

Министерство высшего и среднего специального образования БССР
Белорусский ордена Трудового Красного Знамени политехнический институт

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

РЕСПУБЛИКАНСКИЙ МЕЖВЕДОМСТВЕННЫЙ СБОРНИК

Выпуск 8

620.9

НЗ4

Главный редактор
Ю.А. Малевич, кандидат технических наук

Редакционный совет:

В.П. Беляев, И.Ф. Кудрявцев, А.И. Козлов, А.М. Леонков, Л.В. Ничипорович, П.В. Ползик, Г.Е. Поспелов, В.Ф. Степанчук, Г.Н. Хартанович, Г.П. Шейна, Б.В. Яковлев

НАУЧНЫЕ И ПРИКЛАДНЫЕ ПРОБЛЕМЫ ЭНЕРГЕТИКИ

Выпуск 8

Редактор *Г.В. Вагабова*
Мл. редактор *И.В. Бирюкова*
Худож. редактор *Ю.С. Сергачев*
Техн. редактор *Л.И. Жук*
Корректоры *Н.И. Бондаренко, З.Б. Боборыко*
Операторы *И.С. Жукова, С.А. Дудкина*

ИБ 1133

Подписано к печати 30.12.80 г. АТ 04794. Формат 60x90 1/16. Бумага офсет. Офсет. печать. Усл.-печ.л. 11,5. Усл.-кр.-отт. 12. Уч.-изд.л. 10,12 Тираж 570 экз. Зак. 5614. Цена 1 р. 60 к.

Издательство "Вышэйшая школа" Государственного комитета БССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 220048. Минск, проспект Машерова, 11. Типография "Победа". Молодечно, Привокзальный переулок, 11.

Н 30300 - 076 58-81 2301000000

М304 (05) -81

© Издательство "Вышэйшая школа", 1981.

В.П.Бразовский, Б.В.Яковлев

ИССЛЕДОВАНИЕ УСЛОВИЙ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ АЭС В КРУПНЫХ СИСТЕМАХ ЦЕНТРАЛИЗОВАННОГО ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Эффективное применение атомной энергии в народном хозяйстве возможно при использовании ее не только для производства электроэнергии, но и для теплоснабжения [1]. Поэтому возникла задача приступить к подготовительным работам по использованию атомной энергии для теплоснабжения. Естественно, в ближайшее время будут широко внедряться разные типы атомных источников тепла (АИТ).

В ряду АИТ в определенных условиях должно быть отдано предпочтение АЭС как источнику тепла благодаря скорости осуществления проекта. Имеется ряд АЭС, на базе которых целесообразно осуществить первоначальные системы централизованного теплоснабжения с использованием атомной энергии. В сочетании с приемлемыми сроками ввода основного оборудования это определяется сравнительной близостью теплоемкого потребителя, готового работать в единой системе с АИТ.

Конденсационные электростанции всегда рассматривались как потенциальный источник экономичного теплоснабжения. Примером этого могут служить ряд ГРЭС (например, Василевичская, Дрогобужская и др.), на которых к настоящему времени все турбоустановки либо большинство из них являются теплофикационными. Можно полагать, что большинство современных АЭС через 15–20 лет будут использоваться как мощные источники тепла.

Привлечение АЭС для централизованного теплоснабжения городов и промышленных узлов приобретает по ряду причин особую актуальность в современных условиях развития энергетики страны, что обуславливается современной тенденцией развития топливно-энергетического баланса страны и особенно ее европейской части.

1. Использование для теплоснабжения АЭС позволяет вытеснить из топливного баланса значительное количество органичес-

кого топлива, в основном газомазутного, которое используется в существующих котельных и которое необходимо выделять для новых источников тепла.

2. Ориентация на оптимальные технические решения позволяет получить в такой динамичной отрасли как энергетика значительную экономию капиталовложений и расчетных затрат с максимальным выигрышем во времени.

3. Возрастают темпы ввода теплофикационных мощностей, поскольку приспособление турбин АЭС для отпуска тепла можно осуществить в течение нескольких месяцев, тогда как на изготовление, монтаж и ввод соответствующего по мощности теплофикационного агрегата требуется 3-4 года.

4. Исходя из темпов развития энергетики страны и поставок за рубеж разгружается крайне напряженная программа энерго-машиностроительных заводов, которые в настоящее время не справляются с выпуском теплофикационного оборудования.

5. Резко улучшается санитарное состояние и чистота воздушного бассейна городов в результате выработки тепловой энергии на значительном удалении от крупных населенных пунктов.

6. Не требуются отчуждение земельных массивов в зоне расположения городов для строительства АТЭЦ либо АСТ, вывод от них тепловых сетей и ЛЭП.

7. Упрощается регулирование топливного баланса района.

8. Использование АЭС для теплоснабжения приводит к сокращению потребления ядерного топлива в результате организации теплофикационного цикла.

Для текущего периода необходимо отметить следующее обстоятельство: при невозможности строительства ТЭЦ теплоснабжение городов и промузлов ориентируется на крупные централизованные отопительные и промышленно-отопительные котельные. Однако по ряду причин теплоснабжение многих потребителей осуществляется от мелких котельных (с перерасходом на них дефицитных видов топлива, материальных и трудовых ресурсов). В этих условиях экономичность привлечения АЭС для теплоснабжения значительно возрастает.

Большинство существующих и намечаемых АЭС расположено в густонаселенных районах страны, на сравнительно небольшом удалении от крупных городов и промышленных узлов, для развития которых требуются новые большие тепловые мощности. При определенных технических и экономических условиях АЭС могут быть привлечены для теплоснабжения как существующих,

так и вновь намечаемых в районе расположения АЭС тепловых потребителей. Возможные тепловые нагрузки, покрываемые за счет АЭС, находятся в пределах 2000 МВт.

При сооружении АЭС обычно предусматривается отпуск тепла только для поселка станции и ее площадки, в связи с чем проектная мощность бойлерных не превышает 200 - 300 МВт. Отбор тепла предусматривается из нерегулируемых отборов.

Первая теплофикационная установка АЭС была сооружена на Белоярской АЭС. Установка снабжает теплом промплощадку, поселок и теплицы. Мощность ее 23 МВт. Находится в эксплуатации Билибинская АТЭЦ, где установлены четыре турбины, имеющие регулируемый отбор пара на теплофикацию. Теплом от АТЭЦ обеспечиваются потребители промплощадки и жилого поселка. Мощность теплофикационных установок АТЭЦ 110 МВт.

В 1978 г. введена в эксплуатацию теплофикационная установка мощностью 58 МВт первого блока Курской АЭС, которая предназначена для обеспечения теплом промплощадки, жилого поселка и ряда близлежащих потребителей. На Нововоронежской АЭС мощность теплофикационных установок четырех блоков составляет около 110 МВт. Они обеспечивают теплом промплощадку. На Кольской, Армянской АЭС теплофикационные установки также обеспечивают теплом потребителей промплощадки [2]. Многолетний опыт проектирования, строительства и эксплуатации теплофикационных установок показал возможность надежного теплоснабжения от АЭС.

Имеющиеся в настоящее время теплофикационные установки АЭС сравнительно небольшой мощности предназначены для обеспечения теплом близлежащих потребителей. Как показывает практика, после окончания строительства АЭС в непосредственной близости от станции появляются потребители тепла, не предусмотренные проектом. Величина этих дополнительных нагрузок достигает 500-700 МВт как в горячей воде, так и в паре. Широкое использование атомной энергии для теплоснабжения предусматривает необходимость создания теплофикационных установок мощностью 300-500 МВт для обеспечения теплом крупных потребителей с тепловой нагрузкой 2000-3000 МВт и более.

Предусмотренное проектом и конструкцией освоенного оборудования количество отбираемого тепла для внешних потребителей позволяет присоединить к АЭС, где установлены 2 - 4 блока мощностью по 1000 МВт, зоны теплоснабжения с нагрузкой 500-1000 МВт. Для обеспечения теплом зон, потреб-

ности которых превышает указанную величину, приходится принимать сложные технические решения. Из этого можно сделать вывод о необходимости обоснования строительства АЭС с учетом обеспечения тепловых нагрузок района размещения станции; при этом должна учитываться тенденция "притяжения" к АЭС новых потребителей, особенно теплоемких.

При рассмотрении использования конкретных АЭС для отпуска тепла решаются следующие вопросы: возможность использования существующих ТЭЦ и крупных котельных, работающих на органическом топливе, для совместной работы с АЭС; структура схемы включения АЭС и существующих крупных котельных; режим использования различных источников тепла; выбор схемы выдачи тепла от АЭС; обоснование зоны влияния АЭС; определение основных параметров системы централизованного теплоснабжения от АЭС.

Реконструкция АЭС в широких масштабах приведет к значительным изменениям в технических системах; электротехнической, теплоснабжающей, топливоснабжающей, а также в экологической системе.

Все эти изменения должны учитываться при обосновании использования АЭС для теплоснабжения. Следует отметить, что задача технико-экономического сопоставления сравниваемых вариантов при расчете эффективности реконструкции значительно сложнее, чем, например, при технико-экономическом сравнении вновь вводимых объектов. Особую трудность может вызвать приведение вариантов к одинаковому энергетическому эффекту и точное определение составляющих затрат (капиталовложений и эксплуатационных издержек). Реконструкция АЭС вызывает изменение большинства режимных, технических, экономических и системных показателей.

Из-за того, что АЭС находятся на значительном удалении от потребителей тепла, эффективность их привлечения для теплоснабжения в первую очередь диктуется условием целесообразности транспортировки на большие расстояния. Предельное расстояние (целесообразная удаленность базового источника тепла от пиковой котельной) определяется разностью расчетных затрат отдельной и комбинированной схем теплоснабжения, определяющей допустимые затраты в транзитные тепловые сети.

