), \quad (\Pi-6)$$

где

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{H(x, \omega_0)}{U_{\text{к.о}} \Delta'(\omega_0) \delta(\omega_0)}.$$

## Литература

1. Карасев В. А., Перенапряжения в обмотках трансформаторов с заземленной нейтралью, ОНТИ, 1934.
2. Лоханин А. К., Расчет перенапряжений в катушечных обмотках трансформаторов, «Электричество», 1967, № 4.
3. Лоханин А. К. и Погостин В. М., Расчет перенапряжений в обмотках трансформаторов с помощью топологическо-матричного метода, Труды ВЭИ, вып. 79, 1969.
4. Фрийд Е. С., Расчет импульсных градиентов в многокатушечных трансформаторных обмотках, «Электричество», 1950, № 9.

[2.7.1969]



можно при условии, что приращение угла коммутации  $\Delta\gamma_n \ll 1$ . Кроме того, необходимо предполагать достаточную «гладкость» изменения  $\gamma_n$ , что связано с переходом при разложении в ряд от дискретной функции к непрерывной, огибающей для исходной дискретной. В таком случае нелинейные функции можно представить в виде:

$$f(\gamma_n) = f(\gamma_0 + \Delta\gamma_n) \approx f(\gamma_0) + f'(\gamma_0) \Delta\gamma_n. \quad (2)$$

В отличие от непрерывных функций в расчет принимаются только дискретные значения (2).

Так как угол коммутации зависит от угла зажигания, то нелинейные члены, содержащие не только  $\gamma_n$ , но и  $\alpha_n$ , после линеаризации представляются как функции  $\Delta\gamma_n$  и  $\Delta\alpha_n$ . В отношении приращения и «гладкости» изменения угла зажигания следует иметь в виду то же самое, что и для угла коммутации.

Как будет показано в дальнейшем, ограничение на изменения углов коммутации и зажигания ( $\Delta\gamma_n \ll 1$ ,  $\Delta\alpha_n \ll 1$ ) для определения выпрямленного тока может быть менее жестким, чем для определения угла коммутации.

Для иллюстрации метода и последующего его сравнения с «точным» методом используется схема однофазного мостового преобразователя с идеальными вентилями.

Применительно к рассматриваемому преобразователю уравнения (1) принимают вид:

$$i_{n+1} - i_n e^{-\gamma_n \left( \frac{1}{\tau_d} - \frac{1}{\tau} \right)} e^{-\frac{1}{\tau} (\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} = \\ = \frac{1}{z} \sin(\varphi - \alpha_{n+1}) - \frac{1}{z} e^{-\frac{1}{\tau} (\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} \times \\ \times e^{\frac{\gamma_n}{\tau} \sin(\gamma_n + \alpha_n - \varphi)}; \quad (3)$$

$$i_n \left( e^{-\frac{\gamma_n}{\tau_d}} + e^{-\frac{\gamma_n}{\tau_a}} \right) = \sin(\gamma_n + \alpha_n - \varphi_a) - \\ - e^{\frac{\gamma_n}{\tau_a} \sin(\alpha_n - \varphi_a)}, \quad (4)$$

где

$$\tau = \operatorname{tg} \varphi = \frac{\omega(L_a + L_d)}{r_a + r_d}; \quad \tau_a = \operatorname{tg} \varphi_a = \frac{\omega L_a}{r_a}; \\ \tau_d = \operatorname{tg} \varphi_d = \frac{\omega L_d}{r_d}; \\ z = \sqrt{\frac{\omega^2 (L_a + L_d)^2 + (r_a + r_d)^2}{(\omega L_a)^2 + r_a^2}}.$$

В (3) и (4) выпрямленный ток представлен в относительных единицах, причем базисный ток равен амплитудному значению тока источника синусоидального напряжения при коммутации вентилей.

Уравнение (3) содержит две нелинейные функции переменной  $\gamma_n$ . В соответствии с (2) имеем:

$$e^{-\gamma_n \left( \frac{1}{\tau_d} - \frac{1}{\tau} \right)} \approx a - a_\gamma \Delta\gamma_n, \quad (5)$$

где

$$a = e^{-\gamma_0 \left( \frac{1}{\tau_d} - \frac{1}{\tau} \right)}; \quad a_\gamma = \left( \frac{1}{\tau_d} - \frac{1}{\tau} \right) a. \quad (6)$$

При разложении в ряд Тейлора другой нелинейной функции уравнения (3), содержащей произведение экспоненты на синусоиду, следует учесть зависимость угла коммутации от угла зажигания. Поэтому принимаем:

$$e^{\frac{\gamma_n}{\tau} \sin(\gamma_n + \alpha_n - \varphi)} \approx b + b_\gamma \Delta\gamma_n + b_\alpha \Delta\alpha_n, \quad (7)$$

где

$$\left. \begin{aligned} b &= e^{\frac{\gamma_0}{\tau} \sin(\gamma_0 + \alpha_0 - \beta)}; \\ b_\gamma &= \frac{e^{\frac{\gamma_0}{\tau}}}{\sin \varphi} \sin(\gamma_0 + \alpha_0); \quad b_\alpha = e^{\frac{\gamma_0}{\tau}} \cos(\gamma_0 + \alpha_0 - \varphi). \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

В (7) и далее  $\Delta\alpha_n$  — приращение угла зажигания в  $n$ -м интервале относительно нулевого интервала:

$$\Delta\alpha_n = \alpha_n - \alpha_0.$$

После умножения уравнения (4) на  $e^{-\frac{\gamma_n}{\tau_a}}$  получаются две нелинейные функции  $\gamma_n$ , отличающиеся от (5) и (7) тем, что вместо  $\tau$  и  $\varphi$  входят  $\tau_a$  и  $\varphi_a$ :

$$e^{-\gamma_n \left( \frac{1}{\tau_d} - \frac{1}{\tau_a} \right)} \approx a' - a'_\gamma \Delta\gamma_n; \quad (9)$$

$$e^{\frac{\gamma_n}{\tau_a} \sin(\gamma_n + \alpha_n - \varphi_a)} \approx b' + b'_\gamma \Delta\gamma_n + b'_\alpha \Delta\alpha_n. \quad (10)$$

Коэффициенты, входящие в правые части (9) и (10), определяются по (6) и (8) путем замены  $\tau$  и  $\varphi$  на соответствующие  $\tau_a$  и  $\varphi_a$ .

После подстановки в (3) и (4) выражений  $i_n = i_0 + \Delta i_n$ ,  $i_{n+1} = i_0 + \Delta i_{n+1}$  и соотношений (5), (7), (9) и (10) отбрасываются нелинейные функции вида  $\Delta\gamma_n \Delta i_n$  и исключается угол коммутации. В результате получается линеаризованное разностное уравнение для выпрямленного тока:

$$\Delta i_{n+1} - \left[ a - \frac{(a' + 1)(b_\gamma - a'_\gamma z i_0)}{z(b'_\gamma + a'_\gamma i_0)} \right] e^{-\frac{1}{\tau} (\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} \Delta i_n = \\ = \frac{1}{z} \sin(\varphi - \alpha_{n+1}) - \frac{1}{z} \left\{ b + b_\alpha \Delta\alpha_n + \right. \\ \left. + \frac{[(a' + 1)i_0 + \sin(\alpha_n - \varphi_a) - b' + b'_\alpha \Delta\alpha_n](b_\gamma - a'_\gamma z i_0)}{b'_\gamma + a'_\gamma i_0} \right\} \times \\ \times e^{-\frac{1}{\tau} (\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} - i_0. \quad (11)$$

Разностное уравнение (11) относится к уравнениям с переменными коэффициентами вида:

$$\Delta i_{n+1} - P(n) \Delta i_n = Q(n).$$

Решение этого уравнения может быть записано в общем виде [Л. 2]:

$$\Delta i_n = \prod_{s=0}^{n-1} P(s) \left[ \sum_{k=0}^{n-1} \frac{Q(k)}{\prod_{s=0}^{k-1} P(s)} \right]. \quad (12)$$

Во многих практических случаях удобно использовать линеаризованное разностное уравнение в окрестности  $\gamma_0 = 0$ , что позволяет значительно

упростить (11), так как при этом в соответствии с (4)  $i_0=0$ . В таком случае (11) принимает вид:

$$i_{n+1} - \left(1 - \frac{2}{z} \frac{b_T}{b'_T}\right) e^{-\frac{1}{T}(\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} = \\ = \frac{1}{z} \sin(\varphi - \alpha_{n+1}) - \frac{1}{z} \left\{ b + b_a \Delta \alpha_n + \frac{b_T}{b'_T} [\sin(\alpha_n - \right. \\ \left. - \varphi_a) - b' - b'_a \Delta \alpha_n] \right\} e^{-\frac{1}{T}(\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)}. \quad (13)$$

Если до включения преобразователя под действие синусоидального напряжения магнитное поле в цепи отсутствует, то в нулевом интервале  $\gamma_0=0$ ,  $i_0=0$ . Эти значения удобно принять для определения начальных условий, соответствующих какому-либо установившемуся режиму, и расчет дискретных значений выпрямленного тока в течение переходного процесса производить по (13). Следует иметь в виду, что при  $\gamma_0=0$

$$\frac{b'_T}{b_T} = \frac{0}{0} = \frac{\sin \varphi}{\sin \varphi_a}.$$

Допустим, что постоянные времени  $\tau_a$  и  $\tau_d$  равны. Тогда уравнение (13) с учетом (6) и (8) принимает вид:

$$i_{n+1} - \left(1 - \frac{2}{z}\right) e^{-\frac{1}{T}(\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} i_n = \frac{1}{z} \sin(\varphi - \\ - \alpha_{n+1}) - \frac{1}{z} e^{-\frac{1}{T}(\alpha_{n+1} - \alpha_n + \pi)} \sin(\alpha_n - \varphi_a). \quad (14)$$

Весьма существенно отметить, что разностное уравнение (14) при условии равенства упомянутых постоянных времени не приближенно, а точно описывает изменение дискретных значений выпрямленного тока, хотя оно получено из приближенного уравнения (13). В этом негрудно убедиться, проделав вывод разностного уравнения без разложения нелинейных функций в ряд Тейлора. Следует заметить, что при условии  $\tau_a = \tau_d$  четыре члена в фигурных скобках (13) взаимно уничтожаются, т. е. в указанном уравнении исчезают члены, содержащие коэффициенты, полученные при разложении нелинейных функций в ряд Тейлора. Отсюда следует, что ограничение на приращения  $\Delta \gamma_n$  и  $\Delta \alpha_n$  при определении дискретных значений тока должно зависеть от параметров  $\tau_a$  и  $\tau_d$ . В случае равенства постоянных времени  $\tau_a = \tau_d$  ограничение вообще должно быть снято. С увеличением  $\tau_a$  и  $\tau_d$   $\tau_a \neq \tau_d$  ограничение на изменение  $\Delta \alpha_n$  и  $\Delta \gamma_n$  может быть менее жестким.

Решение (14) можно рассматривать как нулевое приближение для случаев, когда имеется некоторое расхождение между параметрами  $\tau_a$ ,  $\tau_d$ ,  $\tau$ .

Прежние работы, например [Л. 3], посвященные анализу переходных процессов в схемах с вентилями на базе разностных уравнений, распространялись на мощные преобразовательные установки. В них предлагалось активное сопротивление  $r_a$  изменить так, чтобы получить  $\tau_a = \tau_d$ . Если при этом индуктивное сопротивление  $\omega L_a$  оставалось значительно большим измененного и действительного сопротивления  $r_a$ , то изменение  $r_a$  почти не влияло на переходный процесс.

Согласно (14) нулевое приближение определяет тремя параметрами  $\tau_a$ ,  $\tau_d$ ,  $\tau$ , так как по [Л. 4]

$$z = \frac{\sin(\varphi_d - \varphi_a)}{\sin(\varphi_d - \varphi)}.$$

Из (13) можно найти постоянную времени кривой выпрямленного тока при условии, что угол зажигания  $\alpha = \text{const}$ . При этом уравнение (13) принимает вид:

$$i_{n+1} - \left(1 - \frac{2}{z} \frac{\sin \varphi_a}{\sin \varphi}\right) e^{-\frac{\pi}{T}} = \\ = \frac{1}{z} \sin(\varphi - \alpha) \left(1 + e^{-\frac{\pi}{T}}\right). \quad (15)$$

Решение (15) имеет вид:

$$i_n = i'_n + i''_n = A + B \lambda^n.$$

После подстановки свободной составляющей  $i''_n$  в однородное уравнение определяется  $\lambda$ . С учетом  $n = \frac{\omega t}{\pi}$ , принимающей в данной задаче только целые значения, получаем выражение для постоянной времени:

$$\tau_a = \frac{1}{\frac{1}{\tau} - \frac{1}{\pi} \ln \left(1 - \frac{2}{z} \frac{\sin \varphi_a}{\sin \varphi}\right)}. \quad (16)$$

Установившееся значение тока определяется по формуле:

$$A = I = \frac{\frac{1}{z} \sin(\varphi - \alpha) \left(1 + e^{-\frac{\pi}{T}}\right)}{1 - \left(1 - \frac{2}{z} \frac{\sin \varphi_a}{\sin \varphi}\right) e^{-\frac{\pi}{T}}}. \quad (17)$$

Таким образом, при постоянном угле зажигания огибающая решетчатой функции выпрямленного тока может быть представлена в виде постоянной составляющей и экспоненты с постоянной времени  $\tau_a$ . Из (16) при условии  $\tau_a = \tau_d$  получается точное выражение для  $\tau_a$ , приведенное также в [Л. 3]. При том же условии и  $\alpha=0$  выражение (17) совпадает с аналогичным в [Л. 3].

Следует обратить внимание на то, что (13) не только при постоянном угле зажигания, но и при линейном законе его изменения относится к уравнениям с постоянными коэффициентами.

Вопрос об оценке погрешности метода линеаризации в общем случае достаточно сложен и здесь так же, как и в большинстве нелинейных задач остается неясным. Для конкретных параметров количественная оценка погрешности всегда возможна, что и сделано ниже (см. приложение).

В приложении приводится сопоставление результатов расчета выпрямленного тока по методу линеаризации и «точному» методу. При расчете «точным» методом ток определяется путем интегрирования линейных дифференциальных уравнений, составленных для каждого подынтервала и решения трансцендентных уравнений.

**Приложение.** Рассмотрим несколько характерных численных примеров, иллюстрирующих метод линеаризации.

Все расчеты в первых двух примерах выполнены на логарифмической линейке. Для достаточно полного сопоставле-

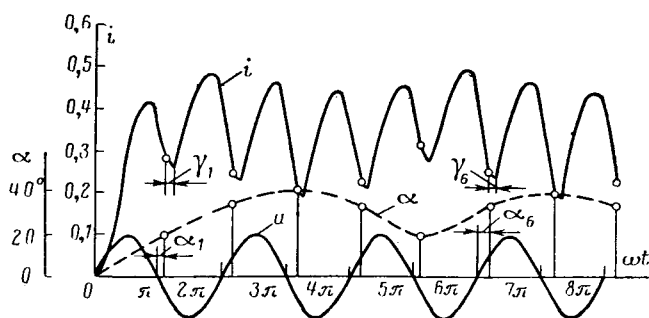


Рис. 1.

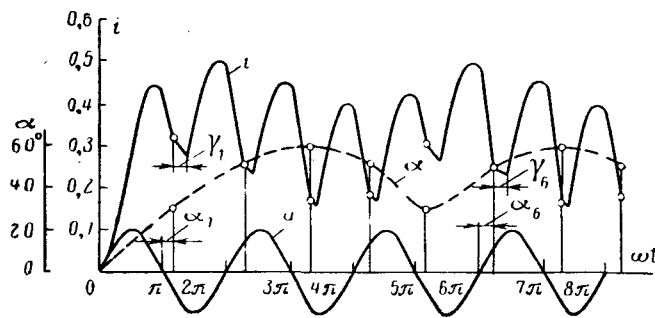


Рис. 2.

ния результатов расчета были проведены расчеты «точным» методом на ЦВМ<sup>1</sup>, которые приводятся в примерах 3 и 4.

1. В [Л. 4] рассмотрен переходный процесс при включении синусоидального напряжения и изменении угла зажигания по закону:

$$\alpha_n = \begin{cases} \frac{\pi}{3} \left(1 - \frac{n}{3}\right); & 0 \leq n \leq 3 \\ 0; & n \geq 3. \end{cases}$$

Параметры преобразовательной схемы:

$$\tau_a = 2, \tau_d = 4, \tau = 3,33.$$

По (8) вычисляются следующие величины:  $b; b_1; b_2; b'; b'_1; b'_2$ .

После подстановки числовых данных в (13) для  $0 \leq n \leq 3$  получаем линейное разностное уравнение, решение которого [Л. 2] имеет вид:

$$i_n = 0,38 \sin(0,349n - 43,5') - 0,0145 \cdot 0,26^n + 0,00173n + 0,0193.$$

Если  $n \geq 3$ , то разностное уравнение принимает вид:

$$i_{n+1} - 0,234i_n = 0,291.$$

После определения произвольной постоянной из условия равенства токов при  $n=3$  запишем решение этого уравнения:

$$i_n = 0,38 - 0,031 \cdot 0,234^{n-3}.$$

Сопоставление результатов расчета приводится в табл. 1.

2. В [Л. 4] рассчитан «точным» методом переходный процесс при включении под синусоидальное напряжение неуправляемого преобразователя. Параметры те же, что и в предыдущем примере. Для установившегося режима по (17) определяется ток  $I = 0,373$ . При определении последнего принято, что интервал начинается с момента прохождения напряжения источника питания через нулевое значение ( $\alpha=0$ ). Фактически

<sup>1</sup> Программа вычислений «точным» методом составлена А. И. Малкиным.

коммутация начинается несколько раньше этого момента. В [Л. 4] для неуправляемого преобразователя получена формула, по которой определяется смещение начала коммутации относительно момента прохождения напряжения источника питания через нулевое значение

$$\sin \alpha = \frac{\sin(\varphi_a - \varphi_d)}{\sin \varphi_d} I = -0,084.$$

Уточненное значение тока по (17)  $I = 0,38$ , а по «точному» методу  $I = 0,392$ , т. е. получаем расхождение в 3%.

3. Принимаем постоянные времена  $\tau_a$  и  $\tau_d$ , сильно отличающиеся друг от друга:  $\tau_a = 0,5; \tau_d = 5; \tau = 2$ . Постоянная времени  $\tau_a$  взята меньше единицы, что соответствует питанию преобразователя от трансформатора небольшой мощности.

Угол зажигания изменяется не по линейному закону (рис. 1), поэтому числовые значения токов определяются по (12). На рис. 1 представлена кривая изменения мгновенного значения выпрямленного тока  $i$ . Дискретные значения, определяемые методом линеаризации, на кривой тока отмечены точками.

Сопоставление дискретных значений токов «точным» и приближенным методами приведено в табл. 2. В последней дано также нулевое приближение, соответствующее решению уравнения (14).

Как видно из табл. 2, погрешность метода линеаризации не выходит за 4%. Наибольшая погрешность нулевого приближения составляет 32,5%.

Таблица 1

Независимая переменная	$n$	0	1	2	3	4	5	6
«Точный» метод . . .	$i_n$	0	0,138	0,255	0,354	0,375	0,38	0,388
Метод линеаризации . . .	$i_n$	0	0,142	0,263	0,351	0,372	0,378	0,38
Погрешность . . .	%	0	2,9	3,1	-0,85	-0,8	-0,53	-2,1

Таблица 2

Независимая переменная	$n$	0	1	2	3	4	5	6	7
«Точный» метод . . .	$i_n$	0	0,282	0,246	0,202	0,224	0,306	0,248	0,202
Нулевое приближение . . .	$i_n$	0	0,255	0,1878	0,1365	0,1564	0,231	0,1845	0,1365
Погрешность . . .	%	0	-9,6	-23,7	-32,2	-30,3	-24,6	-26,2	-32,5
Метод линеаризации . . .	$i_n$	0	0,281	0,2422	0,2039	0,233	0,312	0,246	0,2044
Погрешность . . .	%	0	-0,498	-1,54	0,94	3,97	1,96	-0,77	1,185

Таблица 3

Независимая переменная	$n$	0	1	2	3	4	5	6	7	8
«Точный» метод . . .	$i_n$	0	0,317	0,253	0,1668	0,183	0,305	0,251	0,166	0,183
Нулевое приближение . . .	$i_n$	0	0,2684	0,2265	0,134	0,149	0,2695	0,2195	0,133	0,1425
Погрешность . . .	%	0	-15,3	-10,47	-19,7	-18,6	11,65	-12,55	-19,86	-22,1
Метод линеаризации . . .	$i_n$	0	0,317	0,248	0,1653	0,186	0,3076	0,2466	0,1651	0,1859
Погрешность . . .	%	0	0	-1,98	-0,9	1,63	0,85	-1,75	-0,54	1,58

4. Имеем постоянные времени:

$$\tau_a=2; \tau_d=5 \text{ и } \tau=3,5.$$

В этом примере по сравнению с предыдущим угол зажигания изменяется в более широких пределах. Результаты расчета «точным» методом приведены на рис. 2, а сопоставление методов приведено в табл. 3.

Как видно из табл. 3 наибольшая погрешность метода линеаризации не выходит за 2%, т. е. характерна для расчетов, проводимых на логарифмической линейке.

**Выводы.** 1. Область применения метода линеаризации разностных уравнений более обширна по сравнению с ранее предложенным аналитическим методом, рассмотренным в [Л. 5]. Практически, чем меньше мощность преобразовательной установки, тем больше погрешность нулевого приближения и тем, следовательно, большая необходимость возникает в использовании предлагаемого метода.

2. Метод линеаризации разностных уравнений позволяет исключить угол коммутации и при заданной зависимости угла зажигания от дискретной независимой переменной получить линейное разностное уравнение с переменными коэффициентами, решение которого может быть записано в общем виде.

3. С точки зрения погрешности ограничение на приращение углов коммутации и зажигания должно быть более жестким при определении угла коммутации, чем при расчете по линеаризованному уравнению дискретных значений тока.

4. Из линеаризованного разностного уравнения при условии равенства постоянных времени  $\tau_a=\tau_d$  получается не приближенное, а точное решение для выпрямленного тока.

Если постоянные времени отличаются так, что имеется возможность анализировать переходный процесс изменения тока на основе равенства этих постоянных времени, то это следует рассматривать как один из способов линеаризации нелинейных разностных уравнений.

5. При неизменном или изменяющемся по линейному закону углу зажигания метод линеаризации позволяет определить постоянную времени огибающей решетчатой функции тока.

6. Если длительность интервала, состоящего из коммутационного и внекоммутационного подынтервалов, в течение переходного процесса мало отличается от интервала установившегося режима, то метод линеаризации можно использовать также для анализа динамики схем с неуправляемыми вентилями.

#### Литература

1. Боржим А. С., Приближенный метод расчета электрических цепей с вентилями, «Электромеханика», 1968, № 10.
2. Гельфонд А. О., Исчисление конечных разностей, изд-во «Наука», 1967.
3. Зборовский И. А. и Янко-Триницкий А. А., Аналитический метод исследования и особенности переходных процессов в однофазной мостовой выпрямительной схеме, «Электричество», 1966, № 8.
4. Зборовский И. А. и др., Графо-аналитический метод анализа переходных процессов в однофазной мостовой схеме выпрямления, сб. «Теоретическая электротехника», вып. 3, 1967.
5. Зборовский И. А., Аналитический метод исследования переходных процессов в преобразовательных системах со взаимной индукцией, «Электричество», 1969, № 7.

[7.2.1969]



УДК 621.314.572

## Мощные автономные инверторы напряжения

Кандидаты техн. наук Л. Г. КОЩЕЕВ и Т. П. ТРЕТЬЯК

Свердловск

Одним из рациональных способов повышения технико-экономической эффективности электрифицированных участков железных дорог является применение системы энергоснабжения постоянного тока повышенного напряжения [Л. 1]. Основным звеном этой системы является преобразователь постоянного тока, преобразующий постоянный ток 6 кВ в постоянный ток 3 кВ. Для уменьшения габаритов, расхода материалов и снижения стоимости основного оборудования преобразователя целесообразно увеличение частоты инвертирования до 800—1 000 гц.

В первом опытном образце преобразователя мощностью 800 кВт был использован обычный параллельный инвертор, работающий в колебательном режиме с небольшими паузами между горением вентиля, выполненный по нулевой схеме на четырех тиратронах типа ТР1-40/15 [Л. 2]. Экспериментальные исследования этого типа инвертора показали, что применение его в схеме преобразователя постоянного тока затруднительно по следующим причинам:

высокое напряжение на элементах схемы (15 кВ при входном напряжении 3 кВ) затрудняет применение полупроводниковых вентилях и исполнение изоляции как в силовой схеме, так и в схемах управления;

напряжение на вентилях, конденсаторах и на выходе инвертора сильно зависит от нагрузки, что требует применения сложных и неэкономичных способов стабилизации напряжения;

большие значения перенапряжений на элементах схемы при пуске инвертора часто приводят к срыву инвертирования.

Несмотря на ряд мер по повышению надежности работы инвертора, он обеспечивал непрерывную работу преобразователя только в интервале 30—40 мин. Применение в инверторе запаянных экситронов типа ЭВУ-200/3 [Л. 3] повысило надежность работы преобразователя и обеспечило непрерывную работу при номинальной нагрузке в течение нескольких часов. Однако большое значение обратного напряжения на вентилях привело к необходи-

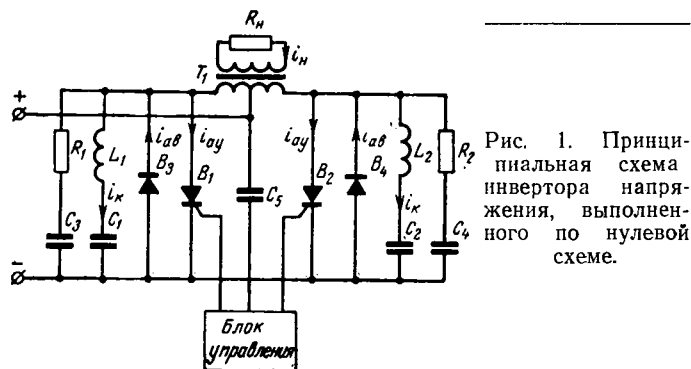


Рис. 1. Принципиальная схема инвертора напряжения, выполненного по нулевой схеме.

мости последовательного включения двух клапанов, что значительно усложнило установку и снизило надежность ее работы.

Были проведены исследования по разработке инвертора со встречно-параллельным включением управляемого и неуправляемого клапанов с коммутацией тока последовательным колебательным контуром [Л. 4].

На рис. 1 приведена принципиальная схема автономного инвертора напряжения, выполненного по двухтактной нулевой схеме. Он состоит из управляемых клапанов  $B1, B2$ , неуправляемых клапанов  $B3, B4$ , последовательных колебательных контуров  $L_1C_1, L_2C_2$ , трансформатора  $T1$  и блока управления. Для уменьшения максимального напряжения на клапанах к клапанам подключены демпфирующие цепочки  $R_3C_3$  и  $R_4C_4$ . На входе инвертора включен конденсатор фильтра  $C_5$ . При отсутствии импульсов управления на клапанах  $B1$  и  $B2$  напряжение на конденсаторах колебательных контуров  $L_1C_1$  и  $L_2C_2$  равно входному напряжению.

На рис. 2 приведены диаграммы напряжений и токов в схеме инвертора. При подаче положительного импульса в момент времени  $t_1$  на управляющий электрод клапана  $B1$  через него будет протекать ток нагрузки и токи колебательных контуров. При нулевой схеме инвертора через клапанные группы  $B1, B3$  и  $B2, B4$  будет протекать сумма токов колебательных контуров  $L_1C_1$  и  $L_2C_2$ , и ком-

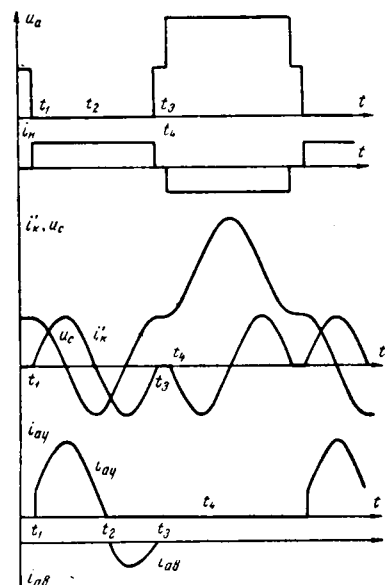


Рис. 2. Диаграммы напряжений и токов в инверторе напряжения.

$u_a$  — напряжение на аноде клапана;  $i_n$  — ток нагрузки;  $i_{ay}$  — составляющая тока колебательных контуров, протекающего через группу клапанов;  $i_{au}$  — анодный ток управляемого клапана;  $i_{av}$  — анодный ток встречного клапана.

мутация тока каждого управляемого клапана обеспечивается обоими контурами. Поскольку потери в колебательных контурах малы, в их цепи при открытии клапана  $B1$  будет протекать ток синусоидальной формы. Параметры колебательных контуров в данном инверторе выбираются таким образом, чтобы максимальное значение составляющей тока колебательных контуров, протекающего через клапанную группу  $B1, B3$ , было больше входного тока, а собственная частота их колебаний должна быть больше двойного значения частоты повторения импульсов управления. При этом в момент времени  $t_2$  изменяется направление тока в цепи клапанной группы  $B1, B3$ , и через клапан  $B3$  будет протекать ток, равный разности токов колебательных контуров и нагрузки.

Во время протекания тока через неуправляемый клапан происходит восстановление управляемости клапана  $B1$ , и к нему прикладывается небольшое обратное напряжение, равное падению напряжения на клапане  $B3$ . В момент времени  $t_3$  ток в цепи клапана  $B3$  близок к нулю, и на клапанах  $B1, B3$  начинается восстанавливаться напряжение. После закрытия клапана  $B3$  с некоторой задержкой в момент времени  $t_4$  подается положительный импульс на управляющий электрод клапана  $B2$ , и в цепи клапанной группы  $B2, B4$  и начинают протекать ток нагрузки и токи колебательных контуров  $L_1C_1, L_2C_2$ . При этом электромагнитные процессы в схеме преобразователя протекают так, же как и при работе клапанов  $B1$  и  $B3$ .