Формирование расчетных вариантов базируется на следующих основных положениях: в рассматриваемой системе основной источник находится на значительном расстоянии от потребителей тепла, а пиковые источники - в районах теплоснабжения, при этом все подключения осуществляются только к сетям за пико-

выми котельными. Тепловые сети, отходящие от районных котельных, независимо от режима работы АЭС и способа транспорта тепла по транзитным магистралям, работают по обычному температурному графику 150–70°C и выполняются двухтрубными и примерно той же конфигурации, что и при отдельной схеме энергоснабжения. Подогрев сетевой воды в схемах модернизации турбин производится паром регулируемых и нерегулируемых теплофикационных отборов.

В настоящее время в нашей стране нашли распространение два типа АЭС: двухконтурные с водоводяными реакторами типа ВВЭР и одноконтурные с уран-графитовыми канальными реакторами типа РБМК. Примерно половина ввода электрической мощности на атомных станциях сейчас и в ближайшей перспективе намечается на одноконтурных АЭС. В качестве АИТ в ближайшее время найдут применение АТЭЦ, АСТ, АСПТ.

Несмотря на ряд специфических условий, решение технических вопросов приспособления оборудования двухконтурных АЭС для отпуска больших количеств тепла не вызывает особых затруднений. Возможность использования одноконтурных АЭС для теплоснабжения определяется в основном двумя факторами: необходимостью организации промежуточного теплофикационного контура и возможностью получения значительной дополнительной тепловой мощности реакторов.

Техническая задача организации промежуточного теплофикационного контура осложняется отсутствием освоенного промышленностью необходимого оборудования и прежде всего водоводяных теплообменников большой тепловой производительности. Дополнительную тепловую мощность на реакторах РБМК сравнительно легко реализовать на проектируемых в настоящее время установках.

На действующих установках отбор дополнительной мощности связан с определенными трудностями. Получение дополнительного тепла от реакторов РБМК-1000 рассматривается двумя путями:

а) увеличением количества пара, отпускаемого из барабана – нов-сепараторов, и использованием этого пара для подогрева сетевой воды, причем этот пар может быть предварительно сработан в головных отсеках турбины;

б) установкой на воде первого контура после барабанов-сепараторов дополнительных теплообменников.

Второй путь увеличения тепловой мощности применим также и для двухконтурных реакторов.

Таблица 1. Характеристики выпускаемых и проектируемых

мощных турбин для АЭС

Характеристика турбин	Тип			турбоустановки					
	К-220-44 ХТГЗ	К-500-60 ХТГЗ	К-500-65 ХТГЗ	К-750-65 ХТГЗ	К-1000-65 ХТГЗ	К-1000- -60 ЛМЗ	К-1000- -65 ХТГЗ	К-1200- -65 ЛМЗ	ТК-450/ 500-60 УТМЗ
Давление свежего пара, МПа	4,4	6,0	6,59	6,5	5,88	$\frac{8,8}{6,0}$	6,40	6,45	5,88
Температура свежего пара, °С	-	274	280	279	274	-	278	450	274
Температура промперегрева, °С	241	260	264	263	250	250- -260	250	-	260
Температура питательной воды, °С	223	224,4	165,1	190	224	$\frac{220}{220}$	225	-	221
Конструктивная схема турбины	1 + 2	1 + 1	1 + 4	1 + 4	1 + 3	1 + 4	1 + 3	1 + 4	1+1+2
Разделительное давление, МПа	0,31	0,77	0,33	0,45	1,07	0,57	1,18	0,55	0,95
Давление в регулируемых отборах МПа	-	-	-	-	-	-	-	-	0,06-0,29 0,04-0,20
Давление в регенеративных отборах МПа									
ЦВД(ЦСД)	2,7; 1,88; 1,28; 0,52; 0,31	2,99; 1,96; 1,26; 0,79; 0,28	2,06; 1,16; 0,63; 0,35	1,86; 1,20; 0,78; 0,48;	2,94; 1,87; 1,10	-	-	-	2,39; 1,78*; 0,99; 0,43; 0,23; 0,13
ЦНД	0,13; 0,06; 0,02	0,14; 0,03	0,14; 0,07; 0,03	0,22; 0,11; 0,03	0,60; 0,32; 0,09; 0,02	-	-	0,14; 0,06	0,07*
Давление в конденсаторе, кПа	5,2	6,0	4,0	4,5	3,9	4,0- 5,5	5,8	-	9,1 ^x

* В конденсационном режиме

Использование дополнительного количества пара на блоках с реакторами РБМК-1000 возможно по следующим схемам.

1. Дросселирование пара через РОУ для подогрева сетевой воды.

2. Реконструкция ЦВД и организация отборов от каждой турбины для ступенчатого подогрева воды до 150°C . Увеличение расхода пара через ЦВД вызывает увеличение электрической мощности блока в отопительный период.

3. Установка на новых АЭС блоков с разными типами турбин (К-500-65/3000+К-750-65/3000) и организация у этих турбин регулируемых и нерегулируемых отборов пара для ступенчатого подогрева сетевой воды до температуры 150°C .

4. Установка теплофикационных турбин, например ТК-500/450-60.

Большое значение имеет выбор схемы отпуска тепла от одноконтурной станции. При выборе схемы теплофикационной установки возможны различные решения, отличающиеся количеством промежуточных контуров и распределением тепловых нагрузок между контурами.

При реконструкции конденсационных турбин атомных станций место отбора пара определяется не термодинамическим оптимумом, а особенностями конструкции турбины. На многоцилиндровых турбинах сравнительно просто отвести пар из перепускных труб между цилиндрами. В табл. 1 приведены основные характеристики изготавливаемых и проектируемых отечественных турбин для АЭС [3]. Как видно, величины давлений за ЦВД при номинальной мощности не всегда удовлетворяют требованиям, предъявляемым к теплофикационным отборам, и в значительной мере определяются конструктивными особенностями турбины.

Давление и количество пара, отбираемого из турбины, определяется: конструктивными особенностями турбины; условиями работы предотборных ступеней; необходимостью обеспечения надежной работы рабочих лопаток последних ступеней на теплофикационных режимах с уменьшенными расходами пара в конденсатор; возможностью отвода значительных количеств пара от турбины.

Предложения о выводе пара непосредственно из промежуточных ступеней цилиндра существенно усложняют конструктивные решения, и хотя параметры пара более соответствуют заданной температуре подогрева сетевой воды, такая реконструкция оказывается практически неосуществимой.

Оценка эффективности привлечения для теплоснабжения действующих и вновь вводимых АЭС проведена согласно общепринятой методике с учетом затрат по всем элементам системы. При сравнении вариантов уравнивание электрических мощностей и выработки выполнялось по видам использования этих мощностей в энергосистеме (базовые, маневренные полупиковые и пиковые). Разница в мощности между вариантами компенсируется вводом такой же мощности на замещаемых электростанциях, в качестве которых приняты: для базовой – АЭС, для маневренных полупиковых – парогазовые установки на газомазутном топливе, для пиковых – ГТУ.

Рассматривались системы теплоснабжения с расчетными нагрузками 500 и 2000 МВт. В результате выполненных исследований установлено, что оптимальный коэффициент теплофикации блоков АЭС находится в пределах 0,6–0,8, расчетный температурный график отпуска тепла равен 170/70–200/70 при подогреве сетевой воды паром отборов турбин до 130–150° С. Выявлена целесообразность покрытия части пиковой тепловой нагрузки паром, отбираемым непосредственно от парогенераторов, а также привлечения мощности АЭС для покрытия пиковой части графика электрических нагрузок энергосистемы за счет замещения отборов турбин водогрейными котлами, установленными у потребителей тепла. Число часов использования турбин АЭС в таком режиме зависит от ряда факторов, в первую очередь от соотношения стоимостей ядерного и органического топлива и соотношения затрат на базовую и пиковую энергию, и находится в пределах 1000–2500.

Исследования по эффективности использования АЭС для теплоснабжения показали, что экономическое предельное расстояние передачи тепла от реконструируемой АЭС до пиковой котельной, расположенной в зоне теплопотребления, зависит от многих факторов и в наибольшей степени от системы транспорта тепла, видов топлива на источниках централизованного теплоснабжения, типа реконструкции турбины, а для однотрубных систем – от доли горячего водоснабжения в суммарной нагрузке района. Существенное влияние на эффективность использования оказывают также тип реконструируемой станции, величина тепловой нагрузки, структура мощностей энергосистемы, уровень стоимостных показателей по топливу и электроэнергии, количество выводов и тип прокладки тепловых сетей.

В целом выполненные исследования показали, что привлечение как двухконтурных, так и одноконтурных АЭС для тепло-

снабжения целесообразно и экономически эффективно при размещении потребителей в радиусе 100–150 км. Целесообразная дальность передачи тепла от АЭС потребителям определяется конкретными условиями и зависит от многих факторов.

Л и т е р а т у р а

1. Мелентьев Л.А., Столярова И.А. О параметрах атомных теплофикационных систем. – Теплоэнергетика, 1978, № 12.
2. Атомные электрические станции / Под ред. Л.М.Воронина. – М.: Энергия, 1979, вып.2.
3. Трояновский Б.М., Трухний А.Д. Некоторые проблемы создания и эксплуатации паровых турбин. – Теплоэнергетика, 1979, № 6.

УДК 621.311

Г.Е.Поспелов, Р.И.Запатрин

ОСОБЕННОСТИ РАСЧЕТОВ НОРМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ
И ТЕХНИКО-ЭКОНОМИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДАЛЬНОЙ
ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С ПРОМЕЖУТОЧНЫМИ
ПРИСОЕДИНЕНИЯМИ НА ЭЦВМ

В данной статье предлагается общий алгоритм расчета нормальных режимов и технико-экономических показателей дальней линии электропередачи (ДЛЭП) на ЭВМ.