Для обеспечения нормальной работы инвертора необходимо, чтобы минимальная длительность импульса анодного тока через неуправляемые клапаны  $B3$  и  $B4$  была больше времени восстановления управляемости клапанов  $B1$  и  $B2$ , а скорость нарастания и спада напряжения на клапанах, определяемая емкостью конденсатора демпфирующей цепочки  $C_3$ , индуктивностью реактора колебательного контура  $L_1$  и напряжением на входе преобразователя, была меньше допустимого значения.

Благодаря наличию встречных неуправляемых клапанов данный инвертор обладает более жесткой выходной характеристикой, в нем отсутствуют перенапряжения в момент пуска, что обеспечивает надежный запуск как в режиме холостого хода, так и при номинальной нагрузке. Максимальное напряжение на клапанах инвертора при нулевой схеме равно удвоенному входному напряжению и не увеличивается в процессе запуска. К положительным качествам инвертора можно отнести также отсутствие больших обратных напряжений на управляемых клапанах, что исключает возможность возникновения обратных зажигания при использовании ионных клапанов.

Рассмотрим основные расчетные соотношения предлагаемой схемы инвертора для случая чисто активной нагрузки. Поскольку значение среднего тока в  $RC$  цепях значительно меньше тока колебательных контуров, при выводе расчетных соотношений для определения параметров основного оборудования демпфирующими цепочками можно пренебречь.

В установившемся режиме среднее значение анодного тока управляемых клапанов будет опре-

деляться суммой тока нагрузки и токов обоих колебательных контуров. Выражение для определения тока вентилей

$$I_{dy} = I_{вх} m F T_0 \left( \frac{1}{2} + \frac{I_m}{I_{вх} m \pi} + \frac{I_{вх} m}{I_m 4 \pi} \right), \quad (1)$$

где  $F$  — частота следования импульсов сетевого управления;

$I_{вхm}$  — максимальное значение нагрузочной составляющей тока на входе инвертора;  
 $I_m$  — амплитуда тока колебательных контуров;  $T_0$  — период собственных колебаний контуров  $L_1 C_4$ ,  $L_2 C_2$ .

При номинальной нагрузке инвертора, определяемой соотношением  $I_{вхm} = 0,5 I_m$ , и частоте повторения импульсов управления, в 2 раза меньшей собственной частоты колебательного контура  $L_1 C_1$ , среднее значение анодного тока управляемого вентиля равно  $I_d = 0,6 I_{вхm}$ .

Среднее значение анодного тока неуправляемого вентиля  $B3$  или  $B4$

$$I_d = I_{вх} m F T_0 \left( \frac{I_m}{I_{вх} m \pi} - \frac{1}{2} + \frac{I_{вх} m}{I_m 4 \pi} \right). \quad (2)$$

При увеличении нагрузки инвертора до номинальной среднее значение анодного тока вентилей  $B3$  и  $B4$  уменьшается до значения, не превышающего 10% от величины входного тока.

Время, предоставляемое управляемым вентилем для восстановления их управляемости, может быть определено из соотношения:

$$\frac{t_a}{T_0} = 0,5 - \frac{1}{\pi} \arcsin \frac{I_{вх} m}{I_m}. \quad (3)$$

Из (3) видно, что с изменением нагрузки от нуля до значения, равного половине амплитуды тока колебательного контура, время, предоставляемое управляемым вентилям для восстановления их управляемости, изменяется в пределах 0,5—0,33 периода собственных колебаний колебательного контура инвертора, что также обеспечивает достаточно высокую надежность его работы.

Максимальное значение напряжения на всех вентилях инвертора, выполненного по нулевой схеме (рис. 1), равно удвоенному значению входного напряжения независимо от нагрузки.

Эффективное значение напряжения на выходе инвертора без учета падения напряжения на вентилях и в предположении, что индуктивность рассеяния трансформатора почти не влияет на процессы в схеме

$$U_2 = k E \sqrt{2 T_0 F \left( 1 - \frac{1}{2\pi} \arcsin \frac{I_{вх} m}{I_m} \right)}, \quad (4)$$

где  $k$  — коэффициент трансформации трансформатора.

При  $\frac{I_{вх} m}{I_m} \leq 0,5$  с достаточной степенью точности

$$U_2 = k E \sqrt{2 T_0 F \left( 1 - \frac{I_{вх} m}{2\pi I_m} \right)}. \quad (5)$$

Из (4) и (5) видно, что внешняя характеристика инвертора имеет некоторый наклон, определяемый отношением тока нагрузки к амплитуде тока колебательного контура. Максимальное уменьшение на-

пряжения на выходе инвертора при номинальной нагрузке, определяемой из условия  $I_{вхm} = 0,5 I_m$ , не превышает 5% от номинального напряжения на выходе при отсутствии нагрузки.

При номинальной нагрузке без учета потерь на собственные нужды и высшие гармоники к. п. д. инвертора может быть определен из выражения:

$$\eta_{и} = \frac{1}{2 - \eta_{тр} + \frac{1,4 \Delta U}{E} + (\operatorname{tg} \delta_p + \operatorname{tg} \delta_k)}, \quad (6)$$

где  $\eta_{тр}$  — к. п. д. трансформатора;  $\Delta U$  — среднее значение падения напряжения в вентиле;  $\delta_p$  — угол потерь в реакторе колебательного контура;  $\delta_k$  — угол потерь в конденсаторе колебательного контура.

При повышенной частоте инвертирования к. п. д. инвертора определяется в основном углом потерь в реакторе колебательного контура. Потери в реакторах колебательного контура для данной схемы преобразователя практически не зависят от нагрузки, поэтому зависимость к. п. д. нагрузки

$$\eta = \eta_{и} \frac{\frac{I_{вх}}{I_{вх,н}}}{1 - \eta_{и} \left( 1 - \frac{I_{вх}}{I_{вх,н}} \right)}. \quad (7)$$

Емкость конденсатора колебательного контура в случае  $I_{вх} = 0,5 I_m$

$$C_1 = \frac{I_{вх} T_0}{E}. \quad (8)$$

Индуктивность реактора колебательного контура

$$L_1 = \frac{E T_0}{I_{вх}}. \quad (9)$$

Частота инвертирования должна быть не более критической для заданного типа вентилей

$$F_{кр} \leq \frac{1}{6\theta}, \quad (10)$$

где  $\theta$  — время восстановления управляемости вентилей.

Скорость восстановления обратного напряжения на вентилях  $B3$  и  $B4$  определяется соотношением

$$\frac{dU}{dt} \approx \frac{E}{\sqrt{L_1 C_3}}, \quad (11)$$

где  $C_3$  — емкость конденсатора демпфирующей цепи;  $L_1$  — индуктивность реактора колебательного контура.

Максимальное значение скорости спада анодного тока вентилей

$$\left( \frac{di}{dt} \right)_m = \frac{2E}{L_1}. \quad (12)$$

Номинальная мощность преобразователя

$$P_H = 0,5 U_{ам} I_{вх}. \quad (13)$$

Поскольку входной ток инвертора в номинальном режиме

$$I_{вхm} = 1,67 I_{dy},$$

номинальная мощность преобразователя

$$P_H = 0,83 U_{ам} I_{dy}, \quad (14)$$



где  $U_{am}$  — максимально допустимое значение напряжения на вентилях;  $I_{dy}$  — номинальный средний ток вентиля.

Приведенные выше соотношения с достаточной точностью позволяют определить режим работы вентиля, параметры основного оборудования и выбрать вентили по заданной номинальной мощности инвертора и его входное напряжение.

В случае, когда требуется выполнить инвертор на большую номинальную мощность, целесообразно применение мостовой схемой включения вентиляльных групп (рис. 3) и подключение инверторного трансформатора и колебательного контура на выходе моста. При таком построении инвертор работает так же, как и в случае нулевой схемы с подключением колебательных контуров параллельно вентильным группам, но имеет существенное преимущество, заключающееся в отсутствии тока колебательных контуров в обмотках трансформатора.

Максимальное значение напряжения на анодах вентиля инвертора при мостовой схеме равно входному напряжению, тогда при заданном типе вентиля номинальная мощность инвертора

$$P_n = 1,67 U_{am} I_{dy}.$$

Экспериментальные исследования рассмотренных выше схем инверторов напряжения со встречно-параллельным соединением управляемого и неуправляемого вентиля были произведены на опытной преобразовательной установке с инвертором мощностью 1500 кВт при входном напряжении 3500 в и частоте инвертирования 1000 гц; инвертор собран на 96 тиристорах типа ВКДУ-150 класса 8. При указанной выше номинальной мощности преобразователя колебательные контуры инвертора имеют емкость 5 мкф, индуктивность 1,3 мГн; демпфирующие цепочки имеют емкость 0,05 мкф, сопротивление 250 ом; делители напряжения имеют следующие параметры:  $R_d = 5$  ом,  $C_d = 1$  мкф,  $R_{ш} = 5,1$  ком. В качестве встречных вентиля инвертора использованы полупроводниковые диоды типа ВКДЛ-200 с напряжением лавинообразования 800—900 в. В каждой вентильной группе включено по 16 диодов последовательно.

Управляемые вентили инвертора открываются короткими импульсами тока, формируемыми специальным генератором, состоящим из формирователя импульсов с заданными параметрами и задающего генератора. Задающий генератор обеспечивает формирование прямоугольных импульсов тока с заданной частотой повторения. Он выполнен на тран-

зисторах по схеме двухтактного блокинг-генератора.

Опытный образец блокинг-генератора был выполнен на транзисторах типа П-210А и обеспечивал формирование импульсов тока амплитудой 10 а, длительностью 50 мксек. Частота повторения регулировалась в пределах 500—1000 гц. При этом блокинг-генератор обеспечивает устойчивую работу инвертора при любой нагрузке и частоте инвертирования. Уменьшение длительности импульсов до 50 мксек снижает мощность задающего генератора до 40 вт.

В процессе экспериментальных исследований опытного образца преобразователя были сняты нагрузочные характеристики и определены оптимальные значения параметров демпфирующих цепочек. На рис. 4 приведены зависимости максимального и среднего значения анодных токов управляемых и неуправляемых вентилях, времени, предоставляемого управляемым вентилям для восстановления их управляемости, и к. п. д. инвертора от нагрузки.

На рис. 5, а и б приведены осциллограммы анодного тока и напряжения на вентилях инвертора. Видно, что в момент закрытия встречного вентиля напряжение на вентилях нарастает до 4—4,4 кв. Скорость нарастания обратного напряжения на встречных вентилях в момент их выключения равна 250—280 в/мксек. В момент отпирания управляемых вентилях противоположного плеча наблюдается резкое увеличение скорости нарастания напряжения на вентильной группе до 700—750 в/мксек. Поскольку в каждой вентильной группе включено по 16 вентилях, то скорость изменения напряжения на одном вентиле равна 44 в/мксек.

Анодный ток управляемых вентилях инвертора в момент их открытия сначала быстро нарастает, а затем изменяется синусоидально. Большая скорость нарастания анодного тока управляемых вентилях объясняется наличием в схеме инвертора делителя напряжения и демпфирующих RC-цепочек. Влияние нагрузочной составляющей тока инвертора на скорость нарастания тока управляемых вентилях можно ослабить включением насыщающихся реакторов в цепь фазных выводов трансформатора.

Осциллограммы рис. 5, б показывают, что анодный ток встречного вентиля имеет форму, близкую к синусоидальной. Амплитуда тока при увеличении нагрузки до номинальной уменьшается почти до 200 а, а длительность его становится равной 140—150 мксек.

Скорость спада анодного тока вентилях В3, В4 имеет наибольшее значение (5 а/мксек) при отсутствии нагрузки и создает в цепи диодов обратный ток амплитудой 35—40 а. Однако резкое увеличение скорости нарастания напряжения в момент включения управляемых вентилях не приводит к заметному снижению надежности работы инвертора благодаря задержке момента резкого нарастания обратного напряжения относительно момента включения обратного тока вентиля В3 или В4. В результате стендовых испытаний инвертора было определено оптимальное значение паузы между закрытием неуправляемого вентиля и открытием управляемого, которая равна 30—50 мксек при частоте инвертирования 1000 гц. При такой паузе

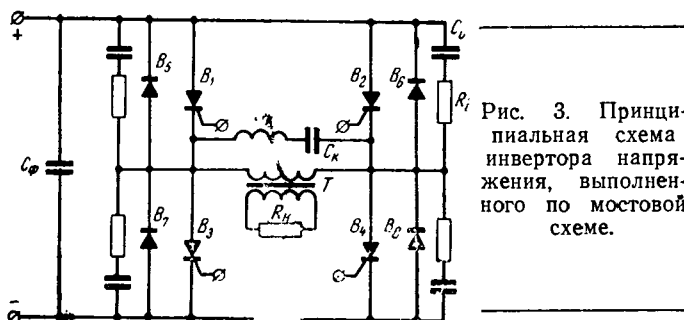


Рис. 3. Принципиальная схема инвертора напряжения, выполненного по мостовой схеме.

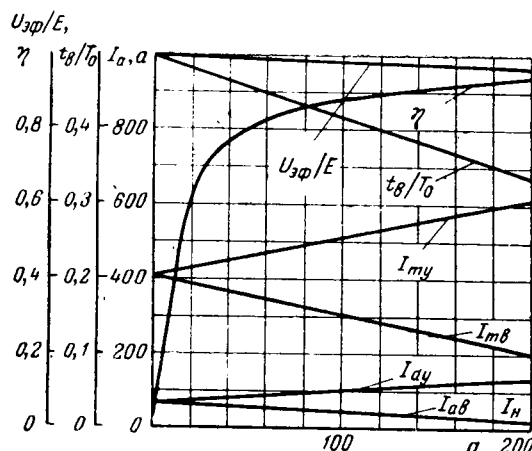


Рис. 4. Нагрузочные характеристики автономного инвертора напряжения.

$U_{эф}$  — эффективное значение напряжения на первичной полуобмотке трансформатора;  $E$  — напряжение на входе инвертора;  $I_{ау}$  — амплитуда тока управляемого вентиля;  $I_{ав}$  — амплитуда тока встречного вентиля;  $I_{а\bar{y}}$  — среднее значение тока управляемого вентиля;  $I_{а\bar{v}}$  — среднее значение тока встречного вентиля;  $t_g$  — время, отводимое вентилям для восстановления их управляемости;  $T_0$  — период собственных колебаний контуров коммутации тока.

инвертор работает устойчиво в течение длительного времени.

В заключение следует отметить, что использование встречно-параллельного соединения управляемого и неуправляемого вентилях в схемах автономных инверторов улучшает использование полупроводниковых диодов и тиристоров и позволяет создать преобразователь повышенной частоты мощностью 1500 кВт с общим количеством вентилях 128. При этом для обеспечения нормальной работы инвертора с частотой инвертирования, равной 1000 гц, необходимо обеспечить уменьшение скорости нарастания обратного напряжения на неуправляемых вентилях до 200—300 в/мксек и скорости спада анодного тока до 4—5 а/мксек.

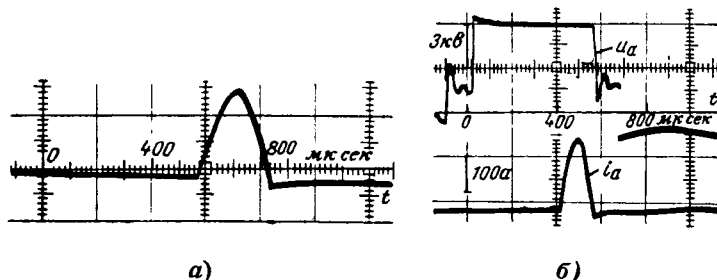


Рис. 5. Осциллограммы анодного тока и напряжения на вентилях инвертора.

а — анодный ток управляемого вентиля; б — напряжение и анодный ток встречных вентилях.

На основе инвертора по схеме рис. 1 создан промышленный образец преобразователя постоянного тока автотрансформаторного типа 7,0/3,5 кв мощностью 3000 квт, который находится в опытной эксплуатации на действующем электрифицированном участке Свердловской железной дороги. Первые итоги опытной эксплуатации подтверждают высокую эффективность и надежность его работы.

#### Литература

1. Третьяк Т. П., Совершенствование электрической тяги на постоянном токе, «Железнодорожный транспорт», 1963, № 1.
2. Кацнельсон С. М. и Третьяк Т. П., Преобразователь постоянного тока для системы энергоснабжения повышенного напряжения, сб. «Совершенствование устройств энергоснабжения электрифицированных железных дорог», вып. 4, Свердловск, 1964.
3. Кошечев Л. Г. и др., Одноанодный экситрон для преобразователей повышенной частоты, «Электротехника», 1967, № 3.
4. Кошечев Л. Г., Параллельный инвертор, Авторское свидетельство № 143888, «Бюллетень изобретений», 1962, № 7.

[28.10.1969]



УДК 621.3.066.6.017.71.001.24

## Расчет нагрева торцевого контакта короткой дугой при отключении переменного тока

Канд. техн. наук А. М. РЫВКИН

Всесоюзный электротехнический институт им. В. И. Ленина

Отключение электрического тока сопровождается сильным кратковременным нагревом контактных поверхностей, вызывающим их износ и влияющим на скорость восстановления электрической прочности промежутка. При конструировании разрывных контактов требуется оценка температуры и глубины проникновения потока при тепловом ударе.

В [Л. 1] дан расчет температуры  $\theta$  торцевого контакта при граничном условии на нагреваемой поверхности  $\theta(0, t) = \text{const}$ , а в [Л. 2] — при постоянном градиенте температуры  $\text{grad } \theta(0, t) = \text{const}$ . Однако в наиболее распространенном случае отключения переменного тока эти условия не соблюдаются [Л. 3]. Градиенты температуры на поверхности контакта, нагреваемой дугой, должны удовлетворять закону Фурье:  $\lambda \text{ grad } \theta(0, t) = q(t)$ , где  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности. Естественно полагать, что удельный тепловой поток  $q(t)$  связан с мощностью, развивающейся в дуге и соответствующей

по характеру изменения тока, если падение напряжения в дуге изменяется по кривой, имеющей прямоугольную форму, что справедливо для коротких дуг. Поэтому при синусоидальном изменении тока с длительностью горения такой дуги до первого перехода тока через нулевое значение и при малой площади контакта можно принять средний градиент температуры на контактной поверхности равным синусоидальной функции времени:

$$\text{grad } \theta(0, t) = -\alpha \sin(\omega t + \psi), \quad (1)$$

где  $\psi$  — фаза тока в момент появления дуги;  $\alpha$  — амплитуда градиента, пропорциональная амплитуде электрической мощности потребляемой дугой (или прилегающей областью).

Рассматривается торцевой контакт в виде стержня малого диаметра сравнительно с его длиной. Время горения дуги

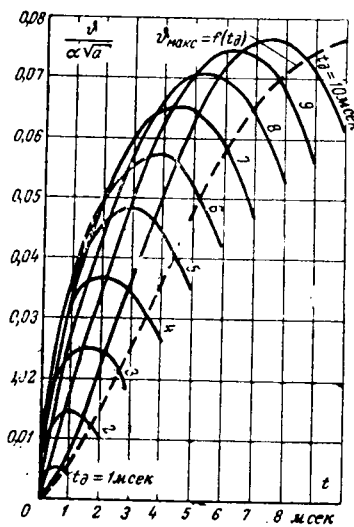


Рис. 1. Температура поверхности контакта (отнесенная к амплитуде градиента и к теплопроводности) при разной длительности горения дуги.

мало (при частоте 50 гц не более 0,01 сек), поэтому глубина проникновения теплового удара мала и можно считать стержень бесконечно длинным. Начальная температура стержня обычно невелика по сравнению с температурой дуги, поэтому можно пренебречь как ею, так и выделением тепла в теле стержня от протекающего через него тока. Теплофизические параметры стержня приняты постоянными, что допустимо, так как при малых временах теплового воздействия это дает небольшую погрешность [Л. 4]. Распространение теплового потока предполагается только за счет теплопроводности вдоль стержня.

При принятых допущениях начальные и граничные условия:

$$\theta(x, 0) = 0; \quad (2)$$

$$\theta(\infty, t) = 0; \quad (3)$$

$$\frac{\partial \theta(0, t)}{\partial x} = -\alpha \sin(\omega t + \psi). \quad (4)$$

Уравнение теплопроводности может быть записано в виде:

$$\frac{\partial \theta(x, t)}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \theta(x, t)}{\partial x^2}, \quad (5)$$

где  $a$  — температуропроводность стержня.

Решение уравнения (5) с граничным условием (4) встречается в литературе лишь в квадратурах. В [Л. 5] рассмотрена задача нагрева полубесконечной пластины под действием теплового потока синусоидальной формы, нормального к поверхности. Однако решение не доведено до вида, удобного для инженерных расчетов. В [Л. 6] это решение использовано для расчета температуры поверхности контакта вакуумного выключателя путем численного интегрирования. В последнее время решение аналогичных задач проводится на ЦВМ.

Так как точность расчета в большой степени зависит от граничных условий, а экспериментальные данные, которые позволили бы достаточно точно задать градиент температуры на поверхности, отсутствуют, то в большинстве случаев вполне достаточно получить, пусть приближенное, но не слишком сложное выражение для оценки распределения температуры вдоль стержня. Для температуры поверхности контакта, непосредственно соприкасающейся с дугой, желательно иметь более точное выражение, так как именно она в значительной мере определяет выбор материала и размеров контакта.

Решение уравнения (5) при условиях (2)–(4) проводится операторным методом с помощью преобразования Лапласа. В области изображений имеем [Л. 7]

$$a \frac{d^2 \theta(x, p)}{dx^2} - p \theta(x, p) = 0; \quad (6)$$

$$\theta(\infty, p) = 0; \quad (7)$$

$$\frac{d\theta(x, p)}{dx} = -\alpha \frac{p \sin \psi + \omega \cos \psi}{p^2 + \omega^2}. \quad (8)$$

Воспользуемся общим видом решения в показательной форме:

$$\theta(x, p) = A \exp\left(\sqrt{\frac{p}{a}} x\right) + B \exp\left(-\sqrt{\frac{p}{a}} x\right). \quad (9)$$

Из условий (7) и (8) следует:

$$A = 0; \quad (10)$$

$$B = \frac{\alpha \sqrt{a}}{\sqrt{p}} \frac{p \sin \psi + \omega \cos \psi}{p^2 + \omega^2}. \quad (11)$$

Подставляя (10) и (11) в (9), получим выражение для температуры в области изображений:

$$\theta(x, p) = \alpha \sqrt{a} \left[ \frac{p}{p^2 + \omega^2} \frac{\exp\left(-\frac{x}{\sqrt{a}} \sqrt{p}\right)}{\sqrt{p}} \sin \psi + \frac{\omega}{p^2 + \omega^2} \frac{\exp\left(-\frac{x}{\sqrt{a}} \sqrt{p}\right)}{\sqrt{p}} \cos \psi \right]. \quad (12)$$

Для обратного перехода в область оригиналов нельзя воспользоваться теоремой разложения, так как знаменатели содержат дробную степень оператора  $p$  и не выражаются в виде обобщенного полинома. Вместе с тем по таблице изображений нетрудно найти оригиналы отдельно для каждого сомножителя слагаемых в квадратных скобках. Это дает возможность применить к слагаемым в (12) теорему Бореля для произведения изображений, после чего получим оригинал температуры в интегральной форме

$$\theta(x, t) = \alpha \sqrt{\frac{a}{\pi}} \left[ \sin \psi \int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\sqrt{\tau}} \cos \omega(t - \tau) d\tau + \cos \psi \int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\sqrt{\tau}} \sin \omega(t - \tau) d\tau \right]. \quad (13)$$

В отличие от решения, приведенного в [Л. 5] для пластины, по (13) можно получить точное выражение для температуры торцевой (контактной) поверхности стержня и приближенное решение, пригодное для оценки сверху глубины проникновения теплового удара за время горения дуги.

Температуру контактной поверхности получим, положив  $x=0$  в (13):

$$\theta(0, t) = \alpha \sqrt{\frac{a}{\pi}} \left[ \sin \psi \int_0^t \frac{\cos \omega(t - \tau)}{\sqrt{\tau}} d\tau + \cos \psi \int_0^t \frac{\sin \omega(t - \tau)}{\sqrt{\tau}} d\tau \right]. \quad (14)$$

Теперь интегрирование в (14) можно выполнить путем разложения в ряд тригонометрических функций под знаком интеграла. Окончательно для температуры контактной поверхности после преобразований имеем выражение:

$$\theta(0, t) = \alpha \sqrt{at} \frac{2}{\sqrt{\pi}} \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \frac{(\omega t)^n}{(2n+1)n!} \sin\left(\omega t + \psi + n \frac{\pi}{2}\right). \quad (15)$$

Как показывают расчеты, ряд в (15) достаточно быстро сходится. Остаток ряда оценивается по признаку Лейбница и при  $t \leq 10$  мсек составляет несколько процентов при  $n=5$ .

Для теплового потока, создающего постоянный градиент температуры, в [Л. 2] была получена формула  $\theta(0, t) \approx \alpha \sqrt{at}$ . Первый множитель в (15) повторяет эту зависимость. Остальная часть выражения (15) представляет собой безразмерную функцию времени, связанную с синусоидальным законом изменения градиента теплового потока (4) на поверхности контакта. При другом характере градиента эта функция изменит вид.

На рис. 1 приведено построенное по (15) семейство кривых температуры поверхности контакта. Температура отнесена к амплитуде градиента и к теплопроводности ( $\theta/\alpha \sqrt{a}$ ). Кривые рассчитаны для разной длительности горения дуги:

$$t_d = \frac{\pi - \psi}{\omega}. \quad (16)$$

По сравнению с приведенными в [Л. 1] кривыми, полученными для постоянного градиента температуры, при синусоидальном градиенте температура имеет максимум и к концу полупериода снижается. Расчеты при постоянном градиенте не обнаруживали этого снижения. В [Л. 6] численным интегрированием была получена кривая, подобная кривой рис. 1 для

$t_d = 10$  мсек. В этом случае ток и соответственно энергия дуги плавно изменяются, постепенно нарастая от нуля. Предполагается, что и тепловой поток нарастает также плавно. При меньшем времени горения дуги ( $t_d < 10$  мсек) тепловой поток появляется на поверхности контакта скачком и, как следствие, температура растет быстрее, тогда как максимальная температура ниже. Пунктирной кривой на рис. 1 дана зависимость максимальной температуры от времени горения дуги, лежащем в пределах полупериода.

В действительности тепловой поток, по-видимому, всегда быстро нарастает в начальный момент, так как в мостиковой стадии контактная точка сильно нагревается, и появление дуги связывается с высокой температурой [Л. 8]. Однако это не должно оказывать существенного влияния на результаты, так как расчет произведен для усредненного по поверхности контакта теплового потока и не дает температуру наиболее горячей точки. По этой же причине средняя температура контакта, полученная в расчете, при небольших токах может не достигать температуры плавления материала, тогда как обычно дуга оставляет следы оплавления в опорных точках.

Расчетные значения температуры поверхности контакта согласуются с приведенными в [Л. 8] результатами измерения температуры вольфрамового катода ксеноновой дуги без катодного пятна и с данными [Л. 6].

Для оценки распределения температуры вдоль стержня применим к интегралам в (13) неравенство Буняковского — Коши:

$$\int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\sqrt{\tau}} \cos \omega(t-\tau) d\tau \leq \sqrt{\int_0^t \cos^2 \omega(t-\tau) d\tau \int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\tau} d\tau}; \quad (17)$$

$$\int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\sqrt{\tau}} \sin \omega(t-\tau) d\tau \leq \sqrt{\int_0^t \sin^2 \omega(t-\tau) d\tau \int_0^t \frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a\tau}\right)}{\tau} d\tau}. \quad (18)$$

После интегрирования и подстановки в (13) получим неравенство для оценки верхней границы температуры в разных сечениях стержня в функции времени

$$\vartheta(x, t) < a \sqrt{\frac{a}{\pi}} \left[ \sin \psi \sqrt{-\left(\frac{t}{2} + \frac{\sin 2\omega t}{4\omega}\right) \text{Ei}\left(-\frac{x^2}{2at}\right)} + \cos \psi \sqrt{-\left(\frac{t}{2} - \frac{\sin 2\omega t}{4\omega}\right) \text{Ei}\left(-\frac{x^2}{2at}\right)} \right], \quad (19)$$

где  $\text{Ei}$  — интегральная показательная функция, табулированная в [Л. 9].

Уравнением (19) можно пользоваться при  $x \neq 0$  и при  $0 \leq \psi \leq \frac{\pi}{2}$ . При  $x = 0$  интегральная показательная функция расходится. При  $\cos \psi < 0$  справа будет разность, и неравенство может не соблюдаться.

На рис. 2 по (19) построены предельные кривые распределения температуры вдоль стержня для амплитуды градиента температуры на поверхности, равной единице, и при длительности горения дуги 10 мсек ( $\psi = 0$ ) для двух моментов времени 7,5 мсек, когда температура поверхности достигает максимума (рис. 1), и 10 мсек, т. е. в момент погасания дуги.

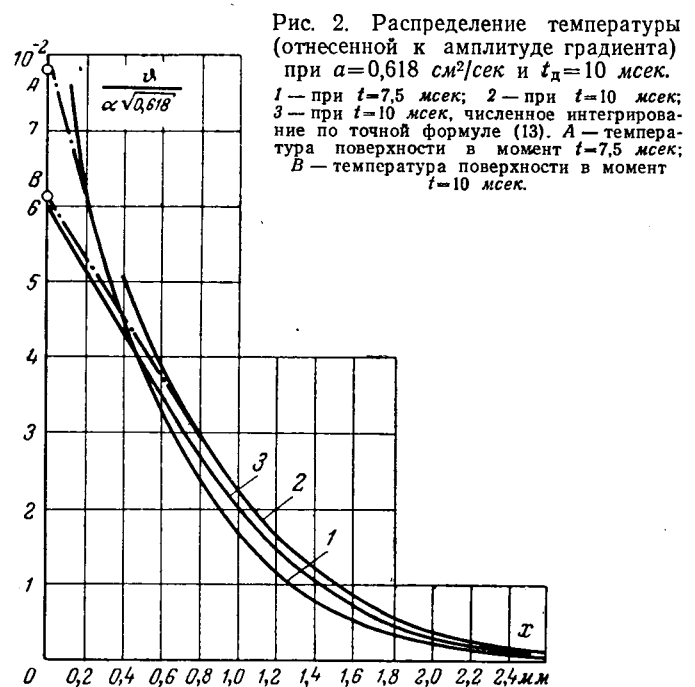


Рис. 2. Распределение температуры (отнесенной к амплитуде градиента) при  $a = 0,618$  см<sup>2</sup>/сек и  $t_d = 10$  мсек. 1 — при  $t = 7,5$  мсек; 2 — при  $t = 10$  мсек; 3 — при  $t = 10$  мсек, численное интегрирование по точной формуле (13). A — температура поверхности в момент  $t = 7,5$  мсек; B — температура поверхности в момент  $t = 10$  мсек.