Трудности построения алгоритма и программы расчета на ЭВМ заключаются в необходимости учета волновых процессов, происходящих в линии, анализа напряжения в каждой точке линии, расчета энергосистем с различными схемами присоединения к линии, разнесения затрат на каждую из присоединенных к дальней линии электропередачи энергосистем.

Математическая модель расчета рассчитана на основании уравнений линии электропередачи с промежуточными присоединениями, полученных авторами.

Так, напряжение и ток в любой точке линии определяются как

$$U = U_0 + \sum_m^n (\Delta U_m \operatorname{ch} \gamma l_m + I_m Z_B \operatorname{sh} \gamma l_m); \quad (1)$$

$$I = I_0 + \sum_m^n \left(\frac{1}{Z_B} \Delta U_m \operatorname{sh} \gamma l_m + I_m \operatorname{ch} \gamma l_m \right),$$

где U_0 , I_0 - соответственно напряжение и ток в любой точке линии без промежуточных отборов мощности; m - порядковый номер первой присоединяемой энергосистемы справа от рассматриваемой точки; n - количество промежуточных систем от рассматриваемой точки справа; ΔU_m - падение напряжения в последовательном элементе схемы связи промежуточной энергосистемы с линией; I_m - ток в параллельном элементе схемы связи; γ - коэффициент распределения электромагнитных волн напряжения и тока вдоль линии; Z_B - волновое сопротивление линии; l_m - расстояние от рассматриваемой точки линии до точки подключения m - промежуточной системы.

Уравнения (1) позволяют проводить исследования нормальных режимов работы дальних электропередач для последовательной, параллельной и последовательно-параллельной схем связи линии с промежуточными энергосистемами.

Связь технико-экономических показателей с выбираемым режимом распределения напряжения вдоль линии определяется двумя законами:

- жестким закреплением напряжения вдоль линии

$$U^* = f_1(p) = \text{const}; \quad (2)$$

- изменяющимся распределением напряжения вдоль линии в зависимости от передаваемой мощности

$$U^* = f_2(p) = \text{var}. \quad (3)$$

Реализация закона (3) осуществлялась по выражению

$$U_m^* = A_m(l_m^*) U_k + B_m(l_m^*) p_k^*, \quad (4)$$

где A_m , B_m - обобщенные постоянные однородного участка линии в функции от приведенной длины l_m^* и мощности p_k^* .

В свою очередь величины l_m^* и p_k^* определялись как

$$l_m^* = l_0 \frac{\lambda_n}{\lambda_0} k; \quad (5)$$

$$p_k^* = \sum_m^n p_m \frac{\lambda_0}{\lambda_n} k,$$

где λ_0 - волновая длина всей рассматриваемой линии; λ_n - волновая длина, к которой подстраивается линия; k - коэффициент точности подстройки; $\sum_m^n p_m$ - сумма активных мощностей передаваемых по линии от m -й точки к концу линии.

В расчетах технико-экономических показателей в качестве важнейших из них приняты: угол между напряжениями начала и конца линии - θ ; удельный расход настраивающих устройств - $k_{уд}$; стоимости передачи электрической энергии на шихах каждой из промежуточных систем - $C_{n1}, \dots, C_{nm}, C_{nn}, C_{nk}$; общая стоимость передачи электрической энергии - $C_{n\sigma}$.

Непосредственная связь между техническими и экономическими показателями установлена посредством критериальной длины линии ($l_{кр}$) и экономическим КПД ($\eta_э$). Эти показатели указывают на оптимальные соотношения между капитальными вложениями и стоимостью потерь электрической энергии [1].

Критериальная длина $l_{кр}$ и экономический КПД $\eta'_э$ для всей передачи в целом учитывают удельные капитальные вложения в настраиваемые устройства и дополнительные компенсирующие устройства, обеспечивающие соответствующий режим работы системы электропередачи.

Критериальная длина передачи вычисляется по выражению

$$l'_{кр} = l_{кр} \sqrt{\frac{1}{1+M}}, \quad (6)$$

где M – коэффициент, учитывающий затраты, приходящиеся на настраиваемые устройства.

Коэффициент M определяется как

$$M = \frac{3_y}{k_{л} p_{л} L}, \quad (7)$$

где 3_y – затраты, связанные с установкой дополнительных настраиваемых или регулирующих устройств; $k_{л}$ – стоимость 1 км линии; $p_{л}$ – нормативный коэффициент эффективности капитальных вложений; L – длина всей линии.

Экономический КПД как линии, так и электропередачи в целом характеризует минимальную стоимость передачи электрической энергии [1, 2].

Анализ результатов расчета был проведен по зависимостям технико-экономических показателей от мест присоединения и величин отборов мощности для линии электропередачи протяженностью 2000 км напряжением 1150 кВ с двумя промежуточными отборами мощности.

Параметры линии для расчетов были приняты следующие: $x = 0,281$ Ом/км; $r_0 = 0,1195 \cdot 10^{-1}$ Ом/км; $b_0 = 0,397 \cdot 10^{-5}$ 1/Ом·км; $g = 0,18 \cdot 10^{-7}$ 1/Ом·км.

Как показал анализ, технико-экономические показатели линии электропередачи длиной $L = 2000$ км с двумя отборами мощностей в значительной степени зависят от закона распределения напряжения вдоль линии. Удельный расход компенсирующих устройств снижается в случае полуволнового распределения напряжения вдоль линии.

Л и т е р а т у р а

1. Поспелов Г.Е. Элементы технико-экономических расчетов систем электропередачи. – Минск: Вышэйшая школа, 1967.
2. Поспелов Г.Е., Запатрин Р.И. Анализ нормальных режимов настроенной электропередачи с промежуточными отборами мощности. – В сб.: Электроэнергетика и автоматика. Кишинев: Штиинца, 1974, вып. 18.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОМПЛЕКСА ПОЛНОЙ МОЩНОСТИ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ С КООКСИАЛЬНЫМИ ФАЗАМИ

Линии электропередачи, фазы которых выполняются коаксиальными, в общем случае представляют собой фактически двухцепные криогенные или газовые ЛЭП, но обладающие рядом специфических особенностей. В таких конструкциях линий важной величиной является напряжение между внутренним и внешним токопроводами, так как им определяется выбор толщины электроизоляции между проводниками коаксиала. Кроме того, на базе коаксиальных фаз криогенных и газовых ЛЭП могут быть созданы управляемые электропередачи за счет подачи различных по модулю и по фазе напряжений и токов на токопроводы коаксиала.

В связи с этим представляет интерес получить выражения общей мощности линии с коаксиальными фазами (мощности двух цепей), содержащие величину напряжения между проводниками коаксиала и фазы напряжений и токов обеих цепей.

Вычислим сначала модуль напряжения между проводниками коаксиала. Напряжение коаксиала

$$\dot{U}_k = \dot{U}_1 - \dot{U}_2, \quad (1)$$

где \dot{U}_1 , \dot{U}_2 - векторы фазных напряжений внутреннего и внешнего проводников. Графически эта разность изображена на рис.1.

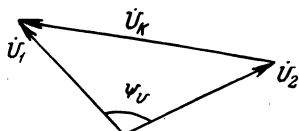


Рис. 1. Векторная диаграмма напряжений.

На основании треугольника напряжений, образованного векторами \dot{U}_1 , \dot{U}_2 , \dot{U}_k , по теореме косинусов получим:

$$\dot{U}_k = \sqrt{U_1^2 + U_2^2 - 2U_1U_2 \cos \psi_u}, \quad (2)$$

где ψ_u - угол между векторами напряжений \dot{U}_1 и \dot{U}_2 коаксиала. Обозначим через

$$k_u = |\dot{U}_2/\dot{U}_1| = U_2/U_1, \quad (3)$$

тогда

$$U_k = U_1 \sqrt{1 + k_u^2 - 2k_u \cos \psi_u}. \quad (4)$$

Рассмотрим частные случаи работы линии по различным схемам:

1. Схема противотока. В этом случае при заземлении внешнего проводника коаксиала $U_2 = 0$ и

$$U_K = U_1 \quad (5)$$

2. Схема противофазы напряжений. Для нее имеем

$$|\dot{U}_1| = |\dot{U}_2| = U; \quad |\psi_u| = 180^\circ.$$

На основании формулы (2) получим

$$U_K = 2U. \quad (6)$$

3. Схема спаренных фаз. В этой схеме при условии, что $|\dot{U}_1| = |\dot{U}_2| = U$ и $|\psi_u| = 120^\circ$, из выражения (2) определяем

$$U_K = \sqrt{3} U. \quad (7)$$

Теперь найдем выражения комплекса полной мощности коаксиальной линии электропередачи. Рассмотрим общий случай,

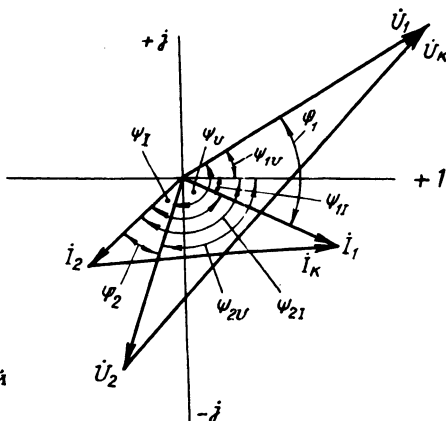


Рис. 2. Общий случай векторной диаграммы напряжений и токов.

когда напряжения и токи внутреннего и внешнего проводников коаксиала не равны по модулю и отличаются по фазе на произвольные углы (рис. 2).

Представим мощность коаксиальной линии как двухцепной в виде

$$\begin{aligned} \dot{S}_K = & 3\hat{U}_1 \dot{i}_1 + 3\hat{U}_2 \dot{i}_2 = 3U_1 I_1 e^{-j\psi_{1u}} e^{j\psi_{1I}} + \\ & + 3U_2 I_2 e^{-j\psi_{2u}} e^{j\psi_{2I}}, \end{aligned} \quad (8)$$

где \dot{i}_1 , \dot{i}_2 — векторы токов внутреннего и внешнего проводников коаксиала; ψ — углы, характеризующие фазы соответствующих напряжений и токов.

Введем следующие обозначения:

$$k_I = \left| \dot{I}_2 / \dot{I}_1 \right| = I_2 / I_1; \quad (9)$$

$$\varphi_u = \varphi_{1u} - \varphi_{2u}; \quad \varphi_I = \varphi_{1I} - \varphi_{2I}; \quad (10)$$

$$\varphi_1 = \varphi_{1u} - \varphi_{1I}; \quad \varphi_2 = \varphi_{2u} - \varphi_{2I}. \quad (11)$$

С учетом выражений (3), (9) и (11) для равенства (8) получим

$$\begin{aligned} \dot{S}_k &= 3 U_1 I_1 (e^{-j\varphi_1} + k_u k_I e^{-j\varphi_2}) = 3 U_1 I_1 e^{-j\varphi_1} \times \\ &\times (1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_1 - \varphi_2)}) \end{aligned} \quad (12)$$

или

$$\begin{aligned} \dot{S}_k &= S_1 e^{-j\varphi_1} (1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_1 - \varphi_2)}) = \\ &= \dot{S}_1 (1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_1 - \varphi_2)}). \end{aligned} \quad (13)$$

Тогда с учетом (10) и (11) из (13) найдем

$$\begin{aligned} \dot{S}_k &= \dot{S}_1 (1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)}) = 3 \hat{U}_1 \dot{I}_1 \times \\ &\times (1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)}). \end{aligned} \quad (14)$$

Введем в формулу мощности напряжение коаксиала. Для этого запишем

$$\begin{aligned} \hat{U}_k &= \hat{U}_1 - \hat{U}_2 = \hat{U}_1 \left(1 - \frac{\hat{U}_2}{\hat{U}_1}\right) = \hat{U}_1 \left(1 - \frac{U_2}{U_1} e^{j(\varphi_{1u} - \varphi_{2u})}\right) = \\ &= \hat{U}_1 (1 - k_u e^{j\varphi_u}). \end{aligned}$$

$$\text{Отсюда } \hat{U}_1 = \hat{U}_k / (1 - k_u e^{j\varphi_u}). \quad (15)$$

Подставим значение \hat{U}_1 из (15) в формулу (14)

$$\dot{S}_k = 3 \hat{U}_k \dot{I}_1 \frac{1 + k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)}}{1 - k_u e^{j\varphi_u}} = 3 U_k I_1 e^{-j\varphi_k} \times$$

$$\times \frac{1+k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)}}{1 - k_u e^{j\varphi_u}}, \quad (16)$$

где φ_k - угол между векторами напряжения коаксиала и током внутреннего проводника.

Угол φ_k не всегда известен, поэтому получим формулы, не содержащие его.

Выражая из (4) величину U_1 и подставляя в (12), получим

$$\dot{S}_k = 3U_k I_1 e^{-j\varphi_1} \frac{(1+k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)})}{\sqrt{1+k_u^2 - 2k_u \cos \varphi_u}}. \quad (17)$$

Введем понятие несбалансированного тока коаксиала и как для (1) запишем

$$\dot{I}_k = \dot{I}_1 - \dot{I}_2.$$

Оно может быть полезным при оценке результирующего влияния токов проводников коаксиала на экран.

Модуль тока \dot{I}_k по теореме косинусов по аналогии с формулами (2) и (4) k может быть представлен в виде

$$I_k = I_1 \sqrt{1+k_I^2 - 2k_I \cos \varphi_I}. \quad (18)$$

Таким образом, выразив I_1 из (18) и подставив его в (17), получим выражение комплекса полной мощности линии электропередачи с коаксиальными фазами

$$\dot{S}_k = 3U_k \dot{I}_k e^{-j\varphi_1} \frac{1+k_u k_I e^{-j(\varphi_u - \varphi_I)}}{\sqrt{(1+k_u^2 - 2k_u \cos \varphi_u)(1+k_I^2 - 2k_I \cos \varphi_I)}}. \quad (19)$$

В заключение рассмотрим наиболее характерные частные случаи применения различных схем линий и проведем их сравнение на основании числовых примеров расчета.

1. Схема противотока. Внешний проводник коаксиала заземлен, $U_2 = 0$. При условии, что $I_1 = I_2 = I$; $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$, тогда на основании (3) и (9) $k_u = 0$, $k_I = 1$.

Из формулы (17) получим

$$\dot{S}_k = 3U_k I e^{-j\varphi}, \quad (20)$$

где U_k определяется по выражению (5).

2. Схема противофазы напряжений: $|\dot{U}_1| = |\dot{U}_2|; |\dot{i}_1| =$

$$|\dot{i}_2| = I; \varphi_{2u} = \varphi_{1u} - 180^\circ; \varphi_{2I} = \varphi_{1I} - 180^\circ; \varphi_1 = \varphi_2 = \varphi.$$

Тогда $k_u = 1; k_I = 1; \varphi_u = 180^\circ; \varphi_I = 180^\circ$. Подставляя эти значения в формулу (17), получим

$$\dot{S}_k = 3U_k I e^{-j\varphi}, \quad (21)$$

где U_k определяется по выражению (6).

3. Схема спаренных фаз: $|\dot{U}_1| = |\dot{U}_2|; |\dot{i}_1| = |\dot{i}_2| = I;$

$$\varphi_{2u} = \varphi_{1u} - 120^\circ; \varphi_{2I} = \varphi_{1I} - 120^\circ; \varphi_1 = \varphi_2 = \varphi.$$

При этих условиях $k_u = 1; k_I = 1; \varphi_u = 120^\circ; \varphi_I = 120^\circ$.

Подставив эти значения в (17) и выполнив соответствующие преобразования, получим

$$\dot{S}_k = 2\sqrt{3} U_k I e^{-j\varphi},$$

где U_k определяется по выражению (7).

4. Схема противофазы напряжений при условии $\varphi_{2u} = \varphi_{1u} - 180^\circ; \varphi_{2I} = \varphi_{1I} - 180^\circ; \varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$, но $|\dot{U}_1| \neq |\dot{U}_2|$ и $|\dot{i}_1| \neq |\dot{i}_2|$.

При $k_u \neq 1$ и $k_I \neq 1$ из формулы (17) получим

$$\dot{S}_k = 3U_k I_1 \frac{1 + k_u k_I}{1 + k_u} e^{-j\varphi}. \quad (23)$$

При $k_u = 1$

$$\dot{S}_k = 3U_k I_1 \frac{1 + k_I}{2} e^{-j\varphi} = 3U_1 I_1 (1 + k_I) e^{j\varphi}, \quad (24)$$

при варьировании напряжения и тока в широких пределах

Таблица 1. Числовые значения комплекса полной мощности

Вариант схемы	Номинальное напряжение внутреннего проводника коаксиала U_1 , кВ	Величина комплекса полной		
		$k_u = 1^*$, $k_I = 1$		
		1	10	50
Противотока	0,4	0,001	0,012	0,06
	35	0,105	1,05	5,25
	110	0,33	3,3	16,5
Противофазы	0,4	0,002	0,024	0,12
	35	0,21	2,1	10,5
	110	0,66	6,6	33,0
Спаренных фаз	0,4	0,002	0,024	0,12
	35	0,21	2,1	10,5
	110	0,66	6,6	33,0

мощности \dot{S}_k , ГВ·А при условиях и номинальных токах, кА								
$k_u = 1, I_1 < I_2,$ $k_u = 1,05,$ $I_1 > I_2, k_I = 0,95$			$k_I = 1,$ $U_1 > U_2,$ $k_U = 0,95$			$U_1 > U_2, k_u = 0,95$ $I_1 < I_2, k_I = 1,05$		
1	10	50	1	10	50	1	10	50
—	—	—	—	—	—	—	—	—
0,002	0,023	0,12	0,002	0,024	0,12	0,002	0,02	0,12
0,2	2,05	10,3	0,21	2,1	10,5	0,21	2,1	10,7
0,64	6,4	32,2	0,66	6,6	33,0	0,67	6,7	33
0,002	0,023	0,12	0,002	0,024	0,12	0,002	0,02	0,12
0,2	2,05	10,3	0,21	2,1	10,5	0,21	2,1	10,7
0,64	6,4	32,2	0,66	6,6	33,0	0,67	6,7	33,0

* Кроме схемы противотока, для которой $U_2 = 0, k_u = 0$.

5. Схема спаренных фаз при условии $\psi_{2u} = \psi_{1u} - 120^\circ$; $\psi_{2I} = \psi_{1I} - 120^\circ$; $\varphi_1 = \varphi_2 = \varphi$, но $|\dot{U}_1| \neq |\dot{U}_2|$ и $|\dot{i}_1| \neq |\dot{i}_2|$. После соответствующих преобразований при $k_u \neq 1$ и $k_I \neq 1$ из формулы (17) получим

$$\dot{S}_k = 3U_k I_1 \frac{1+k_u k_I}{\sqrt{k_u^2 + k_u + 1}} e^{-j\varphi} \quad (25)$$

При $k_u = 1$

$$\dot{S}_k = \sqrt{3} U_k I_1 (1+k_I) e^{-j\varphi} \quad (26)$$

В качестве примера рассмотрим коаксиальную сверхпроводящую кабельную линию переменного тока с изменяющимся напряжением от 0,4 до 110 кВ и током от 1 до 50 кА. Для выбранных величин определим числовые значения комплекса полной мощности. Результаты расчетов приведены в табл. 1.