Значение  $a = 0,618$  см<sup>2</sup>/сек взято для вольфрама. Действительная температура стержня лежит ниже этих кривых. Наибольшая разница между действительной температурой и соответствующей кривой будет вблизи поверхности контакта, где  $\text{Ei}(0) = \infty$ . На вертикальной оси графика буквами A и B отмечена температура поверхности, подсчитанная по точной формуле (15). Можно уточнить кривые рис. 2, если провести к ним касательные из указанных точек, как это сделано на графике штрих-пунктирной линией.

Точность формулы (19) снижается с ростом времени и уменьшением расстояния. В постановке данной задачи наибольшее время составляет 10 мсек при частоте тока 50 гц. Для оценки погрешности приближенного выражения (19) на рис. 2 дана кривая 3, полученная путем численного интегрирования по точной формуле (13) при исходных данных, соответствующих кривой 2. Погрешность, отнесенная к температуре поверхности, не превышает 4% для кривой 2, уточненной с помощью касательной. Без такого уточнения при расстояниях до 0,5 мм погрешность будет значительна.

Кривые рис. 2 показывают, что к моменту погасания дуги почти весь перепад температуры лежит в тонком слое у контактной поверхности, что ранее было получено в [Л. 2] путем интегрирования уравнения теплопроводности на гидротермостате.

#### Литература

1. Залесский А. М. и Кукеков Г. А., Тепловые расчеты электрических аппаратов, изд-во «Энергия», 1967.
2. Раховский В. И. и др., Разрывные контакты электрических аппаратов, изд-во «Энергия», 1966.
3. Таев И. С., Электрическая дуга в аппаратах низкого напряжения, изд-во «Энергия», 1965.
4. Жеребятъев И. Ф. и Лукьянов А. Т., Математическое моделирование уравнений типа теплопроводности с разрывными коэффициентами, изд-во «Энергия», 1968.
5. Карслоу Г. С. и Егер Д., Теплопроводность в твердых телах, Изд-во иностр. лит., 1964.
6. Реее М. Р., The vacuum switch, Proceeding IEE, vol. 110, № 4, April, 1963.
7. Лыков А. В., Теория теплопроводности, изд-во «Высшая школа», 1967.
8. Финкельбург В. Ф. и Меккер Г., Электрические дуги и термическая плазма, Изд-во иностр. лит., 1961.
9. Янке Е., Эмде Ф. и Леш Ф., Специальные функции формулы, графики, таблицы, изд-во «Наука», 1968.

[30.6.1969]



# Исследование основных свойств металlobумажных конденсаторов для люминесцентных светильников

Проф. В. Т. РЕННЕ, канд. техн. наук Ю. С. ЧАТИНЯН,  
инженеры В. А. АКОПЯН и Ф. А. МОВСЕЛОВ

Поведение металlobумажных конденсаторов в эксплуатации несколько отличается от обычных бумажных конденсаторов. В основном это обуславливается присущим им свойством самовосстановления и конструктивными особенностями [Л. 1].

При правильной конструкции самовосстанавливающихся металlobумажных конденсаторов благодаря очень короткой продолжительности процесса горения дуги (приблизительно  $10^{-5}$  сек) и малому расходу энергии пробой не вызывает разрушения диэлектрика [Л. 2 и 3]. Использование свойств самовосстановления ведет к применению конденсаторных секций, намотанных с меньшим числом слоев бумаги, чем в обычном бумажном конденсаторе. По данным фирмы Бош, на рабочее напряжение меньше 220 в (переменный ток) можно использовать однослойные секции, а до 380 в — двухслойные [Л. 4].

При низких рабочих напряжениях (до 350 в), когда электрическая прочность является решающим фактором в определении размеров конденсаторных секций, металlobумажные конденсаторы имеют лучшие удельные характеристики по сравнению с бумажными. В случаях, когда толщина диэлектрика определяется тепловой стабильностью, металlobумажные конденсаторы по удельным характеристикам не отличаются от бумажных [Л. 5].

Для улучшения коэффициента мощности люминесцентных светильников наиболее эффективно металlobумажное исполнение конденсаторов (рабочее напряжение 250 в) [Л. 6]. Ниже рассматриваются основные параметры и их изменения при различных режимах работы металlobумажных конденсаторов типа ЛММ, предназначенных для люминесцентных светильников.

Для многослойных металlobумажных конденсаторов минимальная постоянная времени обычно требуется не ниже 1000 Мом·мкф. В процессе производства конденсаторов секции с малыми значениями постоянной времени подвергаются дополнительной тренировке, при этом выжигается тонкий

слой обкладки вокруг «слабых» мест, имеющих большую проводимость.

Опытные образцы конденсаторов ЛММ, изготовленные на бумаге марки КОН-П фабрики «Коммунар», при комнатной температуре имеют достаточно высокое значение постоянной времени — порядка 4000—10000 Мом·мкф. При повышении температуры, как и в случае бумажного конденсатора, постоянная времени уменьшается вследствие снижения вязкости масла и увеличения количества свободных ионов (рис. 1). Уменьшается также время установления замедленной (междуслойной) поляризации, и при температурах 100—110°С ток абсорбции через 1—2 мин практически равен нулю.

Постоянная времени металlobумажного конденсатора уменьшается также с ростом приложенного напряжения: логарифм постоянной времени является линейной функцией приложенного напряжения (рис. 2). Это, по-видимому, объясняется наличием проводящих частиц (металлические островки) в местах самовосстановления и на закраинах, которые при высоких напряжениях облегчают прохождение тока, создавая локальные повышения напряженности поля.

В металlobумажных конденсаторах постоянного тока обычно применяется одностороннее лакирование бумаги для создания гладкой поверхности под металлизацию, но применяемые в настоящее время для этих целей лаки не пригодны для работы при переменном напряжении из-за низкой диэлектрической проницаемости по сравнению с клетчаткой бумаги [Л. 3]. Исходя из этого, в конденсаторах ЛММ применена нелакированная бумага большой плотности марки КОН-П.

Вследствие шероховатой поверхности бумаги слой металлизации получается негладким. Это обстоятельство несколько увеличивает диэлектрические потери в конденсаторе, в связи с чем в конденсаторах ЛММ допустимое значение  $\operatorname{tg} \delta$  повышено до 1% (для бумажно-соволоковых конденсаторов  $\operatorname{tg} \delta \leq 0,5\%$ ). Для уменьшения потерь в конденсаторе необходимо разработать соответствующий состав лака или способ получения гладкой поверхности бумаги, предназначенной для металлизации.

Тангенс угла потерь опытных образцов конденсаторов при нормальной температуре находится в пределах 0,3—0,7% и не превышает допустимого значения (1%) в диапазоне температур от  $-40 \div +50^\circ\text{C}$ . Изменение  $\operatorname{tg} \delta$  конденсатора ЛММ-400-1,0 в зависимости от температуры при различных частотах приведено на рис. 3. Как видно из приведенных кривых,  $\operatorname{tg} \delta$  возрастает при температурах ниже нуля.

Изменение емкости от температуры в рабочем диапазоне температур при промышленной частоте не превышает  $\pm 3\%$  (рис. 4), т. е. находится в до-

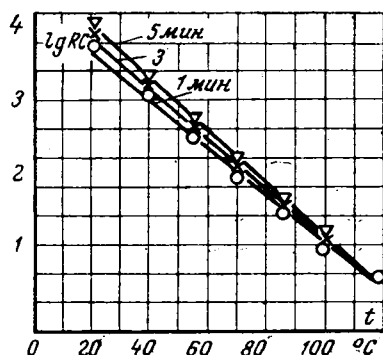


Рис. 1. Зависимость постоянной времени конденсатора ЛММ-400-1,0 от температуры.

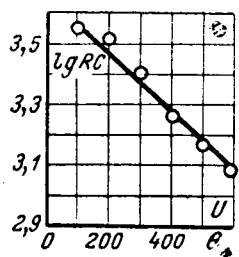


Рис. 2. Зависимость постоянной времени конденсатора от напряжения (до тренировки).

пустимых пределах. При этом абсолютное значение температурного коэффициента емкости при положительных температурах меньше, чем при отрицательных, и увеличивается с ростом частоты. Систематические пробои, сопровождающиеся самовосстановлением, сначала вызывают увеличение  $\operatorname{tg} \delta$  металлобумажного конденсатора (рис. 5). Однако со временем, в течение нескольких часов после пробоя, наблюдается уменьшение  $\operatorname{tg} \delta$ . Это явление не связано с тепловым эффектом, так как для охлаждения места пробоя достаточно несколько минут. Вероятно, оно связано с образованием ионизированных частиц, которые со временем рекомбинируются, адсорбируются бумагой или разряжаются на обкладках, когда на них подается некоторый потенциал [Л. 2]. В зависимости от числа пробоев емкость должна уменьшаться из-за сокращения площади обкладок. Но в рассматриваемом случае при общем числе пробоев порядка нескольких сотен это уменьшение настолько мало по сравнению с емкостью конденсатора, что практически им можно пренебречь.

В соответствии с принципиальным различием в поведении при пробое между металлобумажными и бумажными конденсаторами должны быть выработаны различные условия испытания напряжением между выводами. Вследствие снижения пробивного напряжения с течением времени, обусловленного старением, обычные бумажные конденсаторы испытываются напряжением, превышающим наивысшее амплитудное значение напряжения, наблюдаемое при эксплуатации в случае перенапряжений ( $2,15U_n$ ). Для металлобумажных конденсаторов не имеет смысла применять испытательное напряжение выше нормального амплитудного значения напряжения, приложенного к конденсатору в условиях эксплуатации. Металлобумажные конденсаторы переменного тока должны быть сконструированы так, чтобы при испытательном напряжении, равном  $2,15U_n$  (норма МЭК по силовым косинусным конденсаторам), имеющие место отдельные пробои не вызывали ощутимых повреждений изоляции, но испытывать каждый конденсатор напряжением  $2,15U_n$  нецелесообразно; оно может быть применено только при типовых испытаниях для определения способности конденсатора к самовосстанавливанию. В связи с изложенным испытательное напряжение для конденсаторов ЛММ принято  $1,5U_n$ .

Одно из основных затруднений при проектировании металлобумажных конденсаторов переменного тока — проблема отвода тепла, выделяемого в конденсаторных секциях, так как уменьшение толщины обкладок снижает теплопроводность секции. Так, при толщине бумаги 30 мк переход к гонкому металлизированному слою (вместо алюминиевой фольги толщиной 7 мк) снижает теплопроводность секции параллельно слоям примерно в 100 раз. В табл. 1

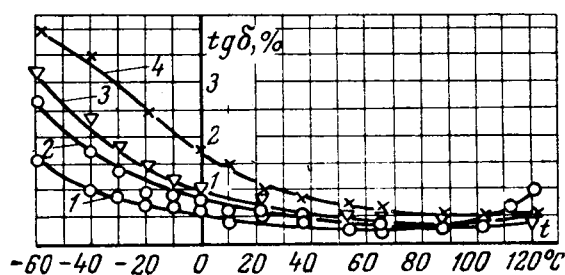


Рис. 3. Зависимость  $\operatorname{tg} \delta$  конденсатора ЛММ-400-1,0 от температуры при различных частотах.

1 — 50 Гц; 2 — 400 Гц; 3 — 1000 Гц; 4 — 5000 Гц.

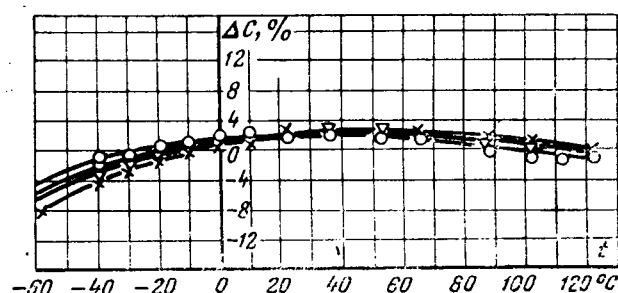


Рис. 4. Зависимость емкости конденсатора ЛММ-400-1,0 от температуры при различных частотах.

о — 50 и 400 Гц; ∇ — 1000 Гц; × — 5000 Гц.

приведены расчетные и экспериментальные данные перегревов конденсаторов ЛММ при рабочем напряжении и комнатной температуре.

Расчет перегревов конденсаторов произведен согласно методике, принятой при расчете силовых конденсаторов. В указанной методике вследствие применения ряда допущений, пренебрегающих различием теплопроводности по двум направлениям, решение трехмерной задачи приведено к одномерной. Эти допущения в случае металлобумажных конденсаторов приводят к значительным ошибкам в расчете. Расхождение расчетных данных с экспериментом свидетельствует о необходимости разработки уточненной методики теплового расчета металлобумажных конденсаторов.

Из приведенных в табл. 1 данных видно, что перепад температуры внутри конденсаторов составляет 10—30% общего перегрева, причем меньший процент относится к конденсаторам плоской конструкции (ЛММ-400-1,5 и ЛММ-250-4,5).

Таблица 1

Сопоставление расчетных и опытных значений перепадов температур в металлобумажном конденсаторе переменного тока

Тип конденсатора	Емкость опытного образца, мкФ	$\operatorname{tg} \delta$ опытного образца $\times 10^{-2}$	Перепад температуры внутри конденсатора, °C		Перепад температуры от стенок корпуса к окружающей среде, °C		Полный перепад температуры в конденсаторе, °C	
			расчетный	опытный	расчетный	опытный	расчетный	опытный
ЛММ-400-1,5	1,32	0,44	4,9	0,5	3,0	4,5	7,9	5
ЛММ-400-3,6	3,53	0,56	6,7	2,4	7,3	8,1	14,0	10,5
ЛММ-400-7,4	7,45	0,537	6,4	4,5	9,1	9,5	15,5	14
ЛММ-250-4,5	4,56	0,55	5,3	1,0	4,9	5	10,2	6
ЛММ-250-9,0	8,87	0,47	4,5	2,0	7,2	8	11,7	10

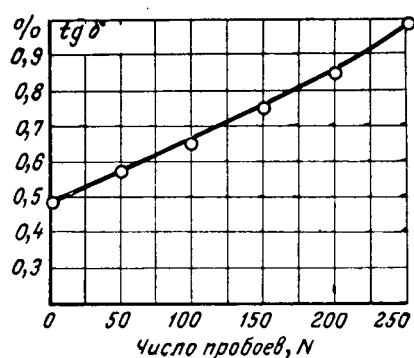


Рис. 5. Зависимость  $\operatorname{tg} \delta$  металlobумажного конденсатора от числа пробоев.

Приведенные в табл. 1 данные перегревов позволяют установить, что для длительной работы при номинальном напряжении максимально допустимая температура окружающей среды не может превышать  $50^\circ\text{C}$ , так как максимальная температура бумажно-масляного диэлектрика во избежание нарушения теплового равновесия обычно принимается  $65\text{--}70^\circ\text{C}$ . У исследуемых конденсаторов увеличение  $\operatorname{tg} \delta$  при частоте 50 гц наблюдается, начиная с  $70\text{--}75^\circ\text{C}$  (рис. 3). При низких температурах возможно несколько перегрузить конденсатор. При этом величина перегрузки должна быть определена исходя из условий обеспечения теплового равновесия и исключения возможности появления ионизации.

Таблица 2

**Напряжения, вызывающие нарушение теплового равновесия металlobумажных конденсаторов переменного тока при различных температурах окружающей среды**

Тип конденсатора	Напряжение, в, при температуре окружающего воздуха			Тип конденсатора	Напряжение, в, при температуре окружающего воздуха		
	$20 \pm 5^\circ\text{C}$	$50 \pm 5^\circ\text{C}$	$70 \pm 5^\circ\text{C}$		$20 \pm 5^\circ\text{C}$	$50 \pm 5^\circ\text{C}$	$70 \pm 5^\circ\text{C}$
ЛММ-400-1,0	800	760	600	ЛММ-400-7,4	600	520	480
ЛММ-400-1,5	800	760	600	ЛММ-250-4,5	600	500	400
ЛММ-400-3,6	700	700	500	ЛММ-250-9,0	500	450	350

Для ориентировки при выборе допустимого напряжения перегрузки предлагается табл. 2, где приведены номинальные значения напряжения, при которых уже возможна тепловая нестабильность для трех значений температуры окружающей среды.

При изучении ионизационных характеристик металlobумажных конденсаторов следует учесть влияние ионизации на процесс самовосстановления.

Таблица 3

Тип конденсатора	Толщина диэлектрика, мм	$U_{\text{начала}}$ , в	$E_{\text{начала}}$ , кВ/мм	$U_{\text{погас}}$ , в	$E_{\text{погас}}$ , кВ/мм
ЛММ-400-1,0	28	1 500	53,5	500	17,8
ЛММ-400-3,6	28	1 600	57,0	560	20,0
ЛММ-400-7,4	28	1 600	57,0	480	17,2
ЛММ-250-4,6	16	1 100	68,7	320	17,7

Приведенные в табл. 3 данные показывают, что рассматриваемые конденсаторы имеют высокое значение напряженности начала устойчивой ионизации. При этих напряженностях имеет место интенсивное самовосстановление «слабых» точек. По всей вероятности, пониженное значение напряженности погасания ионизации частично является результатом предшествующих пробоев и самовосстановления «слабых» точек, которые при проведении опытов насчитывались десятками. Но необходимо отметить, что при исследовании ионизационных характеристик иногда наблюдалось появление неустойчивой ионизации при более низких напряженностях электрического поля ( $35\text{--}40$ ) кВ/мм, продолжительность которой составляет доли секунды.

Видимо, под воздействием частичных разрядов в диэлектрике происходит некоторое перераспределение напряженности электрического поля за счет окисления или «выгорания» отдельных токопроводящих частиц, имеющих в диэлектрике, которые создают местное усиление напряженности электрического поля.

При выборе допустимых перегрузок желательно, чтобы напряжение, прикладываемое к конденсатору, не превышало напряжение погасания ионизации  $U_{\text{погас}}$ .

Сопоставляя данные табл. 2 и 3, можно увидеть, что ограничивающим фактором при выборе допустимой перегрузки в большей степени являются ионизационные явления, чем тепловая нестабильность.

Были также проведены ускоренные испытания металlobумажных конденсаторов на срок службы по методике, разработанной Серпуховским филиалом ВЭИ по конденсаторостроению для силовых косинусных конденсаторов. Согласно этой методике образцы десяти конденсаторов типа ЛММ-400-3,6 подвергались испытанию напряжением, равным  $1,4U_n$  частоты 50 гц.

У всех конденсаторов наблюдалось некоторое снижение емкости порядка  $1\text{--}2\%$ . Величина  $\operatorname{tg} \delta$  в течение всего периода испытаний оставалась почти неизменной за исключением некоторых образцов, у которых в конце испытаний имело место возрастание в пределах до  $20\%$  первоначального значения.

В целом результаты ускоренных испытаний можно считать положительными и признать, что исследуемые образцы металlobумажных конденсаторов удовлетворяют предъявленным в указанной методике требованиям. Однако в силу существенных отличий в поведении металlobумажных конденсаторов по сравнению с фольговыми желательно разработать новую методику ускоренных испытаний, учитывающую особенности конденсаторов с тонкими обкладками и дающую наиболее воспроизводимые результаты с целью установления точного срока их службы.

**Выводы.** 1. Приведены основные параметры металlobумажных конденсаторов переменного тока типа ЛММ в широком интервале температур и при различных режимах эксплуатации.

2. Для уменьшения потерь в конденсаторе необходимо разработать соответствующий состав лака



## Распределение заряда в зоне ионизации при поверхностном разряде

А. В. ИВАНОВ и В. П. ЛАРИОНОВ

Московский энергетический институт

При развитии поверхностного разряда в воздухе образуются заряды, часть которых адсорбируется поверхностью твердого диэлектрика. Электрическое поле, создаваемое этими зарядами, оказывает влияние на протекание ионизационных процессов и, следовательно, на величину разрядных напряжений. Напряженность поля адсорбированных зарядов зависит как от величины избыточного заряда, так и от его распределения по поверхности.

Для исследования распределения зарядов, соответствующего различным стадиям разряда, был применен электрографический метод. Суть его состоит в том, что исследуемый образец после снятия с него напряжения обрабатывается проявляющим составом. При трении друг о друга компоненты этого состава — носитель и краситель — вследствие явления трибоэлектричества приобретают заряд определенного знака [Л. 1 и 2]. При соответствующем сочетании компонентов можно избирательно проявлять области, несущие заряд того или иного знака, и получать, таким образом, фигуры, которые будем в дальнейшем называть электрограммами.

Электрограммы принципиально отличаются от фигур Лихтенберга (клидограмм). Фигуры Лихтенберга, полученные на фотопластинках, дают картину светового излучения, сопровождающего процессы в газе в течение всего времени развития разряда. Получение фигур Лихтенберга с помощью различных порошков основано на том, что в условиях разряда частицы порошка заряжаются и расталкиваются, образуя дорожки. Процесс этот продолжается в течение всего времени разряда, и фигура Лихтенберга в этом случае отражает также интегральный эффект. Поскольку для получения фигур Лихтенберга используются либо силы расталкивания заряженных частиц, либо световые явления, то они не могут нести информацию о ве-

личине и распределении заряда по поверхности диэлектрика.

Электрограммы выявляют распределение зарядов на поверхности диэлектрика, соответствующее моменту окончания ионизационных процессов. При этом разряд развивается по чистой поверхности диэлектрика.

Принципиальное различие клидограмм и электрограмм проявляется и во внешнем отличии этих фигур. Например, при переменном и положительном импульсном напряжении на фигуре Лихтенберга засвечена вся зона ионизации (рис. 1, а и б). На электрограмме при импульсном напряжении (рис. 3, а) выделяются две области: светлая в центре — незаряженная и темная — с адсорбированным зарядом. При переменном напряжении электрограмма имеет еще более сложный вид (рис. 6, д). При отрицательном импульсном напряжении фигуры Лихтенберга вообще не разграничивают зоны с зарядами разных знаков (рис. 1, в и 5).

Развитие разряда вдоль поверхности плоского диэлектрика с большим поверхностным сопротивлением исследовалось при постоянном и импульсном напряжениях, при волнах с двух- и трехкратной переменной знака, при переменном напряжении частотой 50 гц.

**Условия проведения экспериментов.** Генератор импульсных напряжений имел емкость в ударе 0,022 мкф. Длина фронта волны изменялась с помощью фронтового сопротивления.

Для получения волн с двух- и трехкратной переменной знака использовалась схема, изображенная на рис. 2. Емкости  $C_1$  и  $C_2$  заряжались до одинаковых по величине напряжений разной полярности. При срабатывании шарового разрядника ШР1 напряжение на разряднике ШР2 возрастало и он пробивался. При этом знак напряжения на выходе генератора менялся на противоположный. Соотно-

или способ получения гладкой поверхности бумаги, предназначенной для металлизации без применения лакировки.

3. Использование существующего метода теплового расчета силовых конденсаторов применительно к металlobумажным конденсаторам дает значительное расхождение расчетных данных с экспериментом. Это делает необходимым разработку уточненного метода расчета подобных конденсаторов.

### Литература

1. Торошин П. А., Металlobумажные конденсаторы, Госэнергоиздат, 1965.

2. H u r a u x C., Les condensateurs au papier metallisee, Revue Generale d'Electricite; № 11, p. 535—550, 1963.

3. S t r ä b H., Selbstheilende Metallpapier Kondensatoren für Wechselspannungen, E u M, № 5, bd. 76, s. 103—107, 1959.

4. S t r ä b H., M a y l a n d t H., Present stage of the technique of metallized paper capacitors for power systems, CIGRE, 1958, № 109.

5. Ренне В. Т., Силовые металlobумажные конденсаторы, «Электричество», 1959, № 8.

6. Ренне В. Т. и Акопян В. А., Конденсаторы для устройств люминесцентного освещения, Известия вузов, «Энергетика», 1967, № 12.

[28.10.1969]



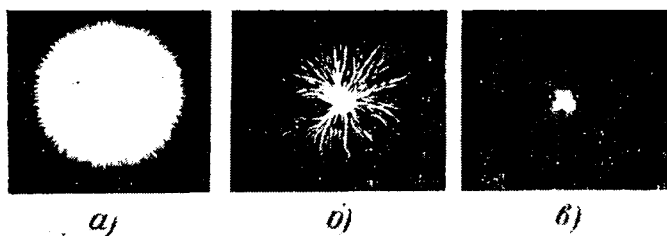


Рис. 1. Типичные фигуры Лихтенберга.

а —  $U=14$  кв (максимальное значение), 50 гц; б —  $U=16,5$  кв,  $\tau_{фр}=12$  мксек, положительная полярность; в —  $U=20$  кв,  $\tau_{фр}=12$  мксек, отрицательная полярность.

шение амплитуд первой и второй полуволн регулировалось изменением напряжения срабатывания ШР2.

Для получения волны с трехкратной переменной знака использовалась часть схемы, показанная на рис. 2 пунктиром. Емкость  $C_3$  заряжалась через большое сопротивление  $R_5$ , поэтому при пробое ШР1 напряжение на ней практически не изменялось.

При пробое разрядника ШР2 напряжение на ШР3 увеличивалось и разрядник пробивался. Знак напряжения на объекте менялся еще раз.

Напряжение на исследуемом объекте регистрировалось осциллографом С1-24 с помощью емкостного делителя.

В качестве диэлектрика использовался листовый винипласт толщиной 2 мм и 6 мм. Образцы представляли собой диски диаметром 120 мм, к которым снизу приклеивалась металлическая подложка. Сверху к центру дисков прижималась игла диаметром 6 мм с длиной конической части 50 мм и радиусом закругления конца 1,5 мм. Образцы перед каждым опытом тщательно протирались бензолом.

Эксперименты проводились в воздухе при атмосферных условиях, близких к нормальным.

Для проявления заряженных областей применялись проявители двух составов. В обоих случаях брался краситель от проявляющего состава, используемого в машине «Эра». Носителем при проявлении положительного заряда служили бакелизированные стеклянные шарики диаметром 0,8—1,2 мм; при проявлении отрицательного заряда — кристаллы сернистого хрома. На представленных ниже фотографиях заряженные области обозначены черным цветом. Знак заряда этих областей указан на каждой электрограмме соответствующим символом.

Разрешающая способность электрографического метода оценивается несколькими десятками линий

на миллиметр. Чувствительность не менее  $2,5 \times 10^{-9}$  к/см<sup>2</sup>.

**Анализ результатов экспериментов. Положительный стержень — плоскость.** На рис. 3 представлены электрограммы, соответствующие различным стадиям развития положительного поверхностного разряда. Разряд начинается с роста отдельных лавиноподобных элементов (рис. 3,а). По мере увеличения напряжения образуются новые лавины, которые вливаются в уже существующие. Одновременно появляются боковые ответвления. Создаются ветвистые образования (рис. 3,б). За счет роста боковых ответвлений плотность заряда в основании ветвей увеличивается и получается сплошная зона повышенной плотности заряда. Вблизи острия имеется нейтральная зона.

Таким образом, на электрограмме можно отметить три характерные зоны (рис. 3,з): В — зона с четко различимой границей между ветвями; Б — зона повышенной плотности заряда; А — нейтральная зона. С увеличением напряжения размеры этих зон пропорционально возрастают.

Фигура, образованная за одну вспышку короны, имеет прямые, направленные по радиальным направлениям ветви (рис. 3,б). При двух вспышках ветви искривляются, концы их отклоняются от радиального направления и относительно возрастает диаметр зоны Б (рис. 3,в) и т. д.

Достижение концами ветвей противоположного электрода не является достаточным условием для завершения разряда (рис. 3,з). Перекрытие наступает только в том случае, когда зона Б разовьется до катода (рис. 3,д). После завершения перекрытия не происходит полной нейтрализации поверхностного заряда. Заряд сохраняется на концах ветвей со стороны, противоположной каналу разряда, и по обе стороны зоны разряда.

Если диэлектрик имеет большую толщину, то при той же амплитуде напряжения размеры зоны Б оказываются меньше. Поэтому с увеличением толщины диэлектрика разрядные напряжения возрастают.

Распределение средней плотности поверхностного заряда определялось с помощью электрометра с зондом, имеющим чувствительную часть площадью в один квадратный сантиметр [Л. 3].

Положительный поверхностный разряд развивается вспышками. При развитии незавершенного разряда за одну вспышку распределение заряда более равномерное, чем в случае его развития за большее число вспышек (рис. 4). Наибольшее значение амплитуды волны напряжения, при которой еще возникает только одна вспышка, падает с уменьшением крутизны фронта импульса и тол-

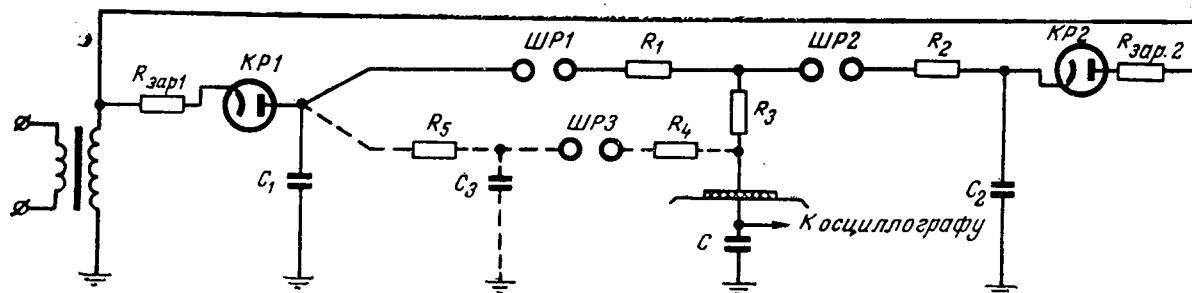


Рис. 2. Принципиальная схема генератора волн напряжения с двух- и трехкратной переменной полярности.