Анализ полученных зависимостей (20)–(26) при значениях $k_u = 1$; $k_u \neq 1$ и $k_I = 1$; $k_I \neq 1$ (табл. 1), разных углах φ и ψ показывает, что мощность линий электропередачи с коаксиальными фазами при вариантах схем противофазы и спаренных фаз не изменяется, а по отношению к схеме противотока – увеличивается в два раза.

УДК 621.316.1:658.26

Б.М. Валов, В.В. Прокопчик

ПОГРЕШНОСТИ АППАРАТУРНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОТНОСТИ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ПРИ КОНТРОЛЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ КАЧЕСТВА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ

Для контроля и анализа показателей качества электроэнергии (ПКЭ) в настоящее время широко используется плотность распределения (ПР). Это обусловлено тем, что ПКЭ являются случайными процессами, которые наиболее полно описываются указанной вероятностной характеристикой. Применение ПР уже реализовано в известном приборе САКН (статистический анализатор качества напряжения) и рекомендуется для использования в других приборах контроля ПКЭ. Вместе с тем при аппаратурном определении ПР имеют место случайные погрешности, которые необходимо учитывать для получения достоверной информации.

Исследованию погрешностей определения ПР посвящен ряд работ [1, 2]. Однако общие положения этих работ не пригодны непосредственно для использования при анализе и тем более при практическом контроле ПКЭ.

В данной статье дается анализ зависимостей величины случайной погрешности при аппаратурном определении ПР в процессе контроля ПКЭ от различных факторов. Результаты исследований пригодны для использования на практике.

В [1] получено общее выражение погрешности определения ПР методом непрерывной выборки при оптимальной величине продолжительности измерения T

$$\gamma_w^2 = \frac{2}{T} \sum_{\nu=1}^{\infty} (C_{\nu} B_{\nu}) \cdot \left[\varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \right]^{-2}, \quad (1)$$

где $C_{\nu} = \frac{1}{\nu!} \left[\varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \right]$ - коэффициент разложения ПР в ряд Крамера; $B_{\nu} = \int_0^{\infty} \rho^{\nu}(\tau) d\tau$ - интервал корреляции ν -го порядка; $\varphi^{\nu} \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right)$ - ν -ая производная нормального закона

распределения; $|x|/\sigma$ - нормированный уровень анализа случайного процесса. Из (1) следует, что величина погрешности является функцией нескольких переменных, а выражение непосредственно не пригодно для практического использования. Проведем его упрощения.

Исследования авторов отклонения V , несинусоидальности U_2 и несимметрии ϵ_2 напряжения, а также данные [3, 4 и др.] показали, что в общем случае ПКЭ описываются нормированной автокорреляционной функцией (АКФ) вида

$$\rho(\tau) = \exp(-\alpha |\tau|) \cos \omega_0 \tau. \quad (2)$$

При практическом контроле ПКЭ положение интервала измерения ПР всегда выбирается так, чтобы наиболее вероятные значения всегда находились в его центре, т.е. $|x|/\sigma_x = 0$. Введем для общности результатов относительные величины продолжительности измерений $\theta = T/\tau_k$ и интервала дискретизации $d = \Delta t/\tau_k$, а также коэффициент кратности параметров АКФ $m = \omega_0/\tau_k$. Интервал корреляции для функции (2) равен $\tau_k = \alpha/(\alpha^2 + \omega_0^2) = 1/[\alpha(1+m^2)]$.

С учетом изложенного, выражение (1) преобразуется к виду

$$\gamma_w^2 = 2\alpha(1+m^2) \cdot \theta^{-1} \cdot [\varphi(0)]^{-2} \cdot \sum_{\nu=1}^{\infty} (C_{\nu} \cdot B_{\nu}). \quad (3)$$

Расчеты на ЦВМ показали, что величина γ_w слабо зависит от изменения α . Так, при изменении α в 100 раз величина γ_w изменяется не более чем в 1,5 раза. Поэтому в (3) можно положить $\alpha \approx \text{const}$. С учетом этого на ЦВМ рассчитана зависимость $\gamma_w(\theta, m)$, график которой приведен на рис. 1. Из этого графика просто определить оптимальную величину продолжительности измерения ПР $T = \theta \cdot \tau_K$ для наперед заданной величины погрешности.

Метод непрерывной выборки при определении ПР является наиболее точным по отношению к другим методам. В методе дискретной выборки величина погрешности определения ПР - δ_w зависит еще и от интервала дискретизации - Δt . Поэтому будем нормировать увеличение погрешности второго метода - $K\%$ по отношению к первому

$$K\% = 100 (\delta_w / \gamma_w - 1). \quad (4)$$

Отношение среднеквадратичных погрешностей оценок ПР - η , согласно [1], равно $\eta = \sqrt{D_D [W(x)] / D_H [W(x)]}$. Отсюда

$$K\% = 100 (\sqrt{\eta} - 1). \quad (5)$$

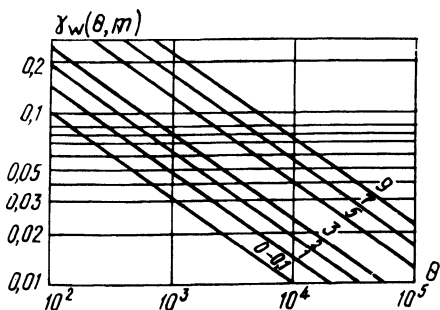


Рис. 1.

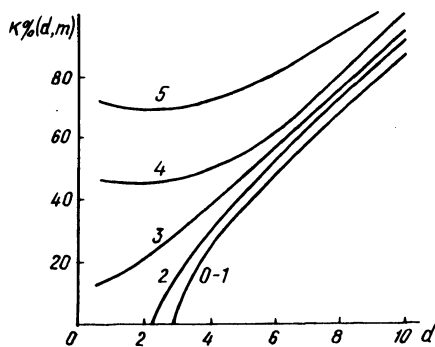


Рис. 2.

Анализ дисперсии оценки ПР по методу дискретной выборки с использованием положений теории случайных функций [5] показал, что она описывается выражением

$$D_D [W(x)] = \frac{1}{N} \left\{ \frac{\Delta x}{\sigma_x} \varphi\left(\frac{|x|}{\sigma_x}\right) \left[1 - \frac{\Delta x}{\sigma_x} \varphi\left(\frac{|x|}{\sigma_x}\right) \right] + \right. \\ \left. + 2 \sum_{i=1}^{N-1} \left(\frac{\Delta x}{\sigma_x}\right)^2 \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} \rho^{\nu}(i \cdot \Delta t) \right\}. \quad (6)$$

Подставляя (6) и выражение $D_H [W(x)]$ из [5] в (5), получим

$$\eta = \Delta t \left(2 \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} B_{\nu} \right)^{-1} \left\{ \frac{\Delta x}{\sigma_x} \varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \left[1 - \frac{\Delta x}{\sigma_x} \varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \right] + 2 \left(\frac{\Delta x}{\sigma_x} \right)^2 \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} \rho^{\nu} (i \cdot \Delta t) \right\}. \quad (7)$$

Из выражений (3) и (7) видно, что величина погрешности значительно определяется типом и параметрами АКФ контролируемого ПКЭ. Для различных ПКЭ и отраслей промышленности параметры АКФ значительно отличаются, например для спокойных и резкопеременных нагрузок. Поэтому при контроле ПКЭ величины T и Δt должны дифференцированно назначаться по ПКЭ и типам производства. Учет АКФ, кроме этого, позволяет также определять оптимальные величины T и Δt . Выражение (7) хотя и достаточно полно описывает увеличение погрешности определения ПР, однако не пригодно для практического использования. В последнем случае не обязательно знание зависимости η от всех параметров. Достаточно иметь выражение или график, дающие оценку сверху величины погрешности.

Как показали расчеты, с погрешностью не более 20% справедливо равенство $\sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} B_{\nu} = \tau_K \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu}$. Наибольшая величина η в (7) будет в том случае, когда величина дисперсии случайного процесса соизмерима с величиной Δx , т.е. $\sigma_x \approx \Delta x$. С учетом этих допущений и, подставляя в (7) выражение преобразованной нормированной АКФ (2), получим

$$\eta = d \left(2 \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} \right)^{-1} \left\{ \varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \left[1 - \varphi \left(\frac{|x|}{\sigma_x} \right) \right] + 2 \sum_{i=1}^{N-1} \sum_{\nu=1}^{\infty} C_{\nu} \left[\exp \left(- \frac{i \cdot d}{1+m} \right)^2 \cdot \cos \left(\frac{i \cdot m \cdot d}{1+m} \right) \right]^{\nu} \right\}. \quad (8)$$

Анализ на ЦВМ выражения (8) показал, что величина η максимальна при $|x| / \sigma_x = 2$, поэтому случай выбран за расчетный. Тогда выражения (7) и (4) будут только функцией параметров АКФ. График этой зависимости приведен на рис. 2, который уже можно использовать в практике контроля ПКЭ. По графикам рис. 2 для наперед заданных величин δ_w и δ'_w , т.е. по $K\%$, можно просто определить оптимальную величину $\Delta t = d \cdot \tau_K$.