щины диэлектрика. Поэтому распределение заряда выравнивается с увеличением толщины диэлектрика и крутизны фронта импульса.

Линейная плотность заряда на концах ветвей равна  $0,4 \times 10^{-9}$  к/см.

Электрограммы поверхностного разряда при воздействии постоянного напряжения подобны электрограммам при импульсном напряжении. Отличие состоит в том, что при постоянном напряжении не получают электрограммы с прямыми, направленными по радиальным направлениям ветвями (типа, изображенного на рис. 3,б). Это объясняется тем, что при медленном подъеме напряжения образование фигур происходит всегда более чем за одну вспышку.

**Отрицательный стержень — плоскость.** Начало разряда сопровождается появлением зоны отрицательного заряда вокруг острия. В этой же зоне присутствуют также и положительно заряженные каналы (рис. 5,а). При дальнейшем развитии разряда в зоне отрицательного заряда растут новые положительные каналы, которые вливаются в ранее образованные (рис. 5,б). Отрицательный заряд занимает кольцевую зону по границе зоны ионизации и площадь между ветвями положительной фигуры. С ростом напряжения увеличиваются размеры отрицательных и положительных областей. Отрицательная зона образуется, вероятно, за счет прилипания электронов, попавших в слабое поле, к нейтральным молекулам, которые адсорбируются диэлектриком.

Необходимым условием для завершения поверхностного перекрытия является развитие отрицательно заряженной области до противоположного электрода. Иногда с анода начинает развиваться встречная положительная фигура. После завершения разряда по всей площади электрограммы, за исключением самого канала разряда, остается распределенным отрицательный заряд. При этом

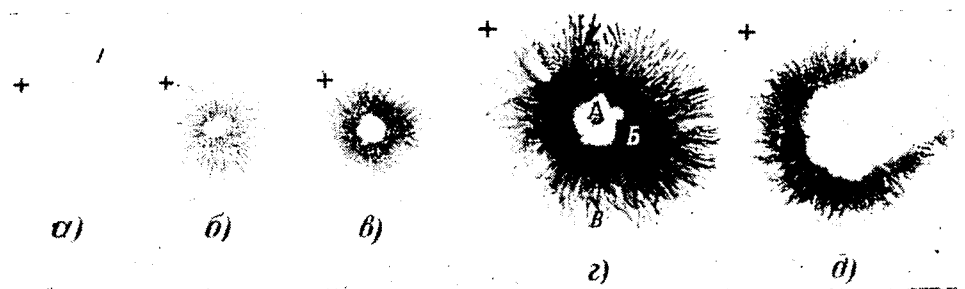


Рис. 3. Электрограммы положительного поверхностного разряда.  $\delta=2$  мм,  $\tau_{фр}=12$  мсек.

в центре образца может образоваться новая положительная фигура (рис. 5,г).

Электрограммы показывают, что величина поверхностного заряда возрастает плавно (а не скачком, как при положительном напряжении), и это может происходить даже после максимума волны напряжения.

При постоянном напряжении электрограммы имеют такой же вид, как и при импульсном напряжении, и их размеры близки к размерам электрограмм при пологих волнах.

**Волны напряжения переменной полярности.** Электрограммы при волнах напряжения с двух- и трехкратной переменой знака представлены на рис. 6.

При биполярной волне, начинающейся с положительной полуволны, развитие отрицательной фигуры происходит при наличии положительного заряда на поверхности. Диаметры отрицательных фигур поэтому при биполярной волне значительно больше, чем при униполярной.

Электрограмма показывает, что отрицательная фигура имеет такой же вид, как и в случае униполярной волны. Между зонами отрицательного и положительного (от первой полуволны) зарядов имеется нейтральная область. Очертания отрицательной фигуры имеют тенденцию повторять контур положительной зоны повышенной плотности заряда.

При биполярной волне, начинающейся с отрицательной полуволны, развивающаяся положи-

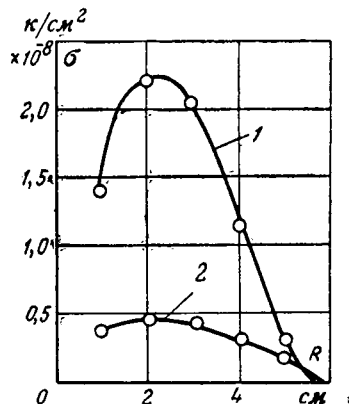


Рис. 4. Распределение заряда в зоне ионизации положительно-го разряда.

1 —  $\delta=2$  мм,  $\tau_{фр}=60$  мсек;  $U=-32$  кв; 2 —  $\delta=6$  мм,  $\tau_{фр}=1$  мсек,  $U=21$  кв.

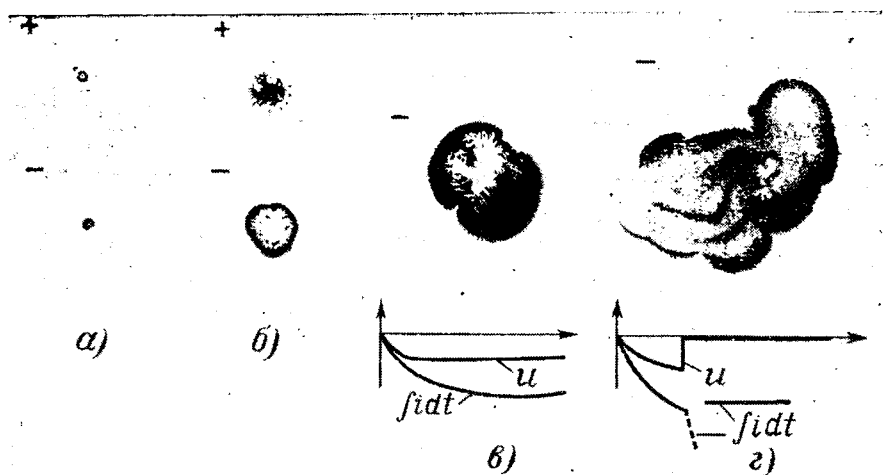


Рис. 5. Электрограммы отрицательного поверхностного разряда.  $\delta=2$  мм,  $\tau_{фр}=12$  мсек.

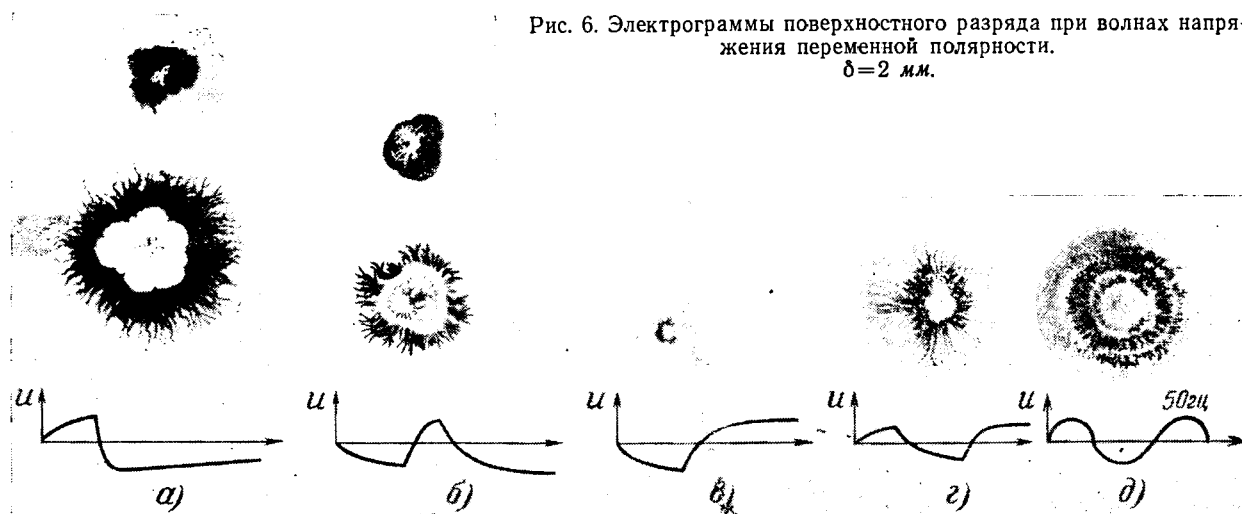


Рис. 6. Электрограммы поверхностного разряда при волнах напряжения переменной полярности.  
 $\delta = 2$  мм.

тельная фигура является продолжением положительной зоны отрицательного разряда (рис. 6,в). Структурное строение новой положительной фигуры аналогично случаю униполярного импульса. Зависимость диаметра электрограммы положительного знака сначала идет ниже аналогичной зависимости при униполярном импульсе, затем выше.

При волнах с трехкратной переменной знака развитие разряда при каждой перемене знака аналогично рассмотренным случаям биполярных волн.

После медленного подъема (со скоростью  $1-3$  кВ/сек) переменного напряжения частотой  $50$  Гц и последующего его снижения до нуля на диэлектрике остается заряд, распределение которого отражено на электрограмме (рис. 6,д). В зоне ионизации имеется только положительный заряд, который сосредоточен в каналах длиной  $0,6-1$  см, образующих кольцевые зоны. Число таких зон растет с увеличением напряжения на промежутке.

Кольцевые зоны скопления положительного заряда являются следствием развития разряда в положительные полупериоды напряжения. Внутренние зоны образуются при снижении переменного напряжения. Размеры зоны ионизации при положительном напряжении больше, чем при отрицательном. Поэтому отрицательный заряд, образующийся в отрицательные полупериоды, нейтрализуется положительным зарядом, внедряющимся в положительные полупериоды. Вследствие этого в зоне ионизации поверхностного разряда при переменном напряжении имеется только положительный заряд.

**Выводы.** 1. За время развития поверхностного разряда при положительном напряжении на ди-

электрике адсорбируется только положительный заряд, который сосредоточен в каналах ветвей и их боковых ответвлений. В центре зоны ионизации имеется нейтральная зона.

С уменьшением толщины диэлектрика и крутизны фронта импульса напряжения большая часть адсорбированного заряда располагается ближе к центру зоны ионизации. При развитии разряда за одну вспышку короны распределение заряда более равномерное, чем при большом количестве вспышек.

Линейная плотность заряда на концах ветвей равна  $0,4 \cdot 10^{-9}$  К/см<sup>2</sup>.

2. В зоне ионизации отрицательного разряда имеются две области с зарядами противоположного знака. Отрицательный заряд занимает кольцевую зону на границе зоны ионизации. Положительный заряд сосредоточен в каналах в центре зоны ионизации.

3. В различные полупериоды переменного напряжения зона ионизации поверхностного разряда имеет структурное строение, аналогичное случаям униполярных волн соответствующей полярности.

#### Литература

1. Жилевич И. И. и Немировский Е. Л., Электрофотография, изд-во «Искусство», 1961.
2. Вопросы электрографии, под общ. ред. А. Н. Чернышева, Изд-во иностр. лит., 1960.
3. Иванов А. В. и Ларионов В. П., Исследование объемного заряда положительной импульсной короны, «Электричество», 1969, № 4.

[24.2.1969]



# Электрическая прочность трансформаторного электрокартона

Инженеры А. П. СТРЕЛЬЦОВА, Г. П. СОЯ и Г. А. ТОЛЬСКИЙ

Известно, что по мере повышения степени помола массы увеличивается объемный вес картона и его электрическая прочность [Л. 1]. В процессе размола происходит развитие внешней поверхности волокон и увеличение их количества, что влияет на повышение числа связей между волокнами, объемный вес картона и показатели его прочности. При этом происходит увеличение числа пор в картоне с одновременным уменьшением их объема. Увеличение объемного веса картона может быть достигнуто без размола путем применения высокого давления при прессовании [Л. 2].

Принято считать, что электрическая прочность в известной мере зависит также от химического состава волокнистых материалов, применявшихся для получения картона. Однако картон, получаемый из хлопковой целлюлозы (табл. 1), содержащей 99—100%  $\alpha$ -целлюлозы, не показал особенных преимуществ по электрической прочности по сравнению с картоном, полученным из сульфатной целлюлозы (соответствующей ГОСТ 5186-59).

Опыты показали, что картон, полученный из целлюлозы, содержащей некоторое количество низкомолекулярных углеводных компонентов и лигнина, при нормальной зольности имеет электрическую прочность одного порядка с картоном, полученным из химически чистого волокна.

В ранних исследованиях влияние объемного веса на электрическую прочность рассматривалось на готовом картоне, т. е. изучались свойства картона, уже заложенные в процессе его получения, и трудно было выделить влияние отдельных факторов, принимающих участие в образовании картона. В настоящее время для выяснения влияния отдельных факторов на свойства картона исследование должно производиться в связи с процессом образования картона [Л. 3 и 4]. Основными факторами, влияющими на структуру картона и его свойства, является степень помола массы и его объемный вес.

Для исследования влияния этих факторов на электрическую прочность картона из сульфатной

целлюлозы марки «ЭИ-1» (ГОСТ 5186-59) были приготовлены образцы картона со степенью помола массы 17, 26, 32 и 41° ШР. Объемный вес картона изменялся в пределах от 0,65 до 0,95 г/см<sup>3</sup> с интервалом около 0,1 г/см<sup>3</sup>, что достигалось применением различного давления прессования. Электрическая прочность картона определялась в воздушно-сухом состоянии, в воздушной среде электродами «игла — диск». Полученные результаты приведены на рис. 1

По полученным данным эмпирически устанавливается следующая зависимость между пробивной напряженностью  $E_{пр}$  в нормальном направлении, перпендикулярном плоскости листа, его объемным весом и степенью помола массы:

$$E_{пр} = 5 + 10(\gamma - 0,65) + 0,13(x^0 - 10), \text{ кВ/мм},$$

где  $E_{пр}$  — пробивная напряженность, кВ/мм;  $\gamma$  — объемный вес, г/см<sup>3</sup>;  $x^0$  — степень помола массы, °ШР.

Сравнение результатов опытов с результатами вычислений по приведенному уравнению показало хорошее совпадение. Отклонение экспериментальных значений от вычисленных было в пределах до 3% и только 9% данных опытов имело отклонение до 4%. Полученные результаты подтвердили, что пробивное напряжение зависит от объемного веса картона и степени помола массы.

Объемный вес и степень помола массы недостаточно полно характеризуют изменение электрической прочности, причем нельзя отдать предпочтение одному фактору перед другими вследствие их взаимной связи. Степень помола массы влияет на структуру картона, т. е. повышает равномерность распределения в нем волокон.

Объемный вес картона одного и того же порядка может быть получен как из массы высокой степени помола, так и из массы низкой степени помола в результате изменения режима прессования. Таким образом, возникает необходимость характеризовать картон его структурой, т. е. распределением в нем волокна.

Известно [Л. 5], что мелкое волокно, добавленное к массе, улучшает распределение волокон в объеме

Таблица 1

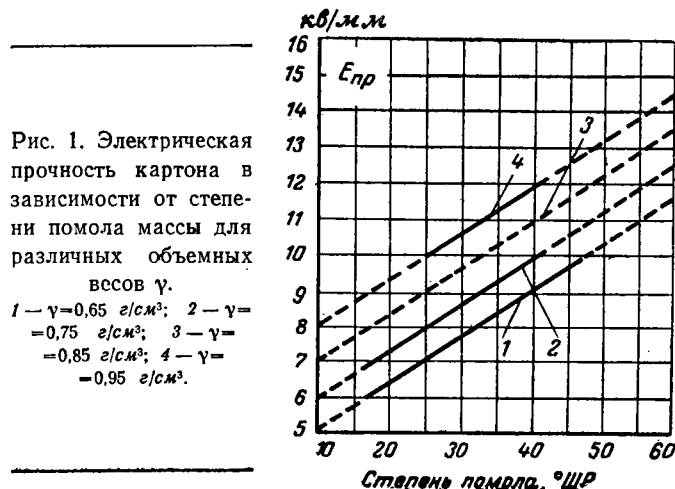
Состав по волокну	Характеристика		
	Толщина, мм	Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Электрическая прочность $E_{пр}$ , кВ/мм
Сульфатная целлюлоза 100%*	0,49	0,90	11,0
Сульфатная целлюлоза 75%			
Хлопковое волокно 25%**	0,56	0,86	9,5
Сульфатная целлюлоза 50%			
Хлопковое волокно 50%	0,50	0,86	9,8
Сульфатная целлюлоза 25%			
Хлопковое волокно 75%	0,54	0,86	9,4
Хлопковое волокно 100%	0,52	0,90	10,0

\* Сульфатная целлюлоза (ГОСТ 5186-59) марки «ЭИ-1», степень помола 40° ШР.

Химический состав, %:  $\alpha$  — целлюлоза 89,7, лигнин по Кёнигу 5,33, пентозаны 9,12.

\*\* Хлопковое волокно, степень помола 70° ШР.

Химический состав, %:  $\alpha$  — целлюлоза 100, лигнин по Кёнигу 0, пентозаны 0,63.



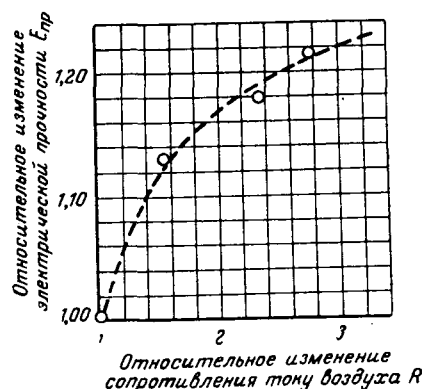


Рис. 2. Зависимость относительного изменения электрической прочности картона от относительного изменения сопротивления тока воздуха.

слоя. С этой целью нами были поставлены опыты по изучению влияния содержания в массе мелкого волокна на электрическую прочность картона. К хорошо диспергированной в воде сульфатной целлюлозе, имеющей степень помола массы 12° ШР и среднюю длину волокна 2,7—3,0 мм, добавляли различное количество сульфатной целлюлозы той же марки, размолотой до 85° ШР, имеющей среднюю длину волокна около 1,0 мм. Полученный картон имел толщину 0,77—0,85 мм и объемный вес 0,56—0,59 г/см<sup>3</sup>.

У полученных образцов была определена пористость  $R$  методом измерения сопротивления току воздуха. Электрическая прочность картона была определена на образцах, пропитанных трансформаторным маслом (ГОСТ 12268-66). Результаты испытаний приведены в табл. 2 и на рис. 2.

Как показывают данные, представленные в табл. 2, электрическая прочность зависит от пористости картона, характеризуемой сопротивлением току воздуха. Наиболее высокие значения электрической прочности имели образцы при сопротивлении току воздуха 232 мм вод. ст., что соответствовало содержанию в массе 20% мелочи.

График относительного изменения электрической прочности в зависимости от сопротивления току воздуха (рис. 2) показывает, что рост электрической прочности при достижении определенной пористости замедляется. Следовательно, можно считать, что электрическая прочность картона имеет определенный предел, выше которого рост ее прекращается.

Изменение сопротивления току воздуха при незначительном изменении степени помола массы (при добавке к ней мелочи) объясняется увеличением количества пор и одновременным уменьшением среднего диаметра пор при сохранении их объема.

Зависимость электрической прочности от пористости картона подтверждается также при сравнительном испытании картона из мерсеризованной и немерсеризованной целлюлозы (испытанных на дисковых электродах по ГОСТ 12268-66) — табл. 3.

Таким образом, как показали опыты, электрическая прочность картона зависит от его структуры, т. е. от равномерности распределения волокна и фракционного состава.

Таблица 2

Волокнистый состав	Характеристика					
	Степень помола массы, °ШР	Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Толщина, мм	Электрическая прочность		Сопротивление тока воздуха
				кВ/мм	отн. ед.	
100% исходного волокна	12,0	0,59	0,77	20,4	1	85
95% исходного волокна						
5% мелочи	14,5	0,56	0,71	20,4	1	87
90% исходного волокна						
10% мелочи	15,0	0,59	0,70	23,0	1,13	132
85% исходного волокна						
15% мелочи	15,0	0,59	0,73	24,1	1,18	197
80% исходного волокна						
20% мелочи	18,0	0,59	0,69	24,8	1,22	232

Технологически предопределить только с помощью степени помола массы или объемного веса картона его электрическую прочность невозможно. Электрическая прочность картона зависит главным образом от размера пор между волокнами. При

Таблица 3

Состав по волокну	Характеристика			
	Объемный вес, г/см <sup>3</sup>	Толщина, мм	Электрическая прочность, кВ/мм	Сопротивление воздуха току, мм вод. ст.
100% мерсеризованная сульфатная целлюлоза (ГОСТ 5186-59)	0,44	0,76	10,7	4,8
100% немерсеризованная сульфатная целлюлоза (ГОСТ 5186-59)	0,43	0,76	15,5	18,8

одинаковом объемном весе картона увеличение числа пор и уменьшение их площади поперечного сечения влечет за собой повышение электрической прочности картона.

#### Литература

1. Брейтвейт К. В. и др., Производство, свойства и применение электроизоляционных целлюлозных бумаг и картонов, Госэнергоиздат.
2. Ивайов С. Н., «Бумажная промышленность», 1967, № 11.
3. Рейзинь Р. З., Проблемы физико-химической механики волокнистых и пористых дисперсных структур и материалов, изд-во «Зинатне», Рига, 1967.
4. Wrist P., New Concepts Concerning Paper Structure and Paper Physics.
5. Перекальский Н. П., Труды Ленинградского технологического института целлюлозно-бумажной промышленности, вып. 3, 1955, Гослесбумиздат.

[13.11.1969]



## Об ущербе при понижении качества напряжения

Доктор техн. наук Б. А. КОНСТАНТИНОВ и инж. Г. Л. БАГИЕВ

Ленинград

Влияние отклонений напряжения от номинальных значений на работу основных промышленных электроустановок и методы определения ущерба от этого в общем виде изложены в [Л. 1—5]. С целью получения статистического материала для определения обобщенных показателей ущерба отдельных отраслей промышленности Ленинградским инженерно-экономическим институтом были проведены исследования работы энергетического и технологического оборудования на ленинградских и ташкентских предприятиях текстильной промышленности. В течение года фиксировалось качество напряжения, а затем методами математической статистики и теории вероятностей были определены среднее отклонение напряжения  $\bar{U}$ , неодинаковость напряжения  $N$ , дисперсия кривой распределения отклонений напряжений  $\sigma^2$  и стандартное отклонение  $\sigma$ . Далее были определены значения вероятностей, при которых отклонения напряжения находятся в пределах  $\pm 5\%$  от номинального значения или же выходят за эти пределы (табл. 1).

Из табл. 1 видно, что при существовавших на ленинградских предприятиях условиях вероятность отклонений напряжения более  $\pm 5\%$  от номинального значения довольно высока (70,54 и 91,47%), тогда как на ташкентских фабриках эта вероятность была значительно ниже (15,4 и 44,04%).

При исследованиях учитывались следующие составляющие ущерба:

брак продукции и ухудшение ее качества, сокращение срока службы электродвигателей и осветительных приемников, применение сверхурочных работ, увеличение расхода сырья, материалов и электроэнергии, необходимых для выполнения недовыпуска продукции.

Ущерб от отклонения напряжения определялся по выражению:

$$Y = \int_0^{+U'_{\max}} f(U) \varphi(U) dU + \int_0^{-U''_{\max}} f(U) \varphi(U) dU,$$

где  $U'_{\max}$  и  $U''_{\max}$  — максимальные значения отклонения от номинального напряжения сети;  $U$  — текущее значение отклонения напряжения;  $f(U)$  — экономическая характеристика потребителя;  $\varphi(U)$  — плотность вероятности появления отклонений напряжения.

Следует отметить, что при определении ущерба использовались экономические характеристики, приведенные в [Л. 1—7]; зависимости изменения таких показателей как брак продукции, срок службы электротехнического оборудования от качества напряжения учтены лишь приближенно [Л. 5].

Таблица 1

Наименование предприятия	$\bar{U}$ , %	$\sigma^2$ , %	$\sigma$ , %	$N^2$ , %	Вероятность того, что отклонения напряжения	
					в пределах $\pm 5\%$	за пределами $\pm 5\%$
Ленинградская фабрика «Рабочий»	6,35	6,1	2,47	46,6	0,2946	0,7054
Ленинградская фабрика «Канат»	7,08	2,3	1,52	52,5	0,0853	0,9147
Ташкентская прядильная фабрика	3,3	2,79	1,67	13,68	0,846	0,154
Ташкентская ткацкая фабрика	4,83	1,28	1,13	24,68	0,5596	0,4404

Анализ качества напряжения показал, что отклонения напряжения в рассматриваемых случаях подчиняются нормальному закону распределения, хотя и не всегда. Поэтому принималось, что

$$\varphi(U) = \frac{1}{\sigma \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(U-\bar{U})^2}{2\sigma^2}},$$

а при вычислении вероятностей нахождения отклонений напряжения использовался интеграл вероятности:

$$\Phi(x) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^x e^{-\frac{t^2}{2}} dt,$$

где  $t = \frac{U - \bar{U}}{\sigma}$ ;  $x$  имеет различные значения в таблице интеграла вероятности.

Полученные данные по определению ущерба от отклонений напряжения приведены в табл. 2.

Был выявлен ущерб отдельно при понижении и при повышении напряжения, отнесенный к одному проценту этих отклонений и одному квт·ч согласно выражению

$$y' = \frac{Y}{\bar{U} w}, \quad \frac{\text{руб}}{\% \text{ квт} \cdot \text{ч}},$$

где  $Y$  — годовой ущерб, руб;

$\bar{U}$  — среднее отклонение напряжения, %;

$w$  — расход электроэнергии за год в период отклонений напряжения, квт·ч.

Так же были определены удельные ущербы, отнесенные к одному проценту отклонения напряжения и одному часу работы предприятий при отклонениях напряжения отдельно в сторону повышения и в сторону понижения по выражению

$$y'' = \frac{Y}{\bar{U} T}, \quad \frac{\text{руб}}{\% \cdot \text{ч}},$$

где  $T$  — время работы предприятия в течение года в период отклонений напряжения, ч.

Таблица 2

Составляющие ущерба	Ущерб по предприятиям, руб за год			
	«Канат»	«Рабочий»	Прядильная	Ткацкая
Брак продукции			22678,8	
Ухудшение качества продукции			14 470	
Сокращение срока службы оборудования	1 500	12582,7	6 137	188
Применение сверхурочных работ для выполнения недовыпуска продукции				10 840
Суммарный ущерб по предприятиям	1 500	12582,7	43285,8	11 028
Удельный ущерб, $\frac{\text{коп}}{\% \cdot \text{квт} \cdot \text{ч}}$	0,1	0,11	0,44	0,14
Удельный ущерб, $\frac{\text{руб}}{\% \cdot \text{ч}}$	0,86	1,08	3,52	1,04

При этом приняты с некоторым допущением линейные зависимости между руб/квт·ч и % отклонения напряжения и между руб/ч и % отклонения<sup>1</sup>.

Надо иметь в виду, что в общем случае отклонения частоты и напряжения, несинусоидальность формы кривой напряжения, смещение нейтрали и несимметрия напряжений основной частоты в промышленных электроустановках можно рассматривать как явления одного порядка. Поэтому подход к технико-экономической оценке этих явлений должен быть одинаковым. Определение математического ожидания ущерба необходимо вести в четырех основных направлениях:

с помощью вероятностных методов выявления значения и длительности понижения качества электроэнергии (стохастические величины);

выявление технологических и технико-экономических последствий понижения качества электроэнергии;

выявление времени, необходимого для устранения последствий указанных явлений;

технико-экономическая оценка этих последствий.

<sup>1</sup> Для ряда энергетических и технологических процессов зависимость нелинейна.

## Литература

1. Константинов Б. А., Влияние качества напряжения на работу промышленных установок, «Промышленная энергетика», 1963, № 4.
2. Константинов Б. А., Повышение качества напряжения и улучшение коэффициента мощности на промышленных предприятиях, «Промышленная энергетика», 1966, № 2.
3. Шейдин С. А., Влияние величины напряжения на работу разных токоприемников, «Энергетик», 1959, № 1.
4. Константинов Б. А. и Зайцев Г. З., Определение народнохозяйственного ущерба в промышленности при отклонениях напряжения, «Электричество», 1966, № 5.
5. Электроснабжение промышленных предприятий, Доклады к научно-техническому совещанию, ЦЕНТОЭП, 1966.
6. Сборник докладов «Регулирование напряжения в электрических сетях», изд-во «Энергия», 1968.
7. Федин В. Т., Экономическая эффективность поддержания оптимального уровня напряжения на промышленных предприятиях, материалы республиканского совещания 20—21 марта 1968, Минск.



УДК 621.316.1

## Несимметрия в сетях низкого напряжения

Я. Д. БАРКАН

Рига

Несимметрия нагрузок фаз создает в распределительных сетях дополнительные потери мощности и напряжения, что сказывается на режиме работы электроприемников и качестве электроснабжения.

Несимметрия обычно характеризуется коэффициентом

$$k_{нс.л} = \frac{U_{\max} - U_{\min}}{\Sigma U},$$

где  $U_{\max}$  и  $U_{\min}$  — максимальное и минимальное отклонения напряжения в фазах сети;  $\Sigma U$  — сумма линейных или фазных напряжений.

Характер и значение несимметрии зависит от типа низковольтной сети и параметров ее элементов.

В трехпроводных низковольтных сетях со схемами соединений трансформаторов  $\Delta/\Delta$  или  $\Delta/\Delta$  напряжения и токи нулевой последовательности отсутствуют и несимметрия в них обусловлена лишь обратной последовательностью и характеризуется коэффициентом

$$k_{нс} = \frac{U_2}{U_1}.$$

В четырехпроводной сети с трансформаторами, схемы соединений которых представлены на рис. 1, а, б, в, несимметрия нагрузок вызывает токи и напряжения обратной и нулевой последовательности. Несимметрия в этих случаях характеризуется коэффициентами  $k_{нс}$  и  $k_{ну} = \frac{U_0}{U_1}$ .

Напряжение обратной последовательности мало влияет на режим низковольтной сети, но при прочих равных условиях это влияние несколько больше в трехпроводной сети. Так как нулевая последовательность не отражается на линейном напряжении, то несимметрия нагрузок низковольтной сети практически мало влияет на линейные напряжения и их можно считать симметричными.

В четырехпроводной сети однофазные приемники включаются на фазные напряжения. Коэффициент несимметрии фазных напряжений обычно близок к коэффициенту неуравновешенности  $k_{ну}$ , т. е. несимметрия фазных напряжений обусловлена в основном напряжением нулевой последовательности [Л. 1]. В этом случае

$$k_{нс.л} \approx k_{ну} = \frac{U_0}{U_1}.$$

Уменьшая несимметрию фазных напряжений, стремятся к тому, чтобы при сниженной несимметрии нагрузок фаз сопротивление нулевой последовательности во всех точках сети не превышало допустимого значения. Оно может быть снижено уменьшением сопротивления нулевой последовательности распределительных трансформаторов, увеличением сечения нулевого провода, уменьшением его протяженности, а также включением в линию специальных устройств с малым сопротивлением нулевой последовательности.

Наряду со снижением несимметрии фазных напряжений в основном выравниванием нагрузки при эксплуатации необходимо уже при проектировании более эффективно нормировать значение  $x_0$ .

Сопротивление нулевой последовательности трансформатора зависит от группы соединения. Наиболее распространенным в настоящее время является распределительный трансформатор с группой соединения  $\Delta/\Delta_0$ , что объясняется простотой технологии. Меньшее количество витков провода большего сечения обмотки высшего напряжения позволяет сократить габариты. При этом переключатель ответвлений ПБВ встраивается в нейтраль и его изоляция не рассчитывается на линейное напряжение. Однако этот трансформатор имеет ряд недостатков. Поле, создаваемое токами нулевой последовательности во всех трех фазах, не может замкнуться в пределах трехстержневого сердечника и замыкается через бак трансформатора. Магнитное сопротивление этого контура очень велико. Электрическая цепь нулевой последовательности трансформатора замыкается через сопротивление вторичной обмотки и ветвь намагничивания холостого хода. Обычно это сопротивление, отнесенное к номинальной мощности трансформатора, на порядок выше сопротивления короткого замыкания трансформатора. В результате этого небольшие несимметрии нагрузок создают значительные несимметрии фазных напряжений уже на шинах низковольтной сети.

Так, например, при токе в нейтрали трансформатора мощностью 100 кВА, равном 30 А,  $\Delta U_\phi = U_{\phi \max} - U_{\phi \min} = 18$  В; при токе 10 А  $\Delta U_\phi = 5$  В, а для трансформатора 180 кВА при токе в нейтрали 40 А  $\Delta U_\phi = 11$  В; при токе 10 А  $\Delta U_\phi = 5$  В.

Фаза напряжения нулевой последовательности может быть различна и при одном и том же значении  $U_0$  отклонения фазных напряжений могут колебаться в широких пределах.

Исследования показали, что каждому проценту несимметрии напряжения соответствует 1,73% дополнительного отклонения напряжения, а вследствие несимметрии нагрузок в на-



чале и конце магистралей городской низковольтной сети необходимо учитывать отклонения напряжения [Л. 1].

В сельских сетях эти отклонения могут быть значительно выше. Из приведенных в [Л. 1] данных следует, что уже на шинах низковольтной сети при трансформаторах  $\lambda/\lambda_0$  несимметрия существенна и составляет до 50% от несимметрии в конце магистралей.

Следует отметить также, что трансформатор с обмоткой  $\lambda/\lambda_0$  существенно осложняет защиту низковольтной сети. Если в сети есть двигатели, то их плавкие вставки должны выбираться исходя из пусковых токов. Уставка каждой следующей защиты должна на ступень превышать предыдущую. Известно также, что отношение токов короткого замыкания к номинальным токам вставок не должно быть менее трех. В результате при трех-четыре ступенях защиты необходимые для надежной работы предохранителей токи короткого замыкания должны быть значительными [Л. 2]. Определяющими при расчете защиты являются однофазные токи короткого замыкания, на величину которых значительно влияет сопротивление нулевой последовательности трансформатора ( $I_K = (3,6 \div 5,3) I_N$ ). Таким образом, часто мощность трансформатора определяется не значением питаемой нагрузки, а минимально необходимым током короткого замыкания и трансформаторы выбираются с повышением мощности на две-три ступени (рис. 2).

Минимально допустимая мощность распределительных трансформаторов может быть уменьшена учетом фактического сопротивления сети при определении пусковых токов двигателей и уменьшением числа ступеней защиты. Это сопровождается снижением селективности защиты. Актуален вопрос о создании простого аппарата защиты, не требующего столь большой кратности тока короткого замыкания. Однако при развитии сетей наиболее радикально увеличение значений однофазных токов коротких замыканий.

Трансформатор с соединением обмоток  $\Delta/\lambda_0$  выполнен с большим количеством витков меньшего сечения, что несколько увеличивает его габариты. Провода малых сечений более дефицитны. Кроме того, изоляция переключателя рассчитывается на линейное напряжение, что увеличивает габариты. Сопротивление нулевой последовательности этого трансформатора равно сопротивлению прямой и обратной последовательности. Падение напряжения нулевой последовательности в нем по сравнению с трансформатором  $\lambda/\lambda_0$  в 5—10 раз меньше. Максимальный ток однофазного короткого замыкания  $I_K \leq 17 I_N$ . В связи с этим минимальная мощность трансформаторов по условию надежной работы предохранителей снижается на две ступени.

Трансформатор с соединением  $Z_0$  требует несколько большего расхода меди на обмотку низшего напряжения и его намотка более трудоемка. Сопротивление токам нулевой последовательности вторичной обмотки пропорционально потокам рассеяния, создаваемым полуобмотками, расположенными на общем сердечнике. При правильном конструктивном выполнении обмотки этот поток рассеяния может быть уменьшен до пренебрежимо малого значения и индуктивность нулевой последовательности может быть близка к нулю. Таким образом, сопротивление нулевой последовательности вторичной обмотки определяется лишь ее активным сопротивлением. При этом падение напряжения от токов нулевой последовательности практически равно нулю на выводах трансформатора нет несимметрии фазных напряжений.

Максимальный однофазный ток короткого замыкания  $I_K \leq 27 I_N$ . В связи с этим минимально допустимая мощность распределительного трансформатора снижается еще на одну ступень по сравнению с трансформатором  $\Delta/\lambda_0$ .

Отметим, что на промышленных предприятиях для повышения селективности защиты сетей плавкие вставки в ряде случаев приходится выбирать не через одну, а через две ступени. Трансформаторы с обмотками  $\Delta/\lambda_0$  и  $\lambda/Z_0$  предпочтительны и в этом случае как обеспечивающие большие значения однофазных токов короткого замыкания. При этом, как правило, нет ограничений при выборе мощности трансформаторов.

Из рассмотренного выше следует, что распределительные трансформаторы с соединением обмотки  $\lambda/\lambda_0$  пригодны лишь для сетей с симметричными нагрузками и, следовательно, необходимо прекратить поставку этих трансформаторов, по крайней мере меньших типоразмеров (до 320 кВА) для городских и сельских распределительных сетей.

Несимметрию фазных напряжений электроприемников можно уменьшить также, снижая сопротивления нулевого провода (увеличивая его сечение до сечения фазных проводов или

уменьшая его длину). Длину нулевого провода можно уменьшить перемещая нейтраль непосредственно к однофазным электроприемникам. Сеть при этом выполняется трехпроводной с линейным напряжением, равным номинальному напряжению трехфазных электроприемников. На вводах к однофазным электроприемникам устанавливаются так называемые нейтралеры [Л. 3]. Нейтралеры представляют собой трехфазные электромагнитные аппараты, обмотка которых соединена по схеме встречного зигзага (рис. 1, 2). При подобном соединении он имеет большое сопротивление для токов прямой и обратной последовательности и очень малое для нулевой последовательности. От нейтраля к однофазным электроприемникам сеть выполняется уже четырехпроводной. При подобном выполнении смещение нейтрали на выводах нейтраля практически отсутствует, а протяженность нулевого провода невелика.

В сельских электрических сетях возможны большие несимметрии фазных напряжений из-за падения напряжения в нулевом проводе даже при использовании трансформаторов с малым сопротивлением нулевой последовательности и сравнительно большим сечением нулевого провода. Снизить сопротивление нулевой последовательности сети можно вклю-

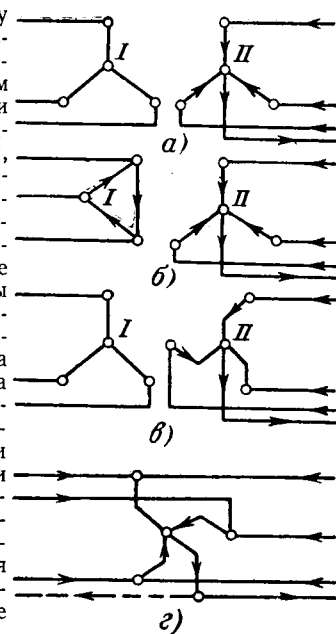


Рис. 1. Схемы соединений трансформаторов для четырехпроводной сети.

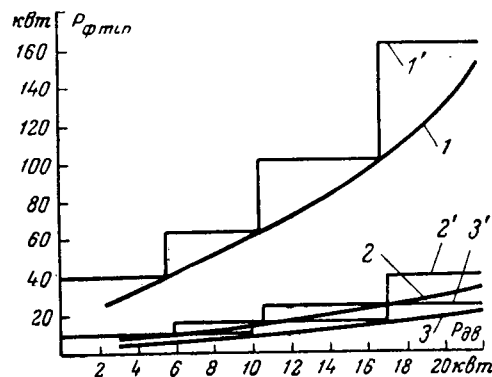


Рис. 2. Зависимость минимальной мощности трансформатора от мощности асинхронного двигателя по условию обеспечения необходимых значений токов однофазного замыкания.

1 — мощность трансформаторов с обмоткой  $\Delta/\lambda_0$ ; 1' — то же с учетом ступеней номинальных значений по ГОСТ 9680-61; 2, 2' — минимальные значения для трансформаторов  $\Delta/\lambda_0$ ; 3, 3' — то же для  $\lambda/Z_0$ .

чением нейтраля в четырехпроводную линию. Нейтралер необходимо включать в таком месте сети, чтобы сопротивление нулевой последовательности в любой точке линии не превосходило заранее заданного значения. Следует также отметить, что нейтралер увеличивает однофазные токи короткого замыкания, что повышает надежность защиты низковольтной сети.

Снижая несимметрию фазных напряжений выравниванием нагрузки фаз, следует учитывать, что для эффективности выравнивания нужно производить не только на головных участках магистралей, но и на вводах к потребителям [Л. 4].

Дополнительный эффект выравнивания нагрузок фаз может быть получен при переводе сети в режим полумазмкнутой

или замкнутой схемы. В первом случае замыкается сеть, питающаяся от одного трансформаторного пункта ТП, во втором — сеть нескольких ТП. При замыкании низковольтной сети наблюдаются два противоположных явления. В предположении равенства абсолютных значений и углов векторов напряжения на шинах ТП границы токораздела устанавливаются между точками питания для каждой из фаз. При этом нагрузки замыкаемых фаз магистралей взаимно выравниваются. Однако эффект выравнивания уменьшается с увеличением числа замыкания магистралей.

Таким образом, при замыкании сети повышается качество напряжения, уменьшаются потери в нулевом проводе за счет его разгрузки и в фазных проводах за счет выравнивания их нагрузок. Следует, однако, учесть, что в замкнутой сети, соединяющей несколько ТП, протекают уравнивающие токи, создающие дополнительные потери мощности, что необходимо учитывать.



## Литература

1. Тушина А. А., Несимметрия напряжений в городских распределительных сетях низкого напряжения, Доклады на всесоюзной конференции по качеству напряжения, Связьиздат, 1961.
2. Дремяцкий Н. С. и Карпов В. В., Справочник проектировщика электрика жилых домов и гражданских зданий, Изд-во литературы по строительству, 1965.
3. Куликовский А. А., Система городских распределительных сетей низкого напряжения с искусственными нейтральными точками, «Электричество», 1947, № 9.
4. Айзенберг Б. П., Влияние неравномерности нагрузки фаз городской сети 0,4 кВ на напряжение в установках потребителей и его экономическая оценка, сб. «Регулирование напряжения в электрических сетях», изд-во «Энергия», 1968.

УДК 621.317.373:621.3.082.73

## Фазочувствительный орган на магниторезисторах

Канд. техн. наук В. Е. ПОЛЯКОВ и инж. В. И. СКУТЕЛЬНИКОВ

Свердловск

Предлагается схема сравнения фаз на магниторезисторах для измерительных органов релейной защиты, обладающая преимуществами по сравнению с ранее известными [Л. 1—3]. Схема выполняется на разработанных авторами магниторезисторах, изготовленных из электронного ( $n=1,8 \times 10^{16} \text{ см}^{-3}$ ) монокристалла антимонида индия с подвижностью электронов при комнатной температуре  $\mu_n=7,0 \text{ м}^2/\text{сек}$ .

Помимо высокой подвижности в достаточно сильных магнитных полях решающим фактором, определяющим магниторезистивный эффект, становится геометрическая форма образца (рис. 1).

Наибольшее изменение сопротивления происходит в так называемом диске Корбино.

Однако в дисковом образце плотность тока по пластине неравномерна. Это приводит к возникновению температурного градиента, направленного к центру, большой зависимости характеристик от плотности тока и плохой воспроизводимости параметров для отдельных образцов. Кроме того, сопротивление дискового образца сравнительно мало. Для получения большего значения модулируемого сопротивления диски включаются последовательно. Но дисковые образцы при этом плохо используют сечение управляющего дросселя, что увеличивает его габариты и вес, а на частотах, отличных от нулевой, — потери мощности управляющего сигнала.

Но аналогичная цель достигается нанесением на поверхность длинного образца поперечных перемычек из чистого металлического индия, замыкающих поле Холла. Эта конструкция обладает большим сопротивлением и резким изменением его в магнитном поле, результаты расчета электрических параметров и опытные данные для подобных конструкций хорошо совпадают.

Чувствительность к магнитному полю прямоугольных образцов снижается компенсирующим воздействием поля Холла. При этом в коротких образцах магниторезистивный эффект выражен сильнее, что объясняется ослаблением поля Холла с уменьшением длины образца.

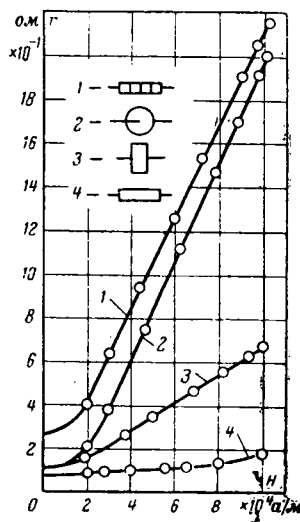


Рис. 1.

Схема разработанного на основе описанных магниторезисторов, фазочувствительного органа представлена на рис. 2.

Два идентичных магниторезистора  $r$  включены последовательно, и каждый модулируется полем своего дросселя управления (ДУ). Управляющие обмотки ДУ соединены последовательно и подключены к поляризирующему напряжению  $u$ . Обмотки подмагничивания дросселя управления создают постоянный магнитный поток, смещающий рабочую точку на середину линейного участка характеристики магниторезистора. Подмагничивающие обмотки дросселей включены встречно, а обмотки управления — согласно. Такое включение исключает наведение токов в обмотке подмагничивания и обеспечивает изменение модулирующих полей ДУ в противофазе. Таким образом, сопротивление всей цепи постоянно и равно сумме постоянных составляющих сопротивлений магниторезисторов при постоянном поле смещения и отсутствии поляризирующего поля:

$$r_{п.с} = r_{п1} + r_{п2} = 2r_{п}. \quad (1)$$

При названных условиях форма кривой тока в цепи синусоидальная и балластное сопротивление для сглаживания нелинейности цепи не требуется. Изменение сопротивления каждого из магниторезисторов описывается выражением:

$$r = r_{п} + k_1 i_{д}, \quad (2)$$

где  $i_{д}$  — ток в обмотке управления дросселя;

$k_1$  — коэффициент пропорциональности между током дросселя и магнитосопротивлением.

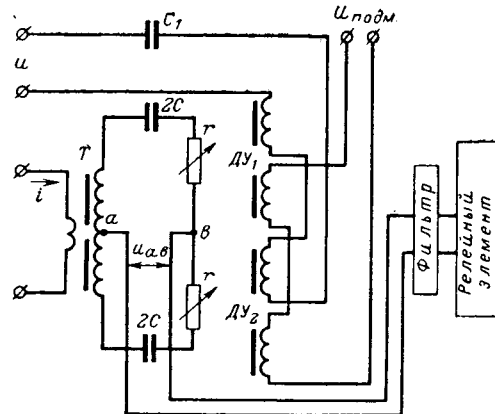


Рис. 2.

Положим, что на вход схемы подаются сигналы

$$u = U_m \sin(\omega t + \Psi_1) \quad (3)$$

и

$$i = I_m \sin(\omega t + \Psi_2). \quad (4)$$

Вторичная э. д. с. трансреактора  $T$

$$e_T = k_2 I_m \sin\left(\omega t + \Psi_2 - \frac{\pi}{2}\right). \quad (5)$$

Если выбрать такое значение емкости  $C$ , чтобы индуктивное сопротивление контура было скомпенсировано, т. е.

$$x_C = x_L, \quad (6)$$

то ток в контуре определяется только суммой активных сопротивлений вторичной обмотки трансреактора  $r_T$  и постоянных составляющих сопротивления магниторезисторов  $r_{п.с.}$ :

$$i_2 = \frac{k_2}{r_T + r_{п.с.}} I_m \sin\left(\omega t + \Psi_2 - \frac{\pi}{2}\right). \quad (7)$$

Ток в  $ДУ$

$$i_n = \frac{U_m}{Z} \sin(\omega t + \Psi_1 + \Psi_0), \quad (8)$$

где

$$Z = \sqrt{r^2 + \left(\omega L - \frac{1}{\omega C_1}\right)^2}, \quad (9)$$

$$\Psi_0 = \arctg \frac{\omega^2 L C_1 - 1}{\omega r C_1}. \quad (10)$$

На основании соотношений (2) и (8) выражение для сопротивления магниторезистора имеет вид:

$$r = r_n + k_1 \frac{U_m}{Z} \sin(\omega t + \Psi_1 + \Psi_0). \quad (11)$$

Напряжение на выходе схемы  $u_{ab}$  определяется разностью между частью вторичной э. д. с. трансреактора  $k_3 e_T$  и суммой падения напряжений на активном сопротивлении вторичной обмотки трансреактора и магниторезистора:

$$u_{ab} = k_3 e_T - i_2 (k_3 r_T + r) \quad (12)$$

Подставив в выражение (12) значение из (5), (7) и (11) и после преобразований, имеем:

◇ ◇ ◇

$$u_{ab} = \frac{k_1 k_2}{(r_T + r_{п.с.}) Z} U I \sin(\Psi_1 - \Psi_2 + \Psi_0) - \frac{K_1 K_2}{(r_T + r_{п.с.}) Z} U I \sin(2\omega t + \Psi_1 + \Psi_2 + \Psi_0) - k_2 k_3 I_m \cos(\omega t + \Psi_2) + \frac{k_2 k_3 r_T}{r_T + r_{п.с.}} I_m \cos(\omega t + \Psi_2). \quad (13)$$

При

$$k_3 = \frac{r_n}{r_{п.с.}} = 0,5, \quad \frac{k_2 k_3 r_T}{r_T + r_{п.с.}} = k_2 k_3 \quad (14)$$

в напряжении  $u_{ab}$  отсутствует составляющая основной частоты

$$u_{ab} = \frac{k_1 k_2}{(r_T + r_{п.с.}) Z} U I \sin(\Psi_1 - \Psi_2 + \Psi_0) - \frac{k_1 k_2}{(r_T + r_{п.с.}) Z} U I \sin(2\omega t + \Psi_1 + \Psi_2 + \Psi_0). \quad (15)$$

Постоянная составляющая в выражении (13) пропорциональна синусу угла  $\varphi$  сдвига фаз между  $\dot{U}$  и  $\dot{I}$ :

$$u_{ab(n)} = \frac{k_1 k_2}{(r_T + r_{п.с.}) Z} U I \sin(\varphi + \Psi_0), \quad (16)$$

где

$$\varphi = \Psi_1 - \Psi_2.$$

Эта формула аналогична выражению для вращающего момента симметричной четырехполюсной индукционной системы.

По схеме рис. 2 был собран и испытан макет. Результаты экспериментальных данных и расчетов по приведенным выражениям хорошо совпали.

#### Литература

1. Овчаренко Н. И. и др., Применение гальвапомагнитных элементов в релейной защите и автоматике, изд-во «Энергия», 1966.
2. Сирота И. М., Гальваномагнитные реле направленного действия, «Электричество», 1959, № 4.
3. Салех М. Х., О принципиальных возможностях и целесообразности применения эффекта магнитосопротивления в релейной защите, Известия вузов СССР, «Энергетика», 1963, № 6.

УДК 538.26.001.24

## Графический способ расчета магнитной цепи с постоянным магнитом при последовательно-параллельном соединении ее участков

Инж. К. В. КОСТИЦЫНА

Московский энергетический институт

Магнитная цепь постоянного магнита в общем случае представляет собой сложную разветвленную магнитную систему, обладающую помимо рабочих воздушных зазоров потоками рассеяния и участками железа с нелинейным магнитным сопротивлением. Учет этих факторов при проектировании систем с постоянными магнитами представляет известную трудность и требует создания точных и достаточно простых инженерных методов расчета [Л. 1—4].

Рассмотрим некоторую разветвленную магнитную цепь с последовательно-параллельным соединением участков, электрическая схема замещения которой представлена на рис. 1. Пусть рассматриваемая система помимо магнитных сопротивлений  $R_1, R_2, R_3$  и  $R_4$  воздушных зазоров магнитопровода имеет участки стали  $R_{с1}, R_{с2}$  и  $R_{с3}$ , включенные в последовательные и в параллельные ветви цепи, причем одна из ветвей, а именно четвертая, не содержит ферромагнитного материала и представляет собой магнитное сопротивление рассеяния постоянного магнита, приведенное к некоторой сосредоточенной величине. Магнитные потоки в ветвях обозначим через

$\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3, \Phi_4$ , магнитный поток в нейтральном сечении постоянного магнита — через  $\Phi_n$ , а н. с. на участках цепи  $OB, AB$  и  $OA$  — соответственно через  $F_{OB}, F_{AB}$  и  $F_{OA}$ .

Кроме того, обозначим через  $S_n$  и  $l_n$  соответственно площадь сечения и длину постоянного магнита;

$$B'_1 = \frac{\Phi_1}{S_n}, \quad B'_2 = \frac{\Phi_2}{S_n}, \quad B'_3 = \frac{\Phi_3}{S_n} \quad \text{и} \quad B'_4 = \frac{\Phi_4}{S_n}$$

— магнитные индукции в соответствующих ветвях магнитопровода, приведенные к площади сечения  $S_n$  магнита;  $B_n$  — магнитную индукцию в нейтральном сечении постоянного магнита;

$$H'_{OB} = \frac{F_{OB}}{l_n}, \quad H'_{AB} = \frac{F_{AB}}{l_n} \quad \text{и} \quad H'_{OA} = \frac{F_{OA}}{l_n}$$

— н. с. на участках цепи  $OB, AB$  и  $OA$ , приведенные к единице длины  $l_n$  магнита.

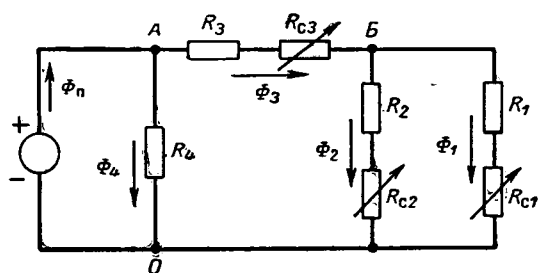


Рис. 1.

На основании законов магнитной цепи можно записать следующие уравнения:

$$B'_1 (R_1 + R_{c1}) \frac{S_n}{l_n} = B'_2 (R_2 + R_{c2}) \frac{S_n}{l_n} = H'_{OB}; \quad (1)$$

$$B'_1 + B'_2 = B'_3; \quad (2)$$

$$B'_3 (R_3 + R_{c3}) \frac{S_n}{l_n} = H'_{AB}; \quad (3)$$

$$H'_{OB} + H'_{AB} = B'_4 R_4 \frac{S_n}{l_n} = H'_{OA}; \quad (4)$$

$$B_n = B'_3 + B'_4. \quad (5)$$

Для удобства графического решения уравнений (1)–(5), пользуясь кривыми намагничивания материала магнитопровода  $B=f(H)$ , предварительно построим приведенные кривые намагничивания для каждого участка цепи со сталью (рис. 2):

$$B \frac{S_{c1}}{S_n} = f \left( H \frac{l_{c1}}{l_n} \right);$$

$$B \frac{S_{c2}}{S_n} = f \left( H \frac{l_{c2}}{l_n} \right);$$

$$B \frac{S_{c3}}{S_n} = f \left( H \frac{l_{c3}}{l_n} \right),$$

где  $S_{c1}$ ,  $S_{c2}$ ,  $S_{c3}$  и  $l_{c1}$ ,  $l_{c2}$  и  $l_{c3}$  — соответственно площади сечения и длины участков магнитопровода, выполненных из стали.

При определении рабочей точки постоянного магнита и его магнитного состояния, необходимого для создания требуемого магнитного потока в каком-либо участке цепи, сначала рассчитываем приведенное значение индукции на этом участке.

Построения проводим во втором квадранте в координатных осях  $B_n$ ,  $H_n$ , считая, однако, кривую размагничивания материала постоянного магнита  $B_n=f(H_n)$  пока неизвестной характеристикой. Графическое решение уравнений (1)–(5) показано на рис. 3 и производится следующим образом.

Откладываем значение индукции  $B'_1$  по оси ординат. Проводим из начала координат в соответствующем масштабе луч под углом

$$\alpha_1 = \arctg \frac{l_n}{R_1 S_n}$$

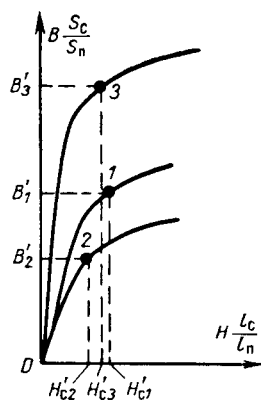


Рис. 2.

к оси абсцисс до пересечения с линией индукции  $B'_1$  в точке 1 и получаем приведенное значение напряженности магнитного поля  $H'_1$ .

Далее, пользуясь приведенной кривой намагничивания стали для первого участка (рис. 2), по значению индукции  $B'_1$  определяем точку 1 и напряженность поля  $H'_{c1}$  и откладываем соответствующий отрезок на рис. 3 из точки  $H'_1$  влево по оси абсцисс. Полученная точка будет определять приведенное значение н. с.  $H'_{OB}$ . Для большей наглядности можно также на рис. 3 построить весь отрезок 0–1 кривой намагничивания  $B \frac{S_{c1}}{S_n} = f \left( H \frac{l_{c1}}{l_n} \right)$  так, чтобы точки 1 на рис. 2 и 3 совпали. Так как это построение не являет-

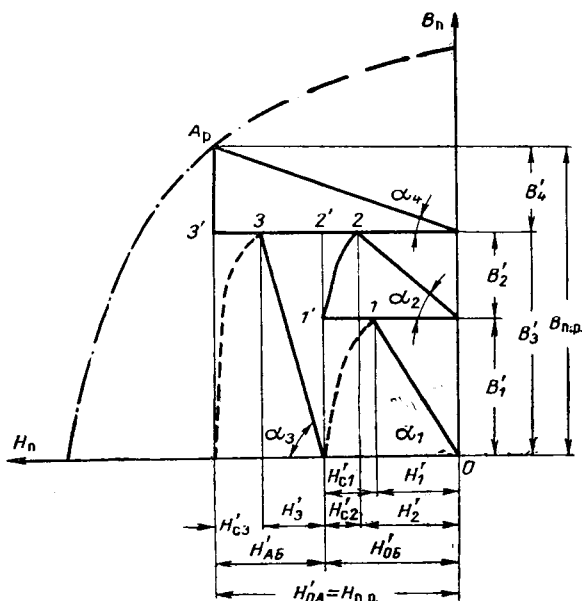


Рис. 3.

ся обязательным, то указанный отрезок нанесен на рис. 3 пунктирной линией.

Поскольку второй участок магнитной цепи включен параллельно по отношению к первому, то для него известным является значение н. с.  $H'_{OB}$ . Для определения приведенного значения индукции на этом участке цепи следует провести из точки  $B'_1$  луч под углом

$$\alpha_2 = \arctg \frac{l_n}{R_2 S_n},$$

а из точки 1' пересечения линий  $B'_1$  и  $H'_{OB}$  провести отрезок приведенной кривой намагничивания для второго участка стали, показанной на рис. 2; причем начало координат должно совпасть с точкой 1' на рис. 3. Точка 2 пересечения луча и указанной кривой намагничивания определит по оси абсцисс приведенные значения напряженности поля  $H'_2$  в воздушном зазоре  $R_2$  и  $H'_{c2}$  на участке стали  $R_{c2}$ , а по оси ординат — значения индукции  $B'_2$  на втором участке (проекция отрезка 1'–2 на ось ординат) и индукции  $B'_3$  (сумма индукции  $B'_1$  и  $B'_2$ ).

Таким образом, в данном случае для параллельной ветви цепи, когда значение индукции на нелинейном участке, а следовательно, и точка 2 на рис. 2 неизвестны, построение приведенной кривой намагничивания на рис. 3 обязательно, так как только в результате этого и определяется эта точка, характеризующая приведенные значения индукции и напряженности поля в рассматриваемом участке цепи. На рис. 2 точка 2 может быть нанесена лишь после проделанных построений.