Таблица 1. Значения коэффициента кратности параметров АКФ

ПКЭ	Характер электрической нагрузки		
	Городская электрическая сеть	Непрерывные прокатные станы	Дуговые сталеплавильные печи
U_{γ}	0	0,5-2,0	1,0-3,0
V	0	0,5-1,0	1,0-2,5
ϵ_2	0	0-0,05	0,5-2,0

Полученные выражения (3) и (8), а также рис. 1 и 2 являются общими для всех ПКЭ, которые можно представить непрерывной функцией напряжения и описываются АКФ вида (2). Сюда относятся большинство ПКЭ. В свою очередь, кривые рис. 1 и 2 построены для $m = 0-10$, т.е. они охватывают весь диапазон типов электрических нагрузок - от спокойных до резкопеременных.

Применение формул (3) и (8), а также рис. 1 и 2 предполагает знание параметров АКФ для различных ПКЭ и типов электрических нагрузок. Такие данные должны быть получены в результате экспериментальных исследований и систематизированы, чтобы далее их использовать как априорные. Авторами проведены исследования для ряда характерных нагрузок (табл. 1).

Л и т е р а т у р а

1. Мирский Г.Я. Аппаратурное определение характеристик случайных процессов. - М.: Энергия, 1967. 2. Цветков Э.И. Основы теории статистических измерений. - Л.: Энергия, 1979. 3. Аберсон М.Л., Сысоев Л.П. Вероятностные характеристики напряжения в электрических сетях. - Электричество, 1973, № 8. 4. Смелянский М.Я., Минеев Р.В., Михеев А.П. Вероятностные характеристики пульсаций тока мощных дуговых электропечей. - Электричество, 1974, № 4. 5. Пугачев В.С. Теория случайных функций и ее применение. - М.: Физматгиз, 1962.

ИССЛЕДОВАНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ КОМПЕНСАЦИИ РЕАКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ЭНЕРГОСИСТЕМЕ ПРИ ПРИМЕНЕНИИ НА ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЯХ ИЗОЛИРУЮЩИХ ТРАВЕРС

Применение изолирующих траверс на линиях электропередачи приводит к уменьшению индуктивного сопротивления и увеличению емкостной проводимости. В результате этого в электрической системе уменьшаются потери реактивной мощности и увеличивается зарядная мощность линии. Следовательно, в системе, содержащей линии электропередачи с изолирующими траверсами, для обеспечения баланса реактивной мощности потребуется меньшая генерируемая реактивная мощность. Поскольку реактивная мощность генераторов электрических станций определяется однозначно, то при применении на линии электропередачи траверс из изолирующих материалов появляется возможность снижения необходимой мощности компенсирующих устройств.

Для оценки указанного эффекта нами были проведены исследования по определению необходимой оптимальной мощности компенсирующих устройств при двух вариантах выполнения основных сетей одной из реальных энергосистем: а) при фактически существующих сетях; б) при предположении, что воздушные линии 100–500 кВ выполнены с изолирующими траверсами.

Расчеты оптимальной мощности компенсирующих устройств выполнены на ЭЦВМ по методике и программе, разработанной в [1].

Известно, что индуктивное сопротивление зависит от среднегеометрического расстояния между фазами линии (D), эквивалентного радиуса расщепления ($r_{\text{э}}$) и количества проводов в фазе (n) и может быть представлено в виде

$$x_{\text{о}} = f \left(\lg \frac{D_{\text{ср}}}{r_{\text{э}}}; \frac{1}{n} \right), \quad (1)$$

а реактивная проводимость

$$b_{\text{о}} = F \left(\frac{1}{D_{\text{ср}}}; \lg \frac{D_{\text{ср}}}{r_{\text{э}}} \right). \quad (2)$$

Таблица 1. Результаты расчетов индуктивных сопротивлений и реактивных проводимостей для ВЛ 110–500 кВ

Линии с традиционными траверсами			Линии с изолирующими траверсами			Δx_o , %	Δb_o , %
$D_{\text{ср}}, \text{ м}$	x_o , Ом/км	b_o , Ом ⁻¹	$D_{\text{ср}}, \text{ м}$	x_o^* , Ом/км	b_o^* , Ом ⁻¹		
U = 110 кВ			n = 1				
4,5	0,43	131	3,0	0,40	139,3	5,7	6,3
5,1	0,44	127	3,0	0,42	133,4	4,9	5,0
4,5	0,40	141,6	3,0	0,37	151,6	6,2	7,1
4,5	0,39	144,6	3,0	0,36	155,6	6,3	7,6
4,5	0,39	289,2	3,0	0,36	312,2	6,3	7,9
4,5	0,39	433,8	3,0	0,36	466,9	6,3	7,6
4,5	0,39	723,0	3,0	0,36	778,0	6,3	7,6
U = 220 кВ			n = 1				
6,8	0,41	275,3	2,0	0,33	341,1	48,6	23,9
6,8	0,41	550,6	2,0	0,33	682,0	18,6	23,9
7,3	0,41	544,4	2,2	0,34	669,8	17,9	23,0
8,3	0,42	533,8	3,3	0,36	621,4	13,6	16,4
6,8	0,40	563,0	2,0	0,32	701,4	19,0	24,6
7,3	0,41	822,9	2,2	0,34	1014,0	18,0	23,2
6,8	0,40	985,2	2,0	0,32	4227,3	19,0	24,6
U = 500 кВ			n = 3				
13,7	0,29	2248,4	4,0	0,22	3056,0	26,2	35,9
13,7	0,29	2285,0	4,0	0,21	3123,0	26,3	36,6
15,1	0,30	2936,0	5,0	0,23	3825,0	23,0	30,3
15,1	0,29	3729,0	5,0	0,23	4881,0	23,1	30,9

При применении изолирующих траверс на воздушных линиях электропередачи эти параметры изменяются, в результате чего индуктивное сопротивление электропередачи уменьшается, а реактивная проводимость увеличивается. В табл. 1 приведены результаты исследований индуктивных сопротивлений и реактивных проводимостей для реальных воздушных линий 110–500 кВ с традиционными и изолирующими траверсами и определены относительные изменения этих параметров.

Из табл. 1 следует, что индуктивное сопротивление воздушных линий при применении на них изолирующих траверс уменьшается примерно на 5–26% в зависимости от класса напряжения и расположения проводов. Величина реактивной проводимости для воздушных линий электропередач напряжением 110–500 кВ увеличивается на 5–36%. При этом x_0 и b_0 в большей мере зависит от изменения расстояний между фазами и расположения проводов линий, что можно осуществить при применении на последних изолирующих стеклопластиковых траверс.

С другой стороны, изменение электрических характеристик, связанных с применением изолирующих траверс на линиях электропередачи, вызывает изменение оптимальной мощности компенсирующих устройств. Выполнены исследования по определению оптимальной мощности компенсирующих устройств для двух вариантов, когда воздушные линии энергосистемы будут с изолирующими и традиционными траверсами. На основании анализа этих вариантов установлено, что величины потерь реактивной и активной мощности в энергосистеме уменьшились соответственно на 23,6% и 10,3%.

Экономический эффект от уменьшения потерь активной мощности в год определяется следующим образом:

$$\delta Z_p = \delta P \cdot \beta \cdot \tau, \quad (3)$$

где δP – величина уменьшения потерь активной мощности в максимальном режиме при применении на воздушных линиях изолирующих траверс; β – стоимость 1 кВт·ч потерь энергии; τ – время потерь.

В том случае, когда энергосистема работает с дефицитом реактивной мощности, экономия от уменьшения мощности компенсирующих устройств в год по приведенным затратам определяется из выражения

$$\delta Z_k = \delta Q_k \left((p_n + p) \cdot k_y + \Delta p_y \cdot \beta \cdot T_{MK} \right), \quad (4)$$

где p_n , p – соответственно нормативный коэффициент эффективности и коэффициент, учитывающий амортизацию, стоимость обслуживания и текущего ремонта в долях от капиталовложений; δQ_k – снижение потерь реактивной мощности при применении изолирующих траверс; k_y – стоимость 1 МВар компенсирующих устройств; Δp_y – удельные потери активной мощности в компенсирующих устройствах; T_{MK} – время использования максимальной мощности компенсирующих устройств.

Таблица 2. Потери активной и реактивной мощностей в энергосистеме при строительстве воздушных линий с традиционными и изолирующими траверсами

Потери активной мощности, МВт			Потери реактивной мощности, МВар		
Δp	Δp^*	δp	ΔQ_K	ΔQ_K^*	δQ_K
177	159	18	935	712	222

В табл. 2 приведены результаты исследований потерь мощностей в электрических сетях 110–500 кВ конкретной энергосистемы с традиционными траверсами $-\Delta P$ и ΔQ_K и для случая, если эти же линии выполнены с изолирующими траверсами $-\Delta P^*$ и ΔQ_K^* .

Расчеты проведены при следующих исходных данных: $\beta = 0,015$ руб/кВт.ч; $\tau = 4000$ ч; $k = 4,5$ тыс.руб/МВар; $\Delta p_y = 0,003$ МВт/МВар; $T_{MK} = 6000$ ч; $y_n = 0,12$.

Подставляя данные табл. 2 в выражение (3) получим, что применение изолирующих стеклопластиковых траверс в энергосистеме позволяет в год получить экономию в сумме 1,095 тыс.руб. за счет уменьшения потерь активной мощности.

Используя зависимость (4) и результаты расчетов той же таблицы, получим, что годовая экономия за счет уменьшения мощности компенсирующих устройств составила 270 тыс.руб.

В заключение следует отметить, что применение изолирующих траверс на воздушных линиях наряду с улучшением габаритов, технико-экономических показателей линий электропередач позволяет уменьшить потери активной и реактивной мощности, что ведет к существенной экономии народнохозяйственных средств.

Л и т е р а т у р а

1. Федин В.Т., Прокопенко В.Г. Алгоритмы и программа на ЭЦВМ определения оптимальной компенсации реактивных узлов электрической сети. – Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика. 1978, № 10.

РЕГИСТРАТОР НАПРЯЖЕНИЙ ПРИКОСНОВЕНИЯ

Для измерения напряжений прикосновения (шага) и потенциалов заземлителя обычно используются многошлейфовые светолучевые осциллографы, которые не всегда обеспечивают необходимую точность измерения и требуют значительных трудозатрат квалифицированных измерителей на подготовку схемы измерения. Кроме того, не исключено искажение результатов измерения электромагнитными и электростатическими наводками в длинных измерительных цепях.

Все эти недостатки осциллографирования напряжения прикосновения неизбежны даже при экспериментальном коротком замыкании, когда измерения заранее тщательно подготавливаются. Чтобы расширить область объективных познаний, необходимо на большем числе электроустановок регистрировать напряжения прикосновения, причем не при экспериментальных коротких замыканиях, а при фактических аварийных ситуациях в сети. Первой попыткой в этом направлении явилось применение ферромагнитных датчиков [1]. Однако они не вышли из стадии лабораторных исследований из-за следующих недостатков: низкой точности, малого входного сопротивления, сложности расшифровки измеренной величины, нелинейности характеристики преобразователя и т.д.

В данной работе описывается регистратор напряжений прикосновения, который является модификацией импульсного ампервольтметра [2]. Достоинством этого регистратора является то, что он автоматически включается только при появлении входного сигнала достаточной величины, а после запоминания автоматически отключается. Измеряемая величина хранится до снятия показания обслуживающим персоналом. Включение регистратора только на время измерения значительно снижает потребление энергии от источников питания, что упрощает его эксплуатацию и не требует частой проверки и замены элементов питания.

Принципиальная схема регистратора приведена на рис. 1.

При появлении сигнала на входе устройства срабатывает оптрон OT1, который через открытый канал транзистора V6 подключает источник питания Б1 к схеме устройства.

На реле К1-К4 (РЭС-64А) появляются напряжения:

$$U_{K1} = U_{K2} = U; \quad (1)$$

$$U_{K3} = U_{K4} = U \frac{R_K}{2R_K + R_{15}}, \quad (2)$$

$$\text{где } U = U_{B1} - U_{OT1} - U_o \left(2 - \sqrt{1 - \frac{I_{OT1}}{nI_o}} \right) + \frac{U_o}{2 \cdot I_o \cdot R} -$$

$$- \sqrt{\left(\frac{U_o}{2 \cdot I_o \cdot R} + 1 \right)^2 - \frac{U_{B1} - U_{OT1} - U_o \left(1 - \sqrt{1 - \frac{I_{OT1}}{nI_o}} \right)}{I_o R}};$$

$$I_{OT1} = \frac{2U_{K1} + U_{K3}}{R_K},$$

где U_{B1} - напряжение источника питания Б1; U_{OT1} - остаточное напряжение на фототиристоре; I_{OT1} - ток фототиристора; R_K - сопротивление обмоток реле; $U_o I_o$ - напряжение отсечки и ток стока насыщения транзисторов V4 - V6; R - сопротивление в цепях транзисторов V5, V6, причем $R_{V6} = 0,5R_K$; $R_{V5} = 2R_K + R_{14}$; n - число транзисторов V4, включенных параллельно.

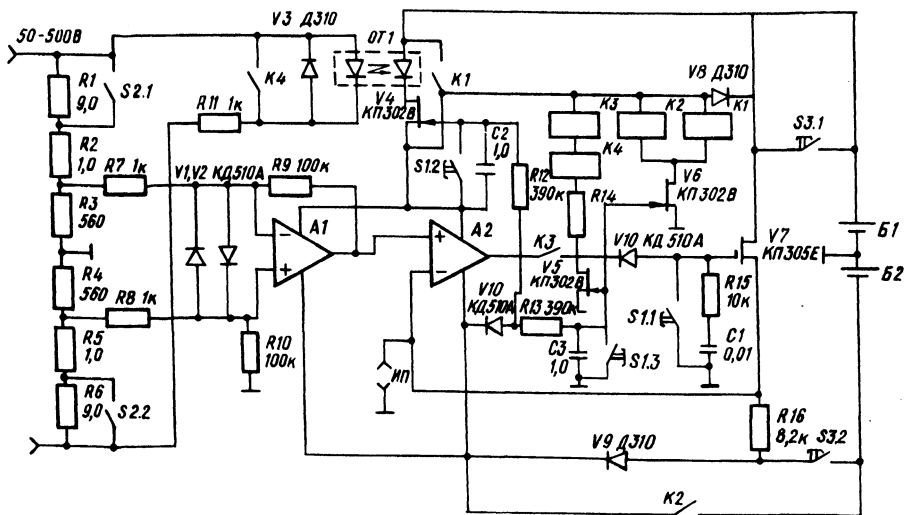


Рис. 1. Принципиальная схема регистратора напряжения прикосновения.

Если $U_{K1} \geq U_{\text{ср}}$, а $U_{K3} < U_{\text{ср}}$, то срабатывают только реле K1 и K2. Контакты реле K1 шунтируют фототиристор и транзистор V4, что вызывает увеличение напряжения на реле K3 и K4 достаточного для их срабатывания. Измерительная часть схемы переводится в рабочий режим и фиксирует измеряемую величину. Отрицательное напряжение от источника питания Б2 через диод V10 подается на интегрирующие цепочки R12-C2, R13-C3, что приводит к постепенному закрыванию транзисторов V4, V5 и V6. Через некоторое время ток, протекающий через реле K1-K4, уменьшится ниже порога отпускания, что приводит к отключению схемы регистратора от источников питания и накопительного конденсатора C1 от схемы заряда.

Время удержания реле K1-K4:

$$t_{K1} = R13 \cdot C3 \cdot \ln \left[\frac{U_{B2}}{U_{B2} - U_o \left(1 - \sqrt{\frac{U_{K\text{отп}}}{U_{K1}}} \right)} \right]; \quad (3)$$

$$t_{K3} = R13 \cdot C3 \cdot \ln \left[\frac{U_{B2}}{U_{B2} - U_o \left(1 - \sqrt{\frac{U_{K\text{отп}}}{U_{K3}}} \right)} \right], \quad (4)$$

где $U_{K\text{отп}}$ - напряжение отпускания реле K1-K4; U_{K1} , U_{K3} - напряжения на реле K1 и K3, определяемые из выражений (1) и (2) при $U_{\text{от1}} = 0$ и $I_{\text{от1}} = 0$.

Исследование схемы, представленной на рис. 1, дало следующие значения напряжений и времени удержания (табл. 1).

Таблица 1

Параметры схемы	Напряжение на реле, В				Время удержания реле, с	
	до срабатывания K1		после срабатывания K1			
	K1	K3	K1	K3	K1	K3

$U_B = 9В$

$n = 3$

3,2 1,6 4,8 2,6 0,4 0,3

$R14 = 390 \text{ Ом}$

$U_B = 12В$

$n = 1$

3,3 1,4 5,7 2,9 0,3 0,2

$R14 = 680 \text{ Ом}$

Измерительная часть схемы состоит из делителя Е, выполненного по симметричной схеме для ослабления синфазной помехи, предварительного усилителя А1 (К1УТ4001Б), включенного по дифференциальной схеме, и аналогового запоминающего устройства (АЗУ) [3]. Для увеличения постоянной времени разряда накопительного конденсатора С1 (типа ФТ-2) используется истоковый повторитель на транзисторе V 7. Улучшение линейности характеристики АЗУ достигается применением глубокой отрицательной обратной связи, охватывающей истоковый повторитель и зарядную схему на А2 (К1УТ401Б).

Для снятия показания к входу "ИП" подключается стандартный вольтметр постоянного тока, например Ц-4323, и замыкаются контакты кнопки S3. Сброс показания осуществляется кнопкой S1, а переключение пределов тумблером S2.

Описанный регистратор имеет следующие характеристики: пределы измерения - 50-500 В; время включения - 3 мс; длительность фиксируемого импульса не менее - 0,08 с; спад напряжения - 0,05% ч; погрешность измерений - 2,5%; потребление от источников питания менее - 10 мкА·ч; габариты 70х50х90 мм; масса - 0,25 кг.

Л и т е р а т у р а

1. Гуль В.И., Измайлов О.Е. К вопросу о методике регистрации с помощью ферромагнитных датчиков напряжений прикосновения и шага. - В сб.: Надежность и электробезопасность электрооборудования в районах Крайнего Севера. Норильск, 1977, с. 149-153. 2. Гончарик Е.П., Куприянович Ю.М., Ямный О.Е. Оценка электробезопасности в животноводческих помещениях. - Механизация и электрификация социалистического сельского хозяйства, 1978, № 8, с. 11-12. 3. Волгин Л.И. Измерительные преобразователи переменного напряжения в постоянное. - М.: Советское радио, 1977, с. 189-192.

УДК 338:6П2

Л.Р.Сушенок

РАЗРАБОТКА МЕТОДИЧЕСКИХ ОСНОВ АНАЛИЗА РАБОТЫ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

В настоящее время экономическому анализу работы электрических сетей уделяется недостаточное внимание, хотя на их сооружение и эксплуатацию затрачиваются сотни миллионов рублей.

Главной причиной существующего положения является отсутствие соответствующей методики экономического анализа.

Разнообразные стороны деятельности сетевых структурных подразделений наиболее полно характеризуются удельными затратами на 1 кВт·ч полезно отпущенной энергии $z_{\text{э}}$.

Формула для определения $z_{\text{э}}$ имеет следующий вид:

$$z_{\text{э}} = \frac{\sum_{i=1}^6 U_i}{W}, \quad (1)$$

где U_1 – годовые амортизационные отчисления, тыс.руб.; U_2 – годовые издержки на вспомогательные материалы, тыс. руб.; U_3 – годовые издержки на возмещение потерь электроэнергии в сетях, тыс.руб.; U_4 – годовая заработная плата, тыс.руб.; U_5 – годовые издержки на капитальный ремонт, тыс.руб.; U_6 – прочие расходы, тыс.руб.; W – полезный отпуск энергии в сети, МВт·ч.