Для третьего участка магнитной цепи, для которого значение индукции  $B'_3$  известно, построения проводим аналогично первому участку, начиная их из точки на оси абсцисс, соответствующей н. с.  $H'_{OB}$ .

В результате построений отыскиваются приведенные значения напряженности поля  $H'_3$ ,  $H'_{c3}$  и их сумма  $H'_{AB}$ . Намагничивающая сила  $H'_{QA}$  определяется путем сложения н. с.  $H'_{OB}$  и  $H'_{AB}$  на предыдущих последовательных участках. Величина  $H'_{OA}$  одновременно является абсциссой искомой рабочей точки постоянного магнита и представляет собой свободную напряженность поля постоянного магнита  $H_{np}$ .

Наконец, для четвертого участка, не содержащего ферромагнитного материала, проводя из точки  $B'_3$  луч под углом

$$\alpha_4 = \arctg \frac{l_n}{R_4 S_4}$$

до пересечения в точке  $A_p$  с вертикалью  $H'_{OA}$ , определяем индукцию  $B'_4$  (отрезок 3'– $A_p$ ) и фактическое значение индук-

ции в нейтральном сечении постоянного магнита  $B_{np}$  (ордината точки  $A_p$ ).

Итак, сделанное графическое построение позволило по заданному магнитному потоку в одном из участков цепи определить для постоянного магнита рабочую точку  $A_p$  ( $B_{np}$ ;  $H_{np}$ ).

Изложенный способ можно распространить на магнитные цепи, содержащие большее и, в общем случае, неограниченное число участков, при условии если эти участки соединены между собой аналогично рассмотренной цепи, т. е. последовательно и параллельно.

Для окончательного решения рассматриваемой задачи расчета остается подобрать для постоянного магнита из существующих материалов такой, чтобы его кривая размагничивания проходила через точку  $A_p$ , как это сделано на рис. 3. В случае, если не представляется возможным подобрать кривую размагничивания, проходящую точно через точку  $A_p$ , или если по условиям работы постоянный магнит необходимо стабилизировать, т. е. подвергнуть частичному размагничиванию, то необходимо подобрать такой материал, чтобы его кривая размагничивания проходила выше и левее точки  $A_p$ , как это показано на рис. 4, и затем провести через точку  $A_p$  прямую возврата под углом  $\beta = \arctg \rho$ , где  $\rho$  — коэффициент возврата выбранного материала.

Точка пересечения линии возврата с кривой размагничивания  $A_0$ , называемая точкой отхода линии возврата, позволяет определить:

при стабилизации путем введения стабилизирующего воздушного зазора — величину магнитного сопротивления  $R_0$  этого зазора;

при стабилизации магнита с помощью внешнего размагничивающего поля — напряженность  $H_0$  этого поля [Л. 5].

При другой постановке задачи расчета магнитной цепи, когда кривая размагничивания (или линия возврата) постоян-

ного магнита заранее известна и требуется определить магнитные потоки в системе, задаются некоторым значением индукции  $B'_1$  и прорисовывают указанные построения. Если в результате построения оказывается, что рабочая точка  $A_p$  не попадает на кривую размагничивания (или линию возврата), это означает, что индукция  $B'_1$  была выбрана неправильно. Повторив построения еще несколько раз при других значениях  $B'_1$  до тех пор, пока точка  $A_p$  не окажется на кривой размагничивания (или линии возврата), определяют значения магнитных потоков во всех частях магнитопровода как произведение приведенных значений индукции в каждом участке цепи, найденных в результате построения, на площадь сечения постоянного магнита.

Рис. 4.

#### Литература

1. Нейман Л. Р. и Демирчян К. С., Теоретические основы электротехники, ч. II, изд-во «Энергия», 1966.
2. Пик Р., Постоянные магниты, ГНТИ, 1931.
3. Кантер А. С., Постоянные магниты, ОНТИ, 1938.
4. Сенкевич А. М., Методика расчета магнитных систем с постоянными магнитами, Труды ВВИА им. Жуковского, вып. 209, 1947.
5. Сливинская А. Г. и Гордон А. В., Постоянные магниты, изд-во «Энергия», 1965.



УДК 621.314.572.001.24

## Выбор емкости фильтра тиристорного инвертора

Канд. техн. наук В. Д. КУЛИК

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

Характерной особенностью работы инверторов тока с обратными диодами в колебательном режиме является периодическое изменение направления тока в цепи источника питания, обусловленное наличием обратных диодов.

Следствием этого на зажимах емкости фильтра  $C_\Phi$  при конечной ее величине создается переменное напряжение, которое налагаясь на постоянную составляющую напряжения  $E$ , в отдельные моменты времени будет превышать ее некоторую величину  $\Delta U_{C_\Phi}$ .

Это превышение зависит от отношения коммутирующей емкости инвертора  $C$  к емкости фильтра  $C_\Phi$ , добротности колебательного контура преобразователя и от отношения резонансной частоты колебательного контура к частоте управления  $\omega_y$  силовыми тиристорами инвертора  $\eta_0 = \frac{\omega_0}{\omega_y}$ .

Проведем анализ влияния параметров нагрузки инвертора и частоты его управления при заданном уровне  $\Delta U_{C_\Phi}$  на отношение коммутирующей емкости  $C$  к емкости фильтра  $C_\Phi$ .

При расчете величины емкости конденсатора фильтра с целью его упрощения будем исходить из уровня задаваемых превышений напряжения на емкости фильтра. При этом их величина задается таковой, что можно пренебречь изменением тока нагрузки инвертора вследствие некоторого повышения напряжения на конденсаторе фильтра [Л. 1]. Кроме того, будем полагать индуктивность фильтра  $L_\Phi$  бесконечно большой, а пульсации тока  $I_0$ , потребляемого от источника питания, пренебрежимо малыми [Л. 2].

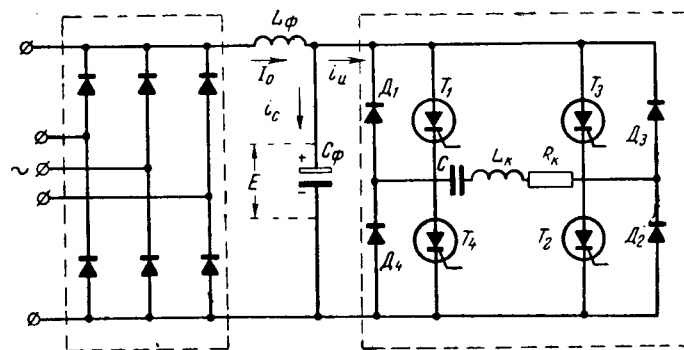
Эти допущения не внесут большой погрешности в результаты расчета, но в значительной мере их упростят. С учетом принятых допущений запишем выражение для мгновенного

значения тока конденсатора фильтра  $i_{C_\Phi}$  в общем виде (см. рисунок):

$$i_{C_\Phi}(t) = I_0 - i_n(t), \quad (1)$$

где  $i_n(t)$  — мгновенное значение входного тока инвертора. Его полное выражение для установившегося режима можно получить из уравнения для тока нагрузки [Л. 3], положив в нем  $n = \infty$  и сделав переход от ретриггерной смещенной функции к непрерывной функции времени:

$$i_n(t) = \frac{AE^1}{\omega_1 L_\pi} e^{-\delta t} \sin(\omega_1 t - \psi_2), \quad (2)$$



Силовая схема тиристорного инвертора с обратными неуправляемыми диодами.

где

$$A = \frac{2}{\sqrt{1 + 2e^{-\beta} \cos \bar{\omega}_1 + e^{-2\beta}}};$$

$$\beta = \delta T = \frac{\eta_0 \pi}{2Q};$$

$$\bar{\omega}_1 = \omega_1 T = \sqrt{\omega_0^2 - \beta^2}; \quad \omega_0^2 = \frac{1}{L_{\kappa} C}; \quad \delta = \frac{R_{\kappa}}{2L_{\kappa}};$$

$$\psi_2 = \arctg \frac{e^{-\beta} \sin \bar{\omega}_1}{1 + e^{-\beta} \cos \bar{\omega}_1}; \quad Q = \frac{\omega_0 L_{\kappa}}{R_{\kappa}};$$

$$T = \frac{\pi}{\omega_y}.$$

Ток  $i_{C_{\Phi}}(t)$  создает на емкости  $C_{\Phi}$  переменное напряжение  $U_{C_{\Phi}}(t)$ , которое с учетом (1) может быть представлено суммой трех его составляющих:

$$U_{C_{\Phi}}(t) = U_1(t) + U_2(t) + U_3, \quad (3)$$

где

$$U_1(t) = E \frac{C}{C_{\Phi}} \frac{I'_0}{\sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}}} \left( \omega_1 t - \frac{\pi}{2} \eta_0 \sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}} \right);$$

$$U_2(t) = -\frac{E}{C_{\Phi}} \int i_{\kappa}(t) dt;$$

$$I'_0 = \frac{\omega_0 L_{\kappa}}{E} I_0 = \frac{\omega_0 L_{\kappa}}{E} \frac{\omega_y}{\pi} \int_0^{\pi/\omega_y} i_{\kappa}(t) dt.$$

Третья составляющая определится из условия

$$\frac{\omega_y}{\pi} \int_0^{\pi/\omega_y} U_{C_{\Phi}}(t) d't = 0.$$

Из условий существования максимума

$$\frac{dU_{C_{\Phi}}(t_{\max})}{dt_{\max}} = 0; \quad \frac{d^2 U_{C_{\Phi}}(t_{\max})}{dt_{\max}^2} < 0$$

находим момент времени  $t_{\max}$ , при котором  $U_{C_{\Phi}}(t_{\max})$  достигает своего максимального значения. Подставив найденное значение  $t_{\max}$  в (3), после некоторых преобразований получим выражение для максимального значения напряжения на конденсаторе фильтра:

$$U_{C_{\Phi} \max} = \frac{C}{C_{\Phi}} \xi_{\max},$$

где

$$\xi_{\max} = \xi_1 + \xi_2 + \xi_3; \quad (4)$$

$$\xi_1 = \frac{A}{\pi \eta_0 \left(1 + \frac{\delta^2}{\omega_1^2}\right) \sqrt{\left(1 - \frac{1}{4Q^2}\right)^3}} \left\{ e^{-\beta} \left[ \frac{\delta}{\omega_1} \sin(\psi_2 - \bar{\omega}_1) - \cos(\psi_2 - \bar{\omega}_1) \right] - \frac{\delta}{\omega_1} \sin \psi_2 + \cos \psi_2 \right\} \left( \theta_{\max} - \right.$$

$$\left. - \frac{\pi}{2} \eta_0 \sqrt{1 - \frac{1}{4Q^2}} \right); \quad (5)$$

$$\xi_2 = -\frac{A e^{-\frac{\delta}{\omega_1} \theta_{\max}}}{\left(1 - \frac{1}{4Q^2}\right) \left(1 + \frac{\delta^2}{\omega_1^2}\right)} \left[ \frac{\delta}{\omega_1} \sin(\psi_2 - \theta_{\max}) - \cos(\psi_2 - \theta_{\max}) \right]; \quad (6)$$

$$\xi_3 = \frac{A}{\pi \eta_0 \left(1 + \frac{\delta^2}{\omega_1^2}\right)^2 \sqrt{\left(1 - \frac{1}{4Q^2}\right)^3}} \left\{ e^{-\beta} \left[ \left( \frac{\delta}{\omega_1^2} - 1 \right) \sin(\bar{\omega}_1 - \psi_2) + 2 \frac{\delta}{\omega_1} \cos(\bar{\omega}_1 - \psi_2) \right] + \left( \frac{\delta^2}{\omega_1^2} - 1 \right) \sin \psi_2 - \right.$$

$$\left. - 2 \frac{\delta}{\omega_1} \cos \psi_2 \right\}; \quad (7)$$

$$\theta_{\max} = \omega_1 t_{\max}. \quad (8)$$

Согласно принятым допущениям величина  $U_{C_{\Phi} \max}$  должна быть равна уровню задаваемых превышений

$$U_{C_{\Phi} \max} = \Delta U_{C_{\Phi}}. \quad (9)$$

Из (9) находим искомое отношение

$$\frac{C}{C_{\Phi}} = \frac{\Delta U'_{C_{\Phi}}}{\xi_{\max}}, \quad (10)$$

где

$$\Delta U'_{C_{\Phi}} = \frac{\Delta U_{C_{\Phi}}}{E}.$$

Определив по (4) величину коэффициента  $\xi_{\max}$  и задавая значениями  $\Delta U'_{C_{\Phi}}$  в пределах 0,1—0,2 согласно (10) можно определить отношение  $\frac{C}{C_{\Phi}}$  для различных значений  $\eta_0$ ;  $Q$  и  $\Delta U'_{C_{\Phi}}$ .

Результаты анализа были проведены на макете преобразователя, собранного на тиристорах УПВКЛ-100. Частота независимого управления тиристорам выбиралась в пределах  $f_y = 1800$ — $2500$  гц.

Расхождение между расчетными и опытными данными не превышало 5—8%.

#### Литература

1. Хасаев О. И., Транзисторные преобразователи напряжения и частоты, изд-во «Наука», 1966.
2. Glimski H., Der Einfluß des Energiespeichers in Gleichstrom-Zwischenkreise auf Ausgangsspannung und —frequenz beim schwingkreis — umrichter, «BBC — Nachrichten», 46 (1964), 12.
3. Донской А. В. и др., Переходные и установившиеся процессы в преобразователе частоты, «Электротехника», 1967, № 3.



#### Новые книги издательства «ЭНЕРГИЯ»

Дулин В. А. Методы исследования надежности низковольтных аппаратов. 152 с. 46 к.

Дунаев В. И. Квазиоптимальные по быстродействию системы автоматического управления. (Б-ка по автоматике. Вып. 347). 64 с. 22 к.

Ильинский В. С. Защита аппаратов от динамических воздействий. 320 с. 1 р. 02 к.

Каганов З. Г. Волновые напряжения в электрических машинах. 208 с. 56 к.

Коссов О. А., Хасаев О. И. Полностью управляемые тиристоры в устройствах автоматике. (Б-ка по автоматике. Вып. 359). 112 с. 37 к.

Уланов Г. М. Статистические и информационные вопросы управления по возмущению. 256 с. 81 к.

Диденко К. И., Брауде В. А., Гафанович М. Д. и др. Частотно-ферродинамическая система приборов контроля и управления. 224 с. 81 к.

## ОБ ОЦЕНКЕ ВЕЛИЧИНЫ ПОТЕРЬ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ

(Статья С. Д. Волобринского, «Электричество», 1968, № 2)

Б. С. МЕШЕЛЬ

Киев

Технико-экономические расчеты показывают, что при существующих ценах на кабели, трансформаторы и электроэнергию, стоимость потерь электроэнергии составляет значительную часть суммарных приведенных затрат. Поэтому, если расчетные потери получаются больше действительных, то сечение выбранного кабеля или мощность трансформатора окажутся завышенными, что приводит к омертвлению на длительные сроки существенной части капиталовложений. Если же потери получаются меньше действительных, сечения проводников и мощности трансформаторов окажутся меньше экономически оптимальных. Учитывая также, что кривые приведенных затрат весьма пологи в области минимума, необходимо рассматривать достоверность определения потерь как важную экономическую задачу, на основе которой решается вопрос о размерах капиталовложений в головные элементы электрической сети.

Сблизить расчетные и действительные потери возможно, разработав физически обоснованную методику, учитывающую комплекс достаточно изученных факторов: разброс коэффициентов использования характерных групп промышленных приемников, динамику нагрузок, погрешность расчетной нагрузки, длительность периода освоения расчетной мощности и последующего периода органического роста нагрузки и т. д., а также вероятностно-статистический характер этих параметров [Л. 1 и 2].

Предлагаемая С. Д. Волобринским упрощенная методика определения потерь не учитывает перечисленные факторы, исходя из того, что значение  $I^2$  может быть определено со значительной погрешностью (до  $\pm 20\%$ ). Поэтому автор предлагает ограничиться учетом лишь приближенного значения только одного параметра  $t_m$ .

Следует отметить, что, выбирая сечения проводников и мощность трансформаторов, автор за исходную принимает нагрузку, определенную по их нагрузочной (пропускной) способности.

Между тем необходимо различать эту нагрузку и нагрузку, по которой следует определять потери [Л. 1 и 2].

В [Л. 3 и 4] показано, что каждая однородная группа приемников характеризуется не одним значением коэффициента использования по току  $g_n$ , и распределением этих значений, характеризуемым математическим ожиданием  $g_{n.c.p}$  и крайними членами  $g_{n.min}$  и  $g_{n.max}$ .

Во избежание перегрузки проектируемого фидера в эксплуатации расчетное значение коэффициента  $g_{n.p}$  принимают близким к  $g_{n.max}$ , т. е. таким, чтобы вероятность того, что действительный коэффициент любого фидера оказался больше  $g_{n.p}$ , была невелика [Л. 3].

Статистическая обработка распределений  $g_n$  многих групп приемников показала, что допустимо принимать математическое ожидание превышения  $g_{n.p}$  под действительными коэффициентами использования

$$\bar{\gamma} = \frac{g_{n.p}}{g_{n.c.p}} = 1,15 \text{ [Л. 1].}$$

Но если значение  $g_{n.p}$  применяют для выбора параметров сетей по пропускной способности, то при определении потерь это приведет к тому, что для  $n$  фидеров получим без учета дискретности шкалы сечений и коэффициентов распределений  $g_n$  и сменных нагрузок ( $k_\phi$  и  $k_{\phi.c.m}$ ) потери, в  $\gamma^2 = 1,15^2 = 1,32$  раза превышающие действительные.

В [Л. 1] показано, что потери следует рассчитывать с учетом величины  $g_{n.c.p}$ . При этом математическое ожидание годовых потерь определяется с помощью коэффициента энергоиспользования  $\alpha$  (отношение среднегодовой мощности к средней потребляемой в наиболее нагруженную смену). Правомочность применения  $\alpha$  регламентирована директивными материа-

лами и его значение связано с годовым числом часов использования максимума  $T_m$  зависимостью

$$\alpha = \frac{T_m k_{MT}}{T_\phi},$$

где  $T_\phi$  — годовой фонд рабочего времени, ч.

Таким образом, при расчетах параметры  $\alpha$  и  $T_m$  равнозначны. Однако в [Л. 2] показано, что значение коэффициента  $\alpha$  может быть просто получено из данных действующих предприятий, без постановки специальных обследований.

Нагрузку, по которой определяются потери, следует отличать от нагрузки, по которой выбираются сечения проводников и мощности трансформаторов, также и по следующей причине. Как известно, нагрузка фидера в эксплуатации непрерывно увеличивается за счет органического роста нагрузок, характеризуемого коэффициентом ежегодного прироста. Когда нагрузка достигает номинального для данного сечения значения, кабель подлежит замене или усилению.

В настоящее время считается бесспорным, что в основу технико-экономических расчетов следует положить приведенные потери, вычисленные с учетом динамики нагрузок и фактора времени.

Как показывают расчеты, математическое ожидание потерь, вычисленное по существующей методике, т. е. без учета разброса коэффициентов использования и фактора времени, в 2—2,25 раза больше действительных. Это приводит к тому, что выбранные сечения получаются на 2—3 ступени больше оптимальных.

К сожалению, невозможно сравнить результаты расчетов по предложенной методике [Л. 2] с примером, приведенным в статье автора, так как в последнем имеются ряд нечетких и спорных исходных данных. Неясно, к какому периоду относятся величины  $P_m$ ,  $Q_m$ ,  $W_a$  и  $W_p$ , к первоначальному, конечному или это средние величины, без чего расчет теряет физический смысл. Поскольку речь идет о проектируемом мощном фидере, то, как правило, его средневзвешенный коэффициент мощности всегда обеспечивается в пределах директивной величины  $\cos \varphi_{c.p} = 0,92—0,95$ .

\* В примере эта величина значительно меньше  $\cos \varphi_{c.p} = \cos \arctg \left( \frac{36}{40} \right) = 0,74$ . Кроме того, бесспорным считается,

что  $\cos \varphi_{c.p}$  должен быть больше коэффициента мощности при максимуме  $\cos \varphi_m$ . В данном же случае наоборот:  $\cos \varphi_m = 0,8 > \cos \varphi_{c.p}$ .

Из сказанного следует, что задачу определения расчетных потерь, а следовательно, выбора экономически оптимальных параметров сетей, нельзя сводить только к выбору более точного или менее точного, более сложного или менее сложного способа вычисления  $t_m$ . Эту задачу следует решать на базе физически обоснованной методики, учитывающей перечисленный комплекс достаточно хорошо изученных факторов.

### Литература

1. Мешель Б. С., Вероятностно-статистические методы оценки потерь в проводниках промышленных сетей, «Электричество», 1966, № 12.
2. Мешель Б. С., Вероятностно-статистические методы технико-экономических расчетов в промышленных сетях, «Электричество», 1967, № 10.
3. Методические указания по обследованию нагрузок промышленных предприятий, ЦЕНТОЭП, БТИ ОРГРЭС, 1964.
4. Волобринский С. Д. и др., Электрические нагрузки промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1964.

## В. И. ДЕНИСОВ

Москва

В статье С. Д. Волобрина рассматривается целесообразность высоких требований к точности расчета потерь энергии и, соответственно, времени потерь  $\tau_m$ . Автор при этом справедливо отмечает, что требования к точности должны предъявляться разные в зависимости от целей расчета. Для ориентировочных расчетов значения времени потерь допускается использование кривых<sup>1</sup>. Вместе с тем автором предполагается целесообразность применения иных, более точных способов расчета времени потерь. С этих позиций более правильно выполнять расчеты  $\tau_m$  с учетом времени использования максимальной токовой нагрузки. Следует, однако, отметить, что это уточнение не всегда достаточно. Как известно, значение времени потерь зависит и от конфигурации графика нагрузки, а не только от использования его максимума. Точно учесть влияние конфигурации на значение потерь возможно, только если очертания графика заданы. В этом случае потери энергии определяются непосредственно по текущим значениям нагрузки и определять  $\tau_m$  не нужно. Отсюда, однако не следует, что без графика невозможно хотя бы приближенно учесть влияние его конфигурации на значение  $\tau_m$  и, соответственно, на потери энергии.

Такой расчет можно провести, например, по предлагаемой формуле

$$\tau_m = \frac{T}{2} \left[ \frac{\gamma - \alpha}{1 - \alpha} + \left( 1 - \frac{\gamma - \alpha}{1 - \alpha} \right) \alpha^2 + \gamma^2 \right],$$

где  $T$  — продолжительность нагрузки;  $\gamma$  — коэффициент заполнения графика;  $\alpha$  — отношение минимальной нагрузки графика  $S_{\min}$  к максимальной  $S_{\max}$ .

Для годового графика продолжительность нагрузки  $T$  обычно принимается равной 8760 ч, хотя она может быть и

<sup>1</sup> Глазунов А. А. и Глазунов А. А., Электрические сети и системы, Госэнергоиздат, 1960.

меньшей, так как часть времени элемент сети или потребитель могут быть обесточены.

Коэффициент  $\gamma$  может быть рассчитан как отношение средней нагрузки  $S_{\text{ср}}$  к максимальной  $S_{\max}$ ; для годового графика при  $T=8760$  ч и годовом числе часов использования максимума  $T_m$  можно воспользоваться также отношением:

$$\gamma = \frac{T_m}{8760}.$$

Рассмотрим приведенный автором пример, в котором  $T_m = 5380$  ч ( $\gamma=0,614$ ). Значение же  $\alpha$  неизвестно. В общем случае оно может меняться от минимального  $\alpha=0$  до максимального  $\alpha=\gamma=0,614$ . На основе приведенной выше формулы

$\alpha$	0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,614
$\tau_m$	4341	4336	4003	3837	3666	3495	3424	3304

По методике же С. Д. Волобрина имеем лишь одно значение, равное 3810 ч, что соответствует  $\alpha=0,312$ . Для всех остальных  $\alpha$  результаты расчета С. Д. Волобрина не совпадают с приведенными значениями, потому что использованные им формулы не отражают влияния  $\alpha$  на  $\tau_m$ . Это влияние, как видно, может быть существенным: наибольшее значение  $\tau_m$  в 1,3 выше наименьшего.

**Выводы.** 1. Следует согласиться с С. Д. Волобриным, что требования к точности определения времени потерь следует согласовывать с назначением результатов расчета потерь энергии. Поэтому наряду с кривыми следует рекомендовать для применения также другие методы расчета и в том числе способ, изложенный в статье С. Д. Волобрина.

2. Для приближенного учета конфигурации графика нагрузки может быть использована приведенная в статье зависимость  $\tau_m$  от продолжительности нагрузки  $T$  и коэффициентов  $\gamma$  и  $\alpha$ .

Канд. техн. наук В. Н. ГУСЕВ, В. Р. ОКОРОКОВ, инж. Т. В. ЛИСОЧКИНА

Ленинградский политехнический институт им. М. И. Калинина

В 1965—1967 гг. в ЛПИ проводился анализ эксплуатационных условий работы силовых трансформаторов 110—500 кВ в энергетических системах страны. Исходной информацией являлись графики их нагрузок за многолетний период.

Фактическое значение времени наибольших потерь  $\tau$  в обмотках трансформаторов определялось по формуле:

$$\tau = \frac{\int_0^{T_{\text{вкл}}} I^2 dt}{I_{\text{н}}^2} = \frac{J^2}{I_{\text{н}}^2} T_{\text{вкл}}, \quad (1)$$

где  $I$  — текущее значение полного тока, а;

$I_{\text{н}}$  — номинальное значение полного тока, а;

$T_{\text{вкл}}$  — число часов работы трансформатора в течение года, ч;

$J^2$  — среднее квадратичное значение полного тока обмотки трансформатора за год, а<sup>2</sup>, определенное из следующих формул [Л. 1]:

$$J^2 = \frac{1}{365} \sum_{i=1}^{i=4} m_i \frac{\sum_{j=1}^{j=4} \sum_{t=1}^{t=12} (I_{ij}^t)^2}{48}; \quad (2)$$

$$J^2 = \frac{1}{365} \sum_{i=1}^{i=4} k_i m_i \frac{\sum_{j=1}^{j=4} \sum_{t=1}^{t=24} (I_{ij}^t)^2}{96}, \quad (3)$$

где  $I_{ij}^t$  — ток в обмотке трансформатора в момент времени  $t$  в  $i$ -день  $j$ -го сезона;

$k_i$  — коэффициент, учитывающий уменьшение нагрузки трансформатора по дням недели;

$m_i$  — число характерных дней в году, причем

$$\sum_{i=1}^{i=4} m_i = 365. \quad (4)$$

Структура формул (2) и (3), а также пределы значений  $i$ ,  $j$  и  $t$  определялись, с одной стороны, выборочным методом исследования графиков нагрузок, который использовался для определения значения  $\tau$ , а с другой стороны, формой учета нагрузок силовых трансформаторов, принятой в энергосистемах.

При выборе графиков нагрузки трансформаторов отражались все регулярные изменения нагрузки во времени, для чего были выделены четыре типа суточных графиков нагрузки: нормального рабочего дня, выходного (или праздничного), предпраздничного и послепраздничного ( $i=1, \dots, 4$ ). В связи с сезонными изменениями нагрузки эти графики рассматривались для каждого сезона года ( $j=1, \dots, 4$ ). Пределы значений времени  $t$  были равны 12 и 24 ч для энергосистем соответственно с двухчасовым и одночасовым интервалами регистрации нагрузок силовых трансформаторов. Для энергетических систем, в которых регистрация нагрузок производится в нормальные рабочие дни только один раз в квартал (режимный день), дополнительно вводился коэффициент  $k_i$ , учитывающий снижение нагрузки трансформаторов в послепраздничные, предпраздничные и выходные (или праздничные) дни (по отношению к нагрузке нормального рабочего дня  $I_1$ ), выявленный при обследовании энергосистем с ежесуточной регистрацией нагрузки.

Всего анализу были подвергнуты почти 500 силовых трансформаторов 110—500 кВ в 16 энергосистемах страны и получено около 1000 значений времени потерь  $\tau$  (расчет значений  $\tau$



производился по каждой обмотке трансформаторов в отдельности).

На рис. 1 приведено распределение времени наибольших потерь  $\tau$ , полученных для силовых трансформаторов 110 кВ системы Ленэнерго в зависимости от числа часов использования номинальной мощности в течение года.

При этом  $T_n$  определялось по формуле

$$T_n = \frac{I}{I_n} T_{вкл}, \quad (5)$$

где  $I$  — среднеарифметическое значение тока в обмотке трансформатора за год, а, определяемое по формулам, аналогичным (2) и (3).

Цифрами 2, 3 и 4 на рис. 1 обозначено количество точек с практически одинаковым значением времени наибольших потерь  $\tau$ , но полученных на разных трансформаторах.

На рис. 2 даны результирующие зависимости  $\tau = f(T_n)$ , характерные для понижающих трансформаторов 110 кВ, установленных в энергетических системах со смешанными потребителями (кривая 1) и с преобладанием энергоемких потребителей (кривая 2). Кривые построены по методу наименьших квадратов.

В таблице приведены результаты расчета времени наибольших потерь  $\tau$  по известной формуле [Л. 2]

$$\tau_m = \left( 0,124 + \frac{T_m}{10\,000} \right) 8\,760 \quad (6)$$

и значения  $\tau$ , полученные из рис. 2, при условии, что максимальная токовая нагрузка равна номинальной.

$T_m, \text{ ч}$		2 000	3 000	4 000	5 000	6 000	7 000	8 000
$\tau, \text{ ч}$	по выражению (6)	920	1 570	2 400	3 410	4 600	5 960	7 500
	по кривой 1 рис. 2	900	1 600	2 500	3 700	4 900	6 300	7 900
	по кривой 2 рис. 2	700	1 400	2 250	3 300	4 500	5 800	7 200
$\Delta\tau_1, \%$		-2,2	2,0	4,2	8,5	6,5	5,7	5,3
$\Delta\tau_2, \%$		-24,0	-10,8	-6,3	-3,5	-2,2	-2,7	-4,0

Из таблицы видно, что значения  $\tau$ , характерные для энергосистем со смешанными потребителями, оказываются больше, а для энергосистем с преобладанием энергоемких потребителей — меньше соответствующих значений времени наибольших потерь  $\tau$ , полученных по выражению (6). Такое различие, видимо, определяется тем, что построение кривых рис. 2 производилось исходя из числа часов использования максимума полного тока, т. е. с учетом фактических значений напряжений по обмоткам трансформаторов и коэффициентов мощности потребителей, которые, как показал анализ, не являются постоянными.

Поэтому время использования максимума активной мощности следует пересчитывать на время использования максимума тока или полной мощности [Л. 3].

Необходимость такого пересчета определяется и разбросом точек различных значений времени наибольших потерь  $\tau$ , представленных на рис. 1, который, по-видимому, является в значительной степени следствием разных значений времени использования активной и реактивной мощности, а также изменений коэффициента мощности и напряжений по обмоткам.

Анализ аналогичных зависимостей  $\tau$  от числа часов использования  $T_n$  для силовых трансформаторов 150—500 кВ [Л. 4] показал, что для понижающих трансформаторов эти зависимости практически оказались одинаковыми, а для повышающих — различными, что в значительной степени объясняется разными режимами их работы в электрических сетях разных классов напряжений.

Удельный вес стоимости потерь электрической энергии в годовых приведенных затратах, связанных с сооружением и эксплуатацией воздушной линии электропередачи (собственно линии), увеличивается с ростом номинального напряжения.

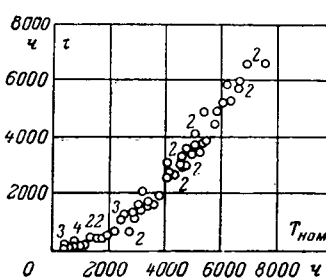


Рис. 1.

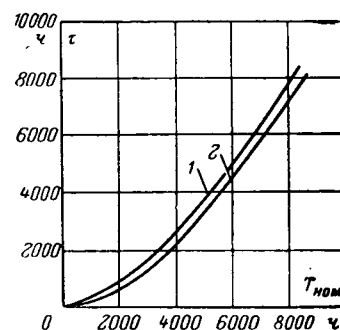


Рис. 2.

Так, для линий напряжением 330—1 500 кВ при передаче оптимальной мощности практически независимо от стоимости потерь энергии удельный вес их равен 35—40%. В связи с этим к определению потерь электрической энергии в подобных линиях, в частности к оценке значения потерь электроэнергии, следует предъявлять повышенные требования.

Поэтому нельзя согласиться с тем, что если допустимая ошибка при расчете электрических нагрузок равна  $\pm 10\%$ , то не следует определять время потерь с повышенной точностью [Л. 3]. Действительно, если токовая нагрузка определяется с указанной погрешностью, а время потерь может быть определено с погрешностью не менее  $\pm (5-10)\%$ , то суммарная погрешность в определении значения потерь электрической энергии в сетях составит  $\pm (25-35)\%$ . Согласно математической теории ошибок можно пренебречь изменением значения любого показателя (или их суммы), входящего в формулу (1) [Л. 2], если его относительная погрешность не превышает одну треть погрешности потерь, т. е.  $\pm (8-10)\%$ . Этому условию удовлетворяют значения времени потерь, вычисленные по кривым [Л. 1], для которых относительная погрешность не превышает  $\pm 10\%$ . В то же время относительная погрешность времени потерь, вычисленного по формуле (6), неизвестна.

Если погрешность, вносимая токовой нагрузкой в формулу для определения потерь электроэнергии неустранима, то погрешность от значения  $\tau$  должна быть уменьшена, т. е. как было указано выше, ее относительное значение не должно превышать  $\pm (8-10)\%$ .

С этой целью при оптимизации параметров электропередач сверхвысокого напряжения недопустимо пользование кривыми [Л. 5], а также формулой (6), не учитывающими фактическое распределение напряжений, коэффициентов мощности, а также емкости линий, о чем указано в [Л. 6].

Для этого требуются более точные методы определения потерь электроэнергии в электрических сетях. Перспективными в этом направлении следует считать методы, основанные на анализе фактических режимов работы этих сетей с использованием теории вероятностей и математической статистики [Л. 1, 4 и 7].

## Литература

1. Гусев В. Н. и др., Учет эксплуатационных условий при проектировании силовых трансформаторов, «Электротехника», 1965, № 12.
2. Залеский А. М., Передача электрической энергии, Госэнергоиздат, 1948.
3. Волобровский С. Д., Об оценке величины потерь энергии в электрических сетях, «Электричество», 1968, № 2.
4. Гусев В. Н. и др., Анализ загрузки силовых трансформаторов в энергосистемах СССР, «Электротехника», 1968, № 7.
5. Глазунов А. А., Зависимость времени потерь от продолжительности использования максимума и коэффициента мощности нагрузки, «Электричество», 1947, № 2.
6. Каменский М. Д., Электрические системы, Госэнергоиздат, 1952.
7. Мешель Б. С., Вероятностно-статистические методы оценки потерь в проводниках промышленных электрических сетей, «Электричество», 1966, № 12.

# К ВОПРОСУ ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ КОЭФФИЦИЕНТА ПОТЕРЬ ЭЛЕКТРИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ

Канд. техн. наук Г. В. ВАДАЧКОРИЯ

ГрузНИИМЭСХ

В соответствии с принятой методикой [Л. 1] время потерь определяется в зависимости от продолжительности использования максимума активной нагрузки  $T_m$  и коэффициента мощности  $\cos \varphi$ . Однако в [Л. 2] показана необходимость отказа от кривых [Л. 1] и замены их более обоснованными кривыми. В [Л. 3] рекомендуется определять потери энергии по усредненной зависимости

$$v = f(m), \quad (1)$$

где  $v$  и  $m$  — относительное время потерь и загрузки, представляющие собой отношение  $\tau$  и  $T_m$  соответственно к общему времени включения того сетевого элемента, для которого определяется потеря энергии.

Однако известно, что расчетное значение  $v$  находится в области, ограниченной двумя предельными линиями  $v=m$  и  $v=m^2$ . Следовательно, ввиду большого диапазона изменения  $v$ , использование кривых  $v=f(m)$ , как это рекомендуется в [Л. 3], может привести к значительным ошибкам.

Предлагаемый здесь метод определения коэффициента потерь  $v$  основан на использовании эквивалентной по расходу электроэнергии двухступенчатой диаграммы графика нагрузки.

Если зафиксировать только нижний ( $P_m$ ) и верхний ( $P_M$ ) пределы изменения нагрузки рассматриваемого элемента сети, то множеству соответствующих возможных графиков, отвечает множество упорядоченных (с плавно уменьшающимися ординатами) диаграмм. Найдем ту из этих диаграмм, для которой коэффициент потерь при заданном  $T_m$  достигает своего наибольшего значения. Как показывает исследование в указанном случае двухступенчатая диаграмма (график нагрузки с ординатами только двух возможных значений —  $P_m$  и  $P_M$ ) характеризуется более высоким коэффициентом потерь, чем действительный график нагрузки (см. приложения).

Если  $\tau$  и  $T_m$  выразить в относительных единицах по отношению к общему времени включения установки  $T_b$ , то коэффициент потерь для двухступенчатой диаграммы

$$v_1 = \frac{\varepsilon}{T_b} + \alpha^2 \left(1 - \frac{\varepsilon}{T_b}\right), \quad (2)$$

где  $\varepsilon$  — продолжительность максимальной нагрузки;

$\alpha = P_m/P_M$  — коэффициент минимума нагрузки.

При этом продолжительность максимальной нагрузки следует определять из эквивалентной по расходу электроэнергии двухступенчатой диаграммы нагрузки (эквивалентной по расходу электроэнергии является такая диаграмма, в которой площадь, ограниченная ею и осями координат, равна действительной). Тогда

$$\varepsilon = \frac{(m - \alpha) T_b}{1 - \alpha}, \quad (3)$$

Принимая во внимание (3), определим наибольшее возможное значение  $v$ :

$$v_m = \frac{m - \alpha}{1 - \alpha} + \alpha^2 \frac{1 - m}{1 - \alpha}. \quad (4)$$

При  $m \geq \alpha = 1,0$  после раскрытия неопределенности получаем  $v_m = 1$ .

Как отмечено, наименьшее возможное значение  $v$  в зависимости от изменений  $m$  определяется параболой

$$v_m = m^2 \quad (5)$$

и непосредственно находится из (4)  $v_m$  при  $\alpha = m$ . Таким образом, расчетные значения  $v$  заключены между предельными кривыми (4) и (5). Для практических расчетов с достаточной точностью за исходное можно принять

$$v = 0,5(v_m + v_m^2). \quad (6)$$

В табл. 1 приведены максимальные погрешности  $\delta_m$  (%) при определении  $v$  по (6).

Анализ табл. 1 показывает, что при  $\alpha \geq 0,3$  погрешность по рекомендуемой методике не превышает  $\pm 15\%$ , что допустимо при упрощенных расчетах.

Следует указать, что условия реализации значений  $v_m$  и  $v_m^2$  (двухступенчатость графика нагрузки) являются маловероятными событиями. Поэтому для  $\alpha = 0,3$  в среднем можно принимать  $\delta_m = \pm 10\%$ , а при  $\alpha > 0,3$  — еще меньшим, что подтверждается контрольными расчетами.

Таблица 1

$\alpha$	$\delta_m$ при $m$ , равном							
	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9
0,2	0	+39 -22	+37 -21	+30 -19	+22 -15	+15 -12	+9,3 -8	+4,3 -4
0,3		0	+18,7 -13,7	+18 -14,5	+16 -12,5	+12,2 -10	+7,8 -6,8	+3,7 -3,5
0,4			0	+10 -8,4	+11 -9,1	+9 -7	+6,2 -5,6	+3 -3

Если заданы параметры ( $m_{si}$  и  $\alpha_{si}$ ) нагрузки по кажущейся мощности  $s$  или току  $i$ , то коэффициент потерь

$$v_{si} = 0,5 \left( m_{si}^2 + \frac{m_{si} - \alpha_{si}}{1 - \alpha_{si}} + \alpha_{si}^2 \frac{1 - m_{si}}{1 - \alpha_{si}} \right). \quad (7)$$

В том случае, если колебания напряжения при определении потерь энергии не учитываются, графики по току и кажущейся мощности геометрически подобны и  $v_i = v_s$ . При этом использование в качестве расчетного  $v_i$  или  $v_s$  допустимо и при определении потерь активной мощности, если коэффициент мощности поддерживается постоянным.

В тех случаях, когда заданы параметры активных и реактивных нагрузок ( $m$ ,  $\alpha$ ), коэффициент потерь полной мощности при известном  $\cos \varphi$  определяется по коэффициентам потерь активной  $v_a$  и реактивной  $v_p$  нагрузок

$$v = v_a \cos^2 \varphi + v_p \sin^2 \varphi. \quad (8)$$

Отсюда для осветительных и бытовых нагрузок, а также для потребителей, коэффициент мощности которых близок к единице,  $v = v_a$ . Это подтверждает, что при фиксированном значении  $m$   $v$  не может быть определен однозначно в зависимости от  $\cos \varphi$  и решающим фактором, влияющим на точность результата, является коэффициент минимума нагрузки.

**Пример.** Определить коэффициент потерь электрической энергии для линии электропередачи, часовые замеры нагрузки, которые даны в табл. 2.

Таблица 2

Часы	$S, \text{кВа}$	Часы	$S, \text{кВа}$	Часы	$S, \text{кВа}$	Часы	$S, \text{кВа}$
1	30	7	50	13	50	19	45
2	30	8	70	14	60	20	45
3	30	9	100	15	80	21	30
4	30	10	100	16	90	22	30
5	30	11	90	17	85	23	30
6	30	12	75	18	65	24	30

Согласно данным табл. 2

$$T_m = \frac{\int_0^t S dt}{S_m} \approx 13, \text{ ч}$$

и, следовательно,  $m = 0,54$ .

По предлагаемой методике  $v = 0,357$ , а фактическое значение

$$v_{\varphi} = \frac{1}{T_b S_m^2} \int_0^t S^2 dt = 0,35.$$

**Выводы.** 1. При заданном значении коэффициента мощности нагрузки не следует рассчитывать потери энергии в электрических сетях по зависимости  $\tau = f(T_m)$ .

2. Существующие методы, основанные на использовании зависимостей коэффициента потерь от коэффициента загрузки

ки, являются приближенными и приводят к существенным погрешностям, когда характер изменения нагрузки отличается от исходных условий методов.

3. Погрешность при определении коэффициента потерь предлагаемым методом не превышает 10%. Достоинством рекомендуемого метода является то, что на его основе расчеты можно выполнять при любых размерностях графика нагрузки.

Приложение. Примем, что график зависимости нагрузки от времени представляет прямую линию. Тогда число часов потерь для действительного графика нагрузки

$$\tau_1 = \frac{1}{3} T_B (1 + \alpha + \alpha^2).$$

Для эквивалентного по расходу электроэнергии двухступенчатого графика нагрузки очевидно равенство

$$P_m \epsilon + P_m (T_B - \epsilon) = \frac{1}{2} T_B (P_m + P_m),$$

откуда

$$\epsilon = 0,5 T_B \text{ и } \tau_2 = 0,5 T_B (1 + \alpha^2),$$

следовательно,  $\tau_1 - \tau_2 \leq 0$ , т. е.  $\nu_1 < \nu_2$ .

### Литература

1. Глазунов А. А., Зависимость времени потерь от продолжительности использования максимума и коэффициента мощности нагрузки, «Электричество», 1947, № 2.
2. Клебанов Л. Д. и Кунин Р. З., К вопросу об определении времени потерь, «Электричество», 1966, № 4.
3. Волобрынский С. Д., Об оценке величины потерь энергии в электрических сетях, «Электричество», 1968, № 2.

## ОТВЕТ АВТОРА

В [Л. 1] и в отклике В. И. Денисова указывается на возможные ошибки при определении времени потерь вследствие неучета формы годового графика нагрузки. В доказательство в [Л. 1] приводятся два графика. Следует отметить, что первый из них мало вероятен, так как в сети всегда имеется определенная минимальная нагрузка в течение всего года. Поэтому реально годовой фонд времени работы сети составляет 8760 ч. Тогда влияние формы графика на время потерь выявляется из следующего анализа четырех видов годового графика нагрузки (см. рисунок). Для первого из них  $\tau_m = T_m = 8760$  ч. Для второго графика изменение нагрузки синусоидальное, т. е.  $I = I_m \sin \alpha$ . Квадратичный график (пропорциональный потерям) характеризуется уравнением:

$$I^2 = I_m^2 \sin^2 \alpha,$$

и продолжительность использования максимума

$$T_m = 0,637 \cdot 8760 = 5570 \text{ ч},$$

а время потерь

$$\tau_m = \left( \frac{1}{\sqrt{2}} \right)^2 8760 = 4380 \text{ ч}.$$

Третий график — треугольный, для которого

$$T_m = 4380 \text{ ч}; \tau_m = \frac{8760}{3} = 2920 \text{ ч}.$$

Четвертый график — экспоненциальный:

$$I = I_m e^{-\frac{t}{T_n}},$$

где  $T_n$  — постоянная времени затухания кривой.

Так как  $t_{\text{год}} = 8760$  ч, то (с ошибкой менее 2%) можно считать, что

$$4T_n = 8760 \text{ ч, т. е. } T_n \approx 2200 \text{ ч}.$$

Продолжительность использования максимума

$$T_m = \frac{\int_0^{8760} I dt}{I_m} = \frac{I_m \int_0^{8760} e^{-\frac{t}{T_n}} dt}{I_m} \approx 2200 \text{ ч}.$$

Соответственно время потерь

$$\tau_m = \frac{\int_0^{8760} I^2 dt}{I_m^2} = \frac{I_m^2 \int_0^{8760} e^{-\frac{2t}{T_n}} dt}{I_m^2} \approx 1100 \text{ ч}.$$

Форма годового графика	Точные значения		Расчет по (2) [Л. 2], $\tau_m$ , ч	Разница, %
	$T_m$ , ч	$\tau_m$ , ч		
Прямая . . . . .	8760	8760	8760	0
Синусоидальная . . .	5570	4380	4020	6
Треугольная . . . .	4380	2920	2770	5,1
Экспоненциальная . .	2200	1100	1035	5,9

Сопоставление полученных данных с рассчитанными по приведенной в [Л. 2] формуле (2) приведено в таблице.

Как видно из таблицы, учет формы кривой несущественно повышает точность расчета величины  $\tau_m$ .

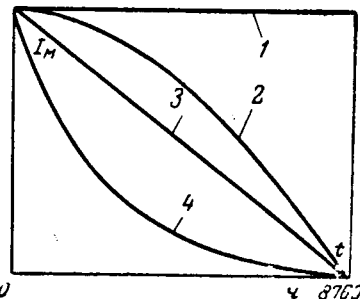
Таким образом, обсуждаемый метод определения времени потерь (так же, как и другие модификации такого расчета) справедлив для любых групп потребителей, кроме имеющих специфические годовые графики, подобные приведенному в [Л. 1] на рис. А. Но в последнем случае график известен и потери определяются прямым расчетом.

Нельзя согласиться с В. И. Денисовым в том, что коэффициент  $\alpha$ , равный отношению минимальной нагрузки годового графика к максимальной, при заданном значении  $T_m$  оказывает однозначное влияние на время потерь  $\tau_m$ . Значение минимальной нагрузки (даже равной нулю) без указания ее продолжительности в рассматриваемом смысле не окажет никакого влияния ни на  $T_m$ , ни на  $\tau_m$ . Поэтому выражение, предлагаемое В. И. Денисовым, не отражает влияние формы годового графика нагрузки даже в тех узких пределах, в которых, как было показано выше, это вообще возможно. Очевидна также ошибочность замечания о том, что приведенному в [Л. 2] примеру отвечает лишь одно значение  $\alpha$ , равное 0,312.

В силу сказанного предлагаемую В. И. Денисовым формулу для приближенного учета конфигурации графика нельзя считать правильной.

Б. И. Гольденблат [Л. 3] считает непрерывные графики  $\tau_m = f(T_m \cos \varphi_{\text{ер.год}})$  более удобными, чем предложенная в [Л. 2] в дополнение к формуле (2) таблица, содержащая лишь четыре значения  $T_m$  и  $T_{\text{мр}}$ . Но в [Л. 2] рассматривается более правильный метод расчета времени потерь, и, кроме того, данная в [Л. 2] таблица может быть расширена, так как она представляет табличную форму приведенного там же выражения (4). Предложение Б. И. Гольденבלата об определении потерь по формуле (3) [Л. 3], содержащей среднеквадратичный ток и фактическое время работы элемента сети, аналогично выражению, приведенному в [Л. 4] и рекомендованному также в [Л. 5]. Однако применение этого выражения целесообразно лишь тогда, когда известно точное значение коэффициента формы годового графика нагрузки. Фактически же разброс значений этого коэффициента для различных графиков больше, чем в [Л. 3] — от 1,02 до 1,3\*. Поэтому расчет по среднеквадратичному значению тока (или по среднегодовому с учетом коэффициента формы) в общем случае не повышает точности результата по сравнению с расчетом по времени потерь.

С мнением Б. И. Гольденבלата о том, что справочные данные значений  $T_m$  требуют уточнения, следует согласиться, в связи с чем необходимо расширить обследования режимов электро-



\* Для графиков предельных очертаний, показанных на рисунке, коэффициент формы изменяется в пределах от 1 до 1,4.

потребления для накопления статистических данных. И поэтому возражения [Л. 3] против отказа от поисков методов точного определения значения времени потерь неправильны [Л. 9]. Следует также принять во внимание, что в настоящей дискуссии обсуждается методика расчета потерь при существенно невысокой точности прогнозирования токовых нагрузок [Л. 4 и 5]. Отметим, что метод времени потерь может использоваться лишь для грубой оценки значений ожидаемых потерь энергии в элементе сети и только при отсутствии конкретных годовых графиков нагрузки. Отсюда в [Л. 2] и был сделан вывод о пригодности кривых [Л. 6] для ориентировочных расчетов при изменении коэффициента мощности в сравнительно узких пределах.

Другие замечания относительно этих кривых и иных методов расчета времени потерь заключаются в неучете формы графика. Но, как видно из вышеизложенного, для реальных графиков с длительностью минимальной нагрузки 8760 ч этот упрек не имеет оснований.

В [Л. 7] правильно рекомендуется учитывать влияние емкости тока линии на значение потерь в ней. Однако следует иметь в виду, что для сетей до 35 кВ потери могут определяться без учета этой составляющей тока ввиду ее незначительного влияния на результат.

Мнение Б. С. Мешеля о том, что фактическая максимальная нагрузка сети всегда меньше, чем расчетная, и что вследствие этого потери, вычисленные по значению последней, всегда окажутся завышенными, было бы вполне справедливо, если бы сечения линий и мощности трансформаторов выбирались всегда по этому критерию. Однако при выборе проводников руководствуются не только их ожидаемой токовой нагрузкой, но и другими факторами: заданными нормами экономической плотности тока, пропускной способностью головных элементов в аварийных условиях, термической устойчивости сети при коротких замыканиях и т. д. Выбор же трансформаторов часто производят по средней мощности, определяемой по расходу энергии, или руководствуются требованиями аварийного режима.

Отметим также, что неправомерно рассматривать значение потерь как основной фактор, определяющий выбор сечений проводников и мощностей трансформаторов, так как не потери диктуют выбор этих величин, а наоборот, выбранные (или фактически примененные) проводники и трансформаторы обуславливают потери при данной нагрузке.

Укажем далее, что в [Л. 2] коэффициент спроса по току рассматривается в прямом его истолковании, а не в той общеизвестной алгебраической трактовке, которую ему придает Б. С. Мешель. Кроме того, отметим, что приведенный в [Л. 2] численный пример имеет чисто иллюстративный характер.

Замечание Б. С. Мешеля об учете динамики развития нагрузки до проектной и зависимости приведенных потерь от времени для решения ряда задач справедливо. По мнению автора отклика, приведенные к расчетному сроку потери могут оказаться в 2,25 раза меньше вычисленных обычным способом. Но это не может быть убедительным аргументом против использования времени потерь для расчета годовых (неприведенных) потерь, в том числе по предложенной в [Л. 2] методике.

Большой интерес представляет отклик В. Н. Гусева, В. Р. Огорокова и Т. В. Лисочкиной. Приведенные ими результаты показывают хорошее совпадение значений времени наибольших потерь, рассчитанных по методике [Л. 2], с данными, полученными авторами отклика путем обработки весьма обширного материала. Значительное расхождение значения  $T_m$ , полученное при  $T_m = 2000$  ч (24 %), объясняется бесспорным недостатком обсуждаемой формулы — большой погрешностью при малых значениях  $T_m$ . Однако в практике эксплуатации значения  $T_m$  менее 3000 ч встречаются достаточно редко (особенно в практике энергосистем, к которым относится этот отклик). Надо сказать, что расчеты авторов, основанные на приводимой ими формуле (1) и данные в таблице, на наш взгляд, нуждаются в уточнении вследствие того, что они выполнены при равенстве максимальной токовой нагрузки номинальной. В действительности это не всегда так.

Можно согласиться с тем, что потери в линиях и трансформаторах сверхвысоких напряжений, при которых удельный вес потерь в расчетных затратах велик, должны определяться с большей точностью. Но, с другой стороны, надо признать, что именно при проектировании таких линий и подстанций их ожидаемые графики нагрузки и статистические показатели более устойчивы и надежны. А в таких случаях, как уже указывалось, расчет потерь производится по конкретным графикам

и оптимизация параметров электропередач сверхвысоких напряжений должна производиться методами с применением вычислительной техники и базироваться на статистических показателях графиков, а не на времени наибольших потерь, как бы оно ни вычислялось.

В отклике Г. В. Вадачкория вновь делается попытка учесть влияние формы графика нагрузки на величину времени потерь. Выше показано, что такие попытки бесперспективны, поскольку время потерь при реальных значениях  $T_m \geq 3000$  ч достаточно точно определяется по приведенной в [Л. 2] формуле А. М. Залесского и В. В. Кезевича.

О степени уточнений, достигаемых предлагаемым Г. В. Вадачкория способом, можно судить по приведенному в его отклике примеру. Распространяя данные табл. 2 этой статьи на календарный год, получим

$$T_m = 4745 \text{ ч.}$$

Применяя рекомендованную в [Л. 2 и 8] формулу А. М. Залесского и В. В. Кезевича для определения относительного времени потерь [Л. 9 и 10], получим

$$\nu = 0,357,$$

т. е. то же значение, что и получил и автор отклика (с точностью до третьего знака).

Укажем также, что выкладки, приведенные в приложении к этому отклику, верны только при одном значении  $\epsilon = 0,5$ , так как при  $\epsilon \neq 0,5$  средняя нагрузка не будет равна сумме максимальной и минимальной ординат двухступенчатого графика. В связи с этим неправильна и большая часть расчетов, сделанных автором отклика с использованием этого коэффициента.

В обзоре материалов, посвященных рассматриваемой тематике, отметим [Л. 11 и 12], опубликованные после обсуждения статьи [Л. 2]. Правильно отмечая, что метод времени потерь применим лишь для ориентировочных расчетов в [Л. 11], предлагается повысить их точность, используя построенные особым способом условные годовые графики нагрузки, названные в статье типовыми. Такие графики могут быть построены для различных отраслей промышленности и видов предприятий с учетом сменности их работы и режима компенсации реактивных нагрузок. Излагаемый в этой статье метод, безусловно, может быть использован в многозвенных распределительных сетях. Для питающих линий, содержащих 1—2 звена, предлагаемый в [Л. 2] метод дает также вполне приемлемый результат. Так, применительно к приведенному в [Л. 11] примеру значение годовых потерь, рассчитанных по [Л. 2] с учетом компенсации, составляет около 115 Мвт·ч против полученных авторами 108 Мвт·ч. Расхождение результатов, равное 6%, вполне допустимо.

В [Л. 12] приводится формула (1), в которой полное время потерь  $T_m$  определяется по выражению, аналогичному [Л. 9] (формула 16). Правомочность применения этого выражения наряду с предложенным в [Л. 2] методом бесспорна.

Можно согласиться с авторами, что рекомендации [Л. 5] по расчету реактивных нагрузок требуют пересмотра. Некоторые уточнения такого расчета уже предусмотрены в [Л. 13]. Следует также отметить, что рекомендованная в [Л. 2] методика определения времени потерь правомерна и при учете любой степени компенсации реактивных нагрузок, поскольку в ее основе лежит предположение, что значение  $T_{mr}$  известно. Для уточнения этого значения при наличии синхронных двигателей может быть использована формула (2), рекомендуемая авторами [Л. 12]. Представляется лишь, что принимаемые в этой формуле значения продолжительности использования максимальной мощности компенсирующих устройств для двух-, трехмеханических и непрерывно работающих предприятий должны выбираться по конкретным данным о предполагаемом режиме работы компенсирующих установок.

**Выводы.** 1. Определение значения потерь энергии в элементах электрических сетей по времени потерь не может обеспечить большую точности и должно применяться лишь в тех случаях, когда годовой график нагрузки неизвестен. При заданном графике потери должны определяться прямым расчетом.

2. Числовые значения времени потерь с достаточной точностью могут быть определены по формуле (2) из [Л. 2] с использованием методики, изложенной в этой статье. В равной мере время потерь может вычисляться по формуле (1—16) из [Л. 8] с применением выражения (2) из [Л. 2] для определения  $T_m$  и  $T_r$ .

3. Обычно продолжительность минимальной нагрузки годового графика равна всему году. В этих случаях форма

графика не оказывает заметного влияния на значение времени потерь. Для графиков предельных очертаний ошибка от применения в расчетах формулы (2) из [Л. 2] не превосходит 6%.

4. В некоторых случаях при определении потерь энергии по методу времени потерь должен учитываться емкостный ток линии.

5. Если значение коэффициента формы ожидаемого годового графика известно, потери следует определять по среднему годовому току [Л. 4 и 5].

6. Для определения потерь энергии в многозвенных распределительных сетях может быть рекомендован метод условных типовых графиков, изложенный в [Л. 11].

7. Влияние работы компенсирующих устройств и компенсирующей способности синхронных двигателей может быть учтено путем определения значения  $T_{мр}$  способом, предложенным в [Л. 12].

8. При оптимизации параметров мощных электропередач расчеты следует производить по статистическим показателям графиков с использованием ЦВМ.

#### Литература

1. Зимельс Л., Об оценке величины потерь энергии в электрических сетях (дискуссия), «Электричество», 1969, № 2.

2. Волобринский С. Д., Об оценке величины потерь энергии в электрических сетях, «Электричество», 1968, № 2.

3. Гольденблат Б. И., Об оценке величины потерь

энергии в электрических сетях (дискуссия), «Электричество», 1969, № 2.

4. Волобринский С. Д. и др., Электрические нагрузки промышленных предприятий, изд-во «Энергия», 1964.

5. Временные руководящие указания по определению электрических нагрузок промышленных предприятий, Госэнергоиздат, 1962.

6. Глазунов А. А. и Глазунов А. А., Электрические сети и системы, Госэнергоиздат, 1962.

7. Каменский М. Д., Об оценке величины потерь энергии в электрических сетях (дискуссия), «Электричество», 1969, № 3.

8. Айзенберг Б. Л. и др., Вопросы методики определения и снижения потерь электроэнергии в электрических сетях, Изд. ЛИЭИ, 1958.

9. Кезевич В. В., Зависимость числа часов потерь от использования максимума, «Электрические станции», 1948, № 9.

10. Залесский А. М., Передача электрической энергии, Госэнергоиздат, 1948.

11. Караев Р. И. и Малахов В. И., Методика расчета потерь энергии в электрических распределительных сетях, «Электричество», 1968, № 4.

12. Грудинский П. Г. и Сыч Н. М., Об определении потерь энергии по времени потерь, «Электричество», 1962, № 2.

13. Инструктивные указания по проектированию электрических промышленных установок, Тяжпромэлектропроект, изд-во «Энергия», 1968, № 6.