По данной формуле рассчитаны значения $z_{\text{э}}$ за период с 1972 по 1978 гг. для электрических сетей шести районных управлений, входящих в состав рассматриваемой энергосистемы.



Соответствующие кривые приведены на рис. 1. Целью экономического анализа является выяснение причин различного среднего уровня удельных затрат для разных РЭУ (статический анализ) и тенденции их изменения за рассматриваемый период времени (динамический анализ). В табл. 1 приведены средние за рассматриваемый период значения всех составляющих, отнесенные к полезному отпуску энергии, а также $z_{\text{э}}$, W и показатель плотности сетей γ . Последний определяется как отноше-

Таблица 1. Структура удельных затрат

Наименование	W, тыс.кВт·ч	$z_{\text{э}}$ коп/кВт·ч	$z_{\text{эл}1'}$ коп/кВт·ч	$z_{\text{эл}2'}$ коп/кВт·ч
Энергосис- тема	21110178	0,35843	0,1053	0,00403
РЭУ-I	1914061	0,45313	0,1870	0,0049
РЭУ-II	3531380	0,3741	0,11586	0,0796
РЭУ-III	3174811	0,3803	0,10387	0,00489
РЭУ-IV	3412421	0,28237	0,07678	0,0023
РЭУ-V	6237716	0,33535	0,1004	0,0037
РЭУ-VI	2839784	0,41329	0,14024	0,0052

$z_{\text{эл}3'}$ коп/кВт·ч	$z_{\text{эл}4'}$ коп/кВт·ч	$z_{\text{эл}5'}$ коп/кВт·ч	$z_{\text{эл}6'}$ коп/кВт·ч	γ , усл.ед/км
0,0767	0,11	0,0403	0,0221	2,729
0,0833	0,1029	0,0494	0,0255	2,1706
0,0796	0,1088	0,0377	0,0263	2,64323
0,0855	0,1109	0,0478	0,0274	2,2049
0,0665	0,0858	0,032	0,0189	3,3557
0,0809	0,0905	0,0372	0,02263	3,12818
0,0738	0,1208	0,0425	0,0306	2,84033

Таблица 2. Результаты динамического анализа

Наименование	Амортизация	Вспомогательные материалы	Стоимость потерь
Энергосистема	0,463	0,006	1,153
РЭУ-I	0,21	-0,003	0,723
РЭУ-II	0,132	0,005	0,542
РЭУ-III	0,408	0,015	0,815
РЭУ-IV	0,296	0,01	0,653
РЭУ-V	0,909	0,008	0,611
РЭУ-VI	0,961	-0,006	0,513

Зарплата	Капитальный ремонт	Прочие расходы	Энергия	Сумма
0,611	0,063	0,108	-2,491	-0,087
0,386	-0,035	0,06	-3,957	2,616
-0,015	0,055	0,061	-2,709	-1,929
0,412	0,154	0,101	-2,708	0,904
0,877	0,0421	0,128	-1,336	0,6701
0,463	0,086	0,153	-2,152	0,078
1,199	-0,064	0,204	-3,184	-0,377

ние объема сетей в условных единицах, расположенных на территории области, к ее площади в км².

Как видно из таблицы, наименьшее значение $z_{\text{э}}$ имеет место для РЭУ-IV с третьим по величине W, но наибольшей плотностью сетей. Можно полагать, что именно этот показатель оказывает определяющее влияние на величину удельных затрат. Структура удельных затрат по всем РЭУ, кроме РЭУ/1, примерно одинакова и соответствует средней по энергосистеме. В РЭУ-1 в течение длительного времени сети были загружены значительно слабее, чем в остальных РЭУ, поэтому величины $z_{\text{э}}$ были наибольшими. В течение последних лет величина $z_{\text{э}}$ для РЭУ-1 резко снизилась за счет загрузки сетей.

В основу динамического анализа положено то обстоятельство, что величина $z_{\text{э}}$ - функция ряда переменных ($U_1, U_2, U_3, U_4, U_5, U_6, W$), т.е. $z_{\text{э}}$ является сложной функцией многих переменных. Изменение $z_{\text{э}}$ таких функций характеризуется полной производной, имеющей вид

$$\frac{\partial z_{\text{э}}}{\partial t} = \sum_{i=1}^6 \frac{\partial z_{\text{э}}}{\partial U_i} \frac{\partial U_i}{\partial t} + \frac{\partial z_{\text{э}}}{\partial W} \frac{\partial W}{\partial t} \quad (2)$$

В свою очередь регрессионные зависимости отдельных составляющих издержек и W от времени могут быть представлены выражениями:

$$U_i = a_i(t - t_0) + b_i \quad (i=1,2,\dots,6); \quad (3)$$

$$W = a_7(t - t_0) + b_7. \quad (4)$$

Подставив (3,4) в (2), получаем

$$\frac{d_s}{dt} = \sum_{i=1}^6 \frac{a_i}{\bar{W}} - \frac{a_7}{\bar{W}^2} \sum_{i=1}^6 \bar{U}_i, \quad (5)$$

где a_i – коэффициенты уравнения линейной регрессии; \bar{U}_i – средние значения годовых издержек за рассматриваемый период; \bar{W} – среднее значение полезного отпуска энергии.

Структура выражения (5) такова, что ее первые 6 компонент зависят от приростов соответствующих составляющих издержек, а седьмая – от прироста полезного отпуска энергии.

Как видно из табл. 2, наибольшее снижение удельных затрат за рассматриваемый период имело место для РЭУ-1. Это объясняется наибольшим приростом полезного отпуска (на 30%) при относительно небольшом приросте стоимости основных фондов и соответственно амортизационных отчислений. Напротив, в РЭУ-1У удельные затраты не только не снизились, а даже имели тенденцию к увеличению. Это объясняется малым приростом W и большим приростом фонда заработной платы. В РЭУ-У при существенном приросте W удельные затраты практически не менялись, что объясняется в первую очередь относительно большим приростом амортизационных отчислений.

УДК 658.26:621.311]:65.011.56

А.Г.Ус, Л.В.Ничипорович

РАСЧЕТ НАДЕЖНОСТИ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ В УСЛОВИЯХ АСУЭ

Надежность питания потребителя, подключенного к сети промпредприятия, определяется:

- а) надежностью элементов системы электроснабжения;
- б) схемой этой системы с учетом оснащения ее релейной защитой и автоматикой;
- в) организацией оперативного и ремонтного обслуживания.

Учет этих факторов требует довольно сложных расчетных методов и обычно недостаточно обеспечен исходной информацией (повреждаемость конкретных элементов, длительность их отключения и т.п.). В значительной степени решение этой зада-

чи облегчает разработка автоматизированного учета, контроля и управления надежностью. На первом этапе внедрения такой подсистемы предусматривается сбор необходимой исходной информации с заводской документации (журналы оперативных переключений, акты регистрации аварий, письменные распоряжения на ремонт оборудования и т.п.), подготовку ее и обработку на ЭВМ по специальным программам.

Таким образом, часть исходной информации может быть получена и ценность ее заключается в том, что собирается она по конкретным элементам данной системы в конкретных условиях работы, учитывает схему и организацию обслуживания.

Рассмотрим предлагаемый метод расчета надежности. Он предназначен для расчета надежности всей системы электроснабжения. Основным критерием ненадежности является суммарный недостаток электроэнергии. В принципе можно учесть и ущерб от недоотпуска.

Метод основывается на представлении времени "жизни" ($T = 8760$ ч) каждого канала сети электроснабжения в виде состояний нормальной работы (T), холодного резерва (T_0), планово-профилактического обслуживания (T_1) и аварийного ремонта (T_2). Под каналом сети следует понимать один или несколько последовательно соединенных элементов системы электроснабжения (трансформатор, токопровод, кабельная или воздушная линия, коммутационный аппарат и т.п.), связывающих два ближайших узла сети. Канал, по отношению к которому рассчитываются все возможные вероятности перерыва электроснабжения в имеющихся местах различных режимах резервируемых систем, условно определен основным. При расчетах каждый из резервируемых каналов сети поочередно принимается основным.

При двух взаиморезервируемых каналах возможны следующие режимы, вызывающие перерыв электроснабжения основным каналом.

1. Резерв готов принять нагрузку нормально работающего основного канала в момент выхода его из строя (параллельная работа каналов) или после соответствующих коммутационных операций, выполняемых вручную или автоматикой. В этом случае время восстановления электроснабжения (t_1) равно нулю, при параллельной работе нескольким секундам при АВР и от нескольких минут до десятков минут при ручных переключениях.

2. Один канал находится в планово-профилактическом ремонте (ППР). При отказе другого канала ППР первого прерывается, либо завершается и канал вводится в работу. В этом слу-

чае времена восстановления электроснабжения (t_2, t_2') обычно колеблются от десятков минут до нескольких часов.

3. В момент выхода одного канала из строя другой находится в аварийном ремонте. При этом длительный перерыв электроснабжения неизбежен. Времена восстановления питания (t_3, t_3') могут быть от нескольких часов до нескольких суток.

4. Один из каналов отключен (холодный резерв). В этом случае времена восстановления (t_4, t_4') чаще всего близки по величине к времени t_1 .

Обозначения t_1, t_2, t_3, t_4 относятся к временам восстановления электроснабжения при отказе основного канала; t_2', t_3', t_4' - при отказе резервного канала.

Вероятная длительность перерыва электроснабжения в течение времени T для режимов (1-4) определится по формулам:

режим 1

$$\tau_1 = \omega \frac{T - T