С. Д. Волобринский

#### ОТ РЕДАКЦИИ

Редакция выражает благодарность тов. Волобринскому С. Д. и всем участникам дискуссии о путях повышения точности определения потерь энергии в электрических сетях при их проектировании.

Вместе с тем редакция обращает внимание авторов на необходимость уточнения некоторых положений. Несмотря на кажущуюся простоту вопроса его практически приемлемое решение затруднено. По-видимому, целесообразно различать сети предприятий разных отраслей промышленности. В каждом из характерных случаев графики нагрузки могут иметь некоторую общность формы, что существенно облегчает решение задачи повышения точности результатов расчета. Для питающих сетей (с номинальным напряжением 35 кВ и выше) с разнородными нагрузками наоборот, графики нагрузки могут быть различными для разных линий.

Необходимая точность определения потерь энергии зависит от характера решаемой задачи. В то время как при выбо-

ре схемы соединений линий сети влияние потерь энергии, обусловленной передачей по ней реактивной мощности, практически достаточно мало, при выборе параметров компенсирующих устройств это влияние может быть определяющим. Поэтому в первом случае указанное влияние может быть учтено весьма приближенно, а во втором, наоборот, требует уточнения. Поскольку, кроме того, компенсирующие устройства могут использоваться и для регулирования напряжения в сети, то, по-видимому, без рассмотрения нескольких характерных для данной сети режимов ее работы задача с достаточными основаниями решена быть не может.

Заканчивая на этом дискуссию, редакция не исключает возможности возникновения других предложений по данному вопросу и указывает, что публикация представляемых статей возможна только при наличии в них материала с принципиально новым подходом к решению задачи и со значительно улучшенными результатами расчетов.



#### ВНИМАНИЮ ЧИТАТЕЛЕЙ!

Всесоюзный научно-исследовательский институт технической информации, классификации и кодирования (ВНИИКИ) Комитета стандартов, мер и измерительных приборов при Совете Министров СССР выпускает реферативно-информационный сборник «Научно-техническая терминология».

В сборнике публикуются материалы о состоянии терминологии в различных отраслях хозяйства и областях знаний, ходе разработки новых терминологических стандартов, методике, организации и планировании терминологической работы в СССР и за рубежом; специальный раздел посвящен деятельности международных организаций по согласованию национальных терминологий.

Сборник рассчитан на специалистов в области стандартизации терминологии, инженерно-технических работников, преподавателей и студентов высших и средних специальных учебных заведений.

Сборник распространяется по подписке. Подписная цена на год 4 руб.

Подписку на сборник на 1970 г. можно оформить перечислением на расчетный счет ВНИИКИ № 14071 в Хорошевском отделении Госбанка г. Москвы либо почтовым переводом по адресу: Москва, К-1, ул. Щусева, 4, ВНИИКИ.

## Профессор Б. Ф. В А Ш У Р А

После тяжелой и продолжительной болезни умер Борис Федорович Вашура.

Советская электроаппаратостроительная промышленность, наука и высшая школа потеряли одного из основоположников электротехнической отрасли, выдающегося инженера и ученого, старейшего педагога и воспитателя нынешнего поколения электромехаников.

Б. Ф. Вашура родился в 1889 г. В 1922 г. Борис Федорович приходит инженером-конструктором на завод ХЭМЗ, где начинались работы по освоению выпуска отечественной электроаппаратуры. Начальник бюро пуско-регулирующих аппаратов завода, молодой инженер настойчиво работает над созданием теоретических основ и механики расчета электрических аппаратов.

Новая отрасль промышленности потребовала организации выпуска инженерных кадров соответствующей квалификации, и Б. Ф. Вашура, продолжая работу на заводе, читает с 1928 г. в Харьковском технологическом институте новый курс лекций «Электрические аппараты». С 1934 по 1957 гг. Борис Федорович руководит основанной им кафедрой электротехнического института ХЭТИ (ныне в составе ХПИ им. В. И. Ленина).



Под руководством и при непосредственном участии Б. Ф. Вашуры разработан методика расчета пуско-регулирующей аппаратуры, проведен теоретический анализ режимов работы автоматизированных электроприводов, расчет процессов управления. Впервые на Украине Б. Ф. Вашурой составлены и прочитаны спецкурсы лекций по аппаратам неавтоматического и автоматического управления, лекции по теории автоматического регулирования и др.

Большое внимание уделял Б. Ф. Вашура развитию научной работы на кафедре, методическим и учебным вопросам. Под его руководством разработаны и защищены двадцать пять кандидатских диссертаций. Ученики Бориса Федоровича — доктора наук, ведущие специалисты в электротехнической промышленности и в других смежных областях науки и техники.

Б. Ф. Вашура награжден орденом «Знак Почета» и медалями, неоднократно избирался депутатом городского и районного советов.

Мы, его ученики и товарищи по работе, с глубокой признательностью навсегда сохраним память о внимательном педагоге, принципиальном ученом и замечательном человеке профессоре Борисе Федоровиче Вашуре.

*Группа товарищей*

5 февраля 1970 г. после тяжелой и продолжительной болезни на 91 году жизни скончался основатель московской научной школы по технике высоких напряжений, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, лауреат Ленинской и Государственной премий, доктор технических наук, профессор

**Леонид Иванович СИРОТИНСКИЙ**

11 февраля после тяжелой и продолжительной болезни на 79 году жизни скончался крупный ученый в области энергетики, автоматики и процессов управления, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, лауреат Государственной премии и премии имени Яблочкова, генерал-майор инженерно-технической службы, академик

**Виктор Сергеевич КУЛЕБАКИН**

## Профессор Лев Давидович БЕЛЬКИНД

16 ноября 1969 г. после продолжительной тяжелой болезни на 74-м году жизни скончался доктор технических наук, Заслуженный деятель науки и техники РСФСР, профессор Лев Давидович Белькинд.

Деятельность Л. Д. Белькинда в электротехнической промышленности началась почти полвека назад после окончания им в 1919 г. Харьковского Технологического института. Занимаясь вопросами светотехники, он много сделал для организации отечественного производства приборов освещения. Он был в числе первых инженеров и организаторов самого крупного в нашей стране Московского электротехнического завода, являясь в течение ряда лет техническим директором этого завода.

Немалая заслуга Л. Д. Белькинда в реконструкции светового хозяйства Москвы. Лев Давидович участвовал в организации первой Всесоюзной светотехнической выставки (1927 г.), Всесоюзных светотехнических конференций, неоднократно был представителем СССР на сессиях Международной комиссии по освещению. В 1930—1934 гг. он — главный редактор журнала «Светотехника».

Под редакцией Л. Д. Белькинда было издано более 20 технических словарей, в том числе фундаментальные — англо-русский, немецко-русский и французско-русский политехнические словари.

Л. Д. Белькинд — один из видных деятелей высшего электротехнического образования. Почти сорок лет он работал в Московском энергетическом институте, был заместителем директора МЭИ, одним из инициаторов создания и первым деканом электрофизического факультета, организатором и первым заведующим кафедрой светотехники (1932—1947 гг.).



В 1934 г. ему присвоено ученое звание профессора, а в 1938 г. — степень доктора технических наук, в 1946 г. он удостоен почетного звания Заслуженного деятеля науки и техники РСФСР.

Л. Д. Белькинд — один из основоположников советской историко-технической науки, около четырех десятилетий он посвятил изучению истории отечественной и зарубежной электротехники. Почти 15 лет (с 1947 г.) Лев Давидович возглавлял кафедру истории техники МЭИ, был руководителем авторского коллектива, создавшего первый в нашей стране учебник «История энергетической техники». Он — один из авторов и ре-

дакторов обширной монографии «История энергетической техники СССР».

Л. Д. Белькинд известен как автор фундаментального исследования о жизни и деятельности выдающегося русского электротехника П. Н. Яблочкова. Им написаны монографии и статьи о крупнейших отечественных и зарубежных электротехниках: В. В. Петрове, А. Н. Лодыгине, В. Н. Чиколеве, М. О. Доливо-Добровольском, Т. Эдисоне, Ч. Штейнмессе и др. Его перу принадлежат книги о выдающихся деятелях московской электротехнической школы — профессорах МЭИ К. А. Круге и К. И. Шенфере. Год назад вышла из печати его книга о жизни и деятельности А. Ампера. Все эти и многие другие труды получили высокую оценку читателей.

Велики заслуги Л. Д. Белькинда в пропаганде советской и зарубежной науки и техники. Он часто выступал на страницах журнала «Электричество».

Обладея широкой эрудицией, Лев Давидович щедро делился своими знаниями с молодежью, под его руководством подготовлено много кандидатских и докторских диссертаций.

В течение ряда лет Л. Д. Белькинд был консультантом Института истории естествознания и техники АН СССР.

Лев Давидович отличался творческой энергией, исключительным трудолюбием, добросовестностью, скромностью, отзывчивостью.

За многолетнюю плодотворную деятельность по подготовке энергетических кадров Л. Д. Белькинд награжден орденами Трудового Красного Знамени, «Знак почета» и медалями СССР.

Светлая память о Льве Давидовиче Белькинде навсегда сохранится в сердцах всех, кто с ним работал и учился у него.

*Группа товарищей*



### РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ:

В. В. Афанасьев, А. И. Бертинов, В. Г. Бирюков, В. А. Веников, 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 294-24-80.

Почтовый адрес: Москва, Главный почтамт, абонентный ящик № 648.

Адрес для телеграмм: МОСКВА, ЭЛЕКТРИЧЕСТВО

## СОДЕРЖАНИЕ

Е. Д. Зейлидзон, Я. Н. Лугинский, Л. Г. Мамиконянц, М. Г. Портной, С. А. Совалов и А. А. Хачатуров — Противоаварийная автоматика в энергосистемах СССР . . . . .	1	В. Т. Ренне, Ю. С. Чатинян, В. А. Акопян и Ф. А. Мовсесов — Исследование основных свойств металлобумажных конденсаторов для люминесцентных светильников . . . . .	68
Т. А. Тевосян — В. И. Ленин и электрификация сельского хозяйства . . . . .	8	<b>ИЗ ОПЫТА РАБОТЫ</b>	
В. В. Бургсдорф, В. В. Овсенко и В. С. Рашкес — Применение деревянных опор на линиях электропередачи . . . . .	14	А. В. Иванов и В. П. Ларионов — Распределение заряда в зоне ионизации при поверхностном разряде . . . . .	71
Л. В. Межалс, Л. А. Орехов, В. Л. Фабрикант и Т. В. Смирнова — Универсальная продольная дифференциальная защита коротких ВЛ . . . . .	22	А. П. Стрельцова, Г. П. Соя и Г. А. Тольский — Электрическая прочность трансформаторного электрокартона . . . . .	75
Е. В. Лысенко — Реагирующие элементы для измерительных органов релейной защиты и автоматики . . . . .	26	<b>СООБЩЕНИЯ</b>	
А. И. Вольдек и Х. И. Янес — Некоторые основные вопросы теории индукционных магнитогидродинамических машин с жидкометаллическим рабочим телом . . . . .	32	Б. А. Константинов и Г. Л. Багиев — Об ущербе при понижении качества напряжения . . . . .	77
Р. Р. Партс — Об определении эквивалентных сопротивлений индукционных машин со сплошной вторичной системой . . . . .	39	Я. Д. Баркан — Несимметрия в сетях низкого напряжения . . . . .	78
А. А. Дартау — Общая методика составления схем многофазных двухскоростных обмоток . . . . .	43	В. Е. Поляков и В. И. Скutelников — Фазочувствительный орган на магниторезисторах . . . . .	80
А. Г. Здрок, А. А. Салютин и В. В. Мохов — Электромагнитные процессы в системе самовозбуждения генераторов с магнитными усилителями . . . . .	47	К. В. Костицына — Графический способ расчета магнитной цепи с постоянным магнитом при последовательно-параллельном соединении ее участков . . . . .	81
А. К. Лоханин — Расчет перенапряжений внутри катушки в обмотке трансформатора . . . . .	53	В. Д. Кулик — Выбор емкости фильтра тиристорного инвертора . . . . .	83
И. А. Зборовский — Анализ динамики вентильных схем методом линеаризации разностных уравнений . . . . .	57	<b>ДИСКУССИИ</b>	
Л. Г. Кошечев и Т. П. Третьяк — Мощные автономные инверторы напряжения . . . . .	61	Об оценке величины потерь в электрических сетях — Б. С. Мешель; В. И. Денисов; В. Н. Гусев, В. Р. Огороков, Т. В. Лисочкина. К вопросу об определении коэффициента потерь электрической энергии — Г. В. Вадачкория; Ответ автора — С. Д. Волобринский. От редакции . . . . .	85
А. М. Рывкин — Расчет нагрева торцевого контакта короткой дугой при отключении переменного тока . . . . .	65	<b>ХРОНИКА</b>	
		Профессор В. Ф. Вашура . . . . .	92
		Профессор Л. Д. Белькинд . . . . .	93



## CONTENTS

Fault Automation in the Power Systems of the USSR — E. D. Zeilidson, J. A. Luginski, L. G. Mamikonians, M. G. Portnoi, S. A. Sovolov, A. A. Hachaturov . . . . .	1	Determining the Heating of the End Contact by a Short Arc When Interrupting Alternating Currents — A. M. Rivkin . . . . .	65
V. I. Lenin and Rural Electrification — T. A. Tevosian . . . . .	8	A Study of the Basic Properties of Metal — paper Capacitors for Fluorescent Fixtures — V. T. Renne, U. S. Chatinian, V. A. Akopian, F. A. Movsesov . . . . .	68
Application of Wooden Transmission Line Towers — V. V. Burgsdorf, V. V. Ovseyenko, V. S. Rashkes . . . . .	14	<b>FROM OPERATING EXPERIENCE</b>	
A Universal Longitudinal Differential Relay Protection for Short Transmission Lines — L. V. Medjals, L. A. Orekhov, V. L. Fabrikant, T. V. Smirnova . . . . .	22	Charge Distribution in the Zone of Ionization for Surface Discharge — A. V. Ivanov, V. P. Larionov . . . . .	71
Responsive Elements for Measuring Units in Relay Protection and Automation — E. V. Lisenko . . . . .	26	The Electrical Withstand Strength of Transformer Card-board — A. P. Streltsova, G. P. Soya, G. A. Tolski . . . . .	75
Some Fundamentals in the Theory of Induction Machines Working with a Molten Metal — A. I. Volddek, H. I. Yanes . . . . .	32	<b>REPORTS</b>	
Determining Equivalent Impedances for Induction Machines with a Solid Secondary System — R. R. Parts . . . . .	39	The Damage Incurred by Reducing the Quality of the Voltage — B. A. Constantinov, G. L. Bagiev . . . . .	77
A General Method for Deriving Schemes for Multi-phase Two-speed Windings — A. A. Dartau . . . . .	43	Unbalances in Low Voltage Networks — J. D. Barkan . . . . .	78
Electromagnetic Transients in a Self-excitation System for Generators with Magnetic Amplifiers — A. G. Zdrok, A. A. Saliutin, V. V. Mokhov . . . . .	47	A Phase Sensitive Element Using Magneto — Resistors — V. E. Poliakov, V. I. Skutelnikov . . . . .	80
Calculation of Itra-coil Overvoltages on a Transformer Winding — A. K. Lokhanin . . . . .	53	A Graphical Method for Calculating a Series — parallel Magnetic Circuit Containing a Permanent Magnet — K. V. Kostitsina . . . . .	81
Analysis of Electronic Circuit Dynamics by Linearization of Difference Equations — I. A. Zborovski . . . . .	57	Selecting the Capacitance of the Filler for a Thyristor Inverter — V. D. Kulik . . . . .	83
Large Independent Voltage Inverters — L. G. Koscheyev, T. P. Tretiak . . . . .	61	<b>DISCUSSION</b> . . . . .	85
		<b>CHRONICLE</b> . . . . .	92





## Применение деревянных опор на линиях электропередачи

Бургсдорф В. В., Овсеев В. В., Рашкес В. С.  
«Электричество», 1970, № 3

Рассмотрен комплекс вопросов, связанных с применением деревянных опор с учетом советских и зарубежных работ в этой области. Показано, что использование деревянных опор при напряжениях до 220 кВ позволяет снизить как стоимость сооруженных линий, так и годовые расчетные затраты по ним. Широкое использование древесины должно сопровождаться улучшением качества ее пропитки. Описаны современные конструкции советских и зарубежных опор. Рассмотрено использование электроизоляционных свойств дерева при воздействии грозовых и внутренних перенапряжений и рабочего напряжения. Даны рекомендации по предупреждению возгорания опор от токов утечки. Табл. 3. Илл. 3. Библ. 26.

## Универсальная продольная дифференциальная защита коротких ВЛ

Межалс Л. В., Орехов Л. А., Фабрикант В. Л.,  
Смирнова Т. В.  
«Электричество», 1970, № 3

Приводится описание и схемы продольной дифференциальной защиты, пригодной как для двухконцевых ВЛ, так и для ВЛ с ответвлениями.

Защита выполнена по схеме с циркулирующими токами и имеет линейные характеристики при внешних коротких замыканиях. При коротких замыканиях в зоне максимальное напряжение на вспомогательных проводах ограничивается.

Торможение, вводимое в комплексы защиты, пропорционально току своего конца ВЛ. Для предупреждения ложного срабатывания в случае, когда ток на одном конце ВЛ мал или равен нулю, применена блокировка, действующая через устройство контроля исправности вспомогательных проводов. Илл. 7. Библ. 4.

## Реагирующие элементы для измерительных органов релейной защиты и автоматики

Лысенко Е. В.

«Электричество», 1970, № 3

На основе классификации способов сравнения по характеристикам выходного сигнала выделяется группа, где критерием зоны действия является знак постоянной составляющей входного сигнала, во второй группе выходной сигнал существует только в зоне действия. Параметры выходного сигнала при сравнении абсолютных значений подведенных величин позволяют проанализировать основные способы индикации постоянной составляющей в кривой выходного сигнала, их быстротечность, коэффициент возврата и сложность выполнения схемы. Приведены примеры реализации способа индикации. Табл. 1. Илл. 4. Библ. 2.

## Некоторые основные вопросы теории индукционных магнитогидродинамических машин с жидкометаллическим рабочим телом

Вольдек А. И., Янес Х. И.  
«Электричество», 1970, № 3

Исследуется вторичное электромагнитное поле и выводятся расчетные соотношения для плоских индукционных МГД машин без боковых электропроводящих шин. При предельном переходе получены соотношения для машин без поперечного краевого эффекта (цилиндрические машины, плоские машины с весьма широким каналом или с бесконечно проводящими боковыми шинами).

Влияние поверхностного эффекта по толщине слоя жидкого металла не учитывается, так как в реальных машинах оно мало.

Приводятся выражения для определения напряженности вторичного магнитного поля, плотностей вторичных токов, электромагнитных мощностей, электромагнитных сил, вторичных электрических потерь и коэффициентов, учитывающих влияние поперечного краевого эффекта. Приводятся кривые этих коэффициентов. Обосновываются и исследуются последовательные и параллельные схемы замещения индукционных МГД машин, даются выражения для параметров этих схем.

Расхождение расчетных и экспериментальных данных составляет 5–15%. Полученные соотношения применимы также к некоторым другим видам электрических машин (например, линейные асинхронные двигатели и исполнительные двигатели с полным ротором, длина которого равна длине сердечников). Илл. 8. Библ. 8.

## Об определении эквивалентных сопротивлений индукционных машин со сплошной вторичной системой

Партс Р. Р.

«Электричество», 1970, № 3

Определяются амплитуды составляющих электромагнитного поля, созданного током намагничивания для идеализированной индукционной машины, представляющей часть плоского линейного бесконечно широкого и длинного индуктора с многофазной обмоткой над полупространством, обладающим удельной электрической проводимостью. Принимается, что полупространство перемещается синхронно с бегущим магнитным полем, созданным током намагничивания. Даны выражения амплитуд составляющих электромагнитного поля, обусловленного первичным током. Показано, что на поверхности полупространства (индуктора) совокупность амплитуд нормальных составляющих магнитных полей, созданных приведенным вторичным током и реакцией полупространства, равняется нулю. Илл. 2. Библ. 11.

## Общая методика составления схем многофазных двухскоростных обмоток

Дартау А. А.

«Электричество», 1970, № 3

Рассматриваются вопросы теории обмоток машин переменного тока с переключением на различное число полюсов.

В начале даются выражения для и. с. обмотки и понятия о звезде векторов. Приводятся выражения для коэффициентов суммирования. Далее приводятся в общем виде рекомендации по составлению схем многоскоростных обмоток, где рассматриваются также случаи перехода к дробному коэффициенту переключения. В этом разделе статьи приводятся общие соображения по составлению схем, которые могут иметь практическое значение. Библ. 5.

## Электромагнитные процессы в системе самовозбуждения генераторов с магнитными усилителями

Здрок А. Г., Салютин А. А., Мохов В. В.

«Электричество», 1970, № 3

Указываются разновидности систем самовозбуждения трехфазных генераторов: с питанием однофазным и двухфазным несимметричным напряжением. Рассмотрены электромагнитные процессы в схеме самовозбуждения со средней точкой при питании ее несимметричным двухфазным напряжением источника. Анализ выполнен при аппроксимации кривой намагничивания сердечников магнитного усилителя двумя наклонными прямыми.

Получены аналитические выражения напряжений и токов для коммутационного и внекоммутационного режимов вентилей, что позволило определить характеристику управления магнитного усилителя.

Результаты анализа подтверждены экспериментальными исследованиями. Табл. 1. Илл. 5. Библ. 6.

## Расчет перенапряжений внутри катушек в обмотке трансформатора

Лоханин А. К.

«Электричество», 1970, № 3

Разработан метод расчета перенапряжений внутри катушки в однофазной дисковой обмотке трансформатора при гармонических и импульсных воздействиях. При этом учитывается взаимная индуктивность между витками в катушке, емкость между соседними витками в данной катушке и емкость между витками соседних катушек. Проанализированы особенности колебательного процесса в катушке по сравнению с процессами в обмотке. Подтверждено, что в подавляющем большинстве практических случаев при рассмотрении перенапряжений в обмотке катушку правомерно представлять в схеме замещения в виде входной емкости и собственной индуктивности. Табл. 3. Илл. 5. Библ. 4.

## Анализ динамики вентильных схем методом линеаризации разностных уравнений

Зборовский И. А.

«Электричество», 1970, № 3

Рассматривается приближенный метод определения дискретных значений тока в переходных режимах работы однофазного мостового выпрямителя при известном законе изменения угла зажигания. Метод основан на линеаризации нелинейных функций, входящих в коэффициенты разностных уравнений, описывающих процессы в схеме. Табл. 3. Илл. 2. Библ. 5.

УДК 621.314.572

## Мощные автономные инверторы напряжения

Кошечев Л. Г., Третьяк Т. П.

«Электричество», 1970, № 3

Описан автономный инвертор напряжения, предназначенный для преобразования постоянного тока в переменный повышенной частоты. Инвертор выполнен по схеме со встречно-параллельным соединением управляемого и неуправляемого вентилей.

Приведены основные расчетные соотношения, характеризующие работу инвертора и позволяющие определить основные параметры его оборудования и нагрузочные характеристики.

Рассмотрены результаты экспериментальных исследований работы инвертора на активную нагрузку при частоте 1000 гц. На базе такого инвертора создан статический преобразователь постоянного тока мощностью 3 000 квт для понижения напряжения с 6 600 до 3 300 в. Илл. 5. Библ. 4.

УДК 621.3.066.6.017.71.001.24

## Расчет нагрева торцевого контакта короткой дугой при отключении переменного тока

Рывкин А. М.

«Электричество», 1970, № 3

Приводятся расчетное уравнение и неравенство соответственно для определения средней температуры нагрева контактной поверхности торцевого контакта и предельно возможной глубины проникновения теплового потока под действием дуги, возникающей при отключении синусоидального тока. Илл. 2. Библ. 9.

УДК 621.319.4:621.315.614.6.001.5

## Исследование основных свойств металлобумажных конденсаторов для люминесцентных светильников

Ренне В. Т., Чатинян Ю. С., Акопян В. А., Мовсесов Ф. А.

«Электричество», 1970, № 3

Показаны преимущества металлобумажных конденсаторов по сравнению с бумажными. Рассмотрены основные параметры и их изменения при различных режимах работы.

Приведены таблицы расчетных и экспериментальных данных перегрева температуры внутри конденсатора и величины напряжений, вызывающих нарушение теплового равновесия.

Сопоставление данных ионизационных испытаний и результатов перегрева указывает, что при выборе допустимой перегрузки конденсатора решающим фактором является не тепловая неустойчивость, а ионизация.

Приводятся данные испытаний на срок службы. Табл. 3. Илл. 5. Библ. 5.

УДК 537.523.3:621.312.318.001.5

## Распределение заряда в зоне ионизации при поверхностном разряде

Иванова А. В., Ларионов В. П.

«Электричество», 1970, № 3

Приводятся результаты работы по исследованию распределения заряда в зоне ионизации при поверхностном разряде с помощью электрографического метода. Анализируется развитие разряда по плоскому твердому диэлектрику на постоянном и импульсном напряжениях и волнах переменной поляризации.

Экспериментально показано наличие зон с различными знаками зарядов при отрицательном разряде. Илл. 6. Библ. 3.

УДК 621.315.614.65.015.5

## Электрическая прочность трансформаторного электрокартона

Стрельцова А. П., Соля Г. П., Тольский Г. А.

«Электричество», 1970, № 3

Рассматривается зависимость электрической прочности электронизляционного картона от некоторых основных технологических факторов его изготовления.

Установлена зависимость электрической прочности от структуры картона, характеризуемой показателем пористости. Табл. 3. Илл. 2. Библ. 5.

УДК 338.40:621.3:658.26

## Об ущербе при понижении качества электроэнергии

Константинов Б. А., Багнев Г. Л.

«Электричество», 1970, № 3

Рассмотрено определение удельного ущерба при отклонениях напряжения от номинального значения на ряде текстильных предприятий. Этот ущерб определен проведением соответствующих исследований в течение одного года и выявления результатов отклонения напряжения от номинального значения. Библ. 7.

УДК 621.316.1

## Несимметрия в сетях низкого напряжения

Баркан Я. Д.

«Электричество», 1970, № 3

Несимметрию напряжений снижают в настоящее время в основном перераспределением нагрузок между фазами, что дает оградительный эффект.

Более результативным может оказаться снижение сопротивления нулевой последовательности сети и, в первую очередь, заменой распределительных трансформаторов с соединением обмоток звезда/звезда с нулем, на трансформаторы с соединением звезда/звезда—зигзаг с нулем, сопротивление нулевой последовательности которых близко к нулю.

Отмечается также, что трансформаторы с большим сопротивлением нулевой последовательности ограничивают однофазные токи короткого замыкания в сети, что ухудшает работу защиты сети. Сопротивление нулевой последовательности магистралей сети низкого напряжения может быть уменьшено включением трехфазных дросселей—нейтралеров. Замыкание сети позволяет дополнительно выровнять нагрузку между фазами. Илл. 2. Библ. 4.

УДК 621.317.373:621.3.082.73

## Фазочувствительный орган на магниторезисторах

Поляков В. Е., Скutelьников В. И.

«Электричество», 1970, № 3

Рассматривается фазочувствительная схема на базе магниторезисторов, не содержащая балластных сопротивлений и, как следствие этого, имеющая малое потребление.

Описываемое устройство может быть использовано в устройствах автоматики, в частности, для построения реле направления энергии. Илл. 2. Библ. 3.

УДК 538.26.001.24

## Графический способ расчета магнитной цепи с постоянным магнитом при последовательно-параллельном соединении ее участков

Костицына К. В.

«Электричество», 1970, № 2

Предлагаемый способ расчета магнитной цепи основан на известных методах расчета нелинейных цепей вообще и магнитных цепей с постоянным магнитом в частности. Этот способ позволяет в наглядной форме определять не только рабочую точку постоянного магнита, но и распределение магнитных потоков и н. с. на всех участках разветвленной магнитной цепи. Илл. 4. Библ. 5.

УДК 621.314.572.001.24

## Выбор емкости фильтра тиристорного инвертора

Кулик В. Д.

«Электричество», 1970, № 3

Рассматриваются процессы в однофазном резонансном последовательном инверторе с дополнительными диодами и емкостью фильтра на выходе инвертора. Приводятся расчетные выражения. Илл. 3. Библ. 3.

# ПРОДОЛЖАЕТСЯ ПОДПИСКА

## на журналы издательства «ЭНЕРГИЯ» на 1970 г.

### «ЭЛЕКТРИЧЕСТВО»

Научно-технический журнал  
Орган Академии наук СССР,  
Государственного комитета  
Совета Министров СССР  
по науке и технике  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 90-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.

### «ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА»

Научно-технический журнал  
Орган Академии наук СССР,  
Государственного комитета  
Совета Министров СССР  
по науке и технике  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 17-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 Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 41-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.

### «СВЕТОТЕХНИКА»

Научно-технический и производственный  
журнал Орган Министерства  
электротехнической промышленности СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 16-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.

### «ЭНЕРГЕТИК»

Производственно-массовый журнал  
Министерства энергетики и электрификации  
СССР и Центрального комитета профсоюза  
рабочих электростанций  
и электротехнической промышленности

Год издания 19-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.

### «ЭЛЕКТРОТЕХНИКА»

Научно-технический журнал Министерства  
электротехнической промышленности СССР  
и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 41-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.

### «ЭНЕРГОХОЗЯЙСТВО ЗА РУБЕЖОМ»

[Приложение к журналу  
«Электрические станции»]  
Производственно-технический журнал  
Орган Министерства энергетики  
и электрификации СССР и Центрального  
правления Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 15-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.

### «ПРОМЫШЛЕННАЯ ЭНЕРГЕТИКА»

Производственно-технический журнал Орган  
Министерства энергетики и электрификации  
СССР и Центрального правления  
Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 25-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.

### «ГИДРОТЕХНИЧЕСКОЕ СТРОИТЕЛЬСТВО»

Научно-технический и производственный  
журнал Министерства энергетики  
и электрификации СССР и Центрального  
правления Научно-технического общества  
энергетики и электротехнической  
промышленности

Год издания 40-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 НА ЛЮБОМ ПОЧТАМТЕ И В ОТДЕЛЕНИИ СВЯЗИ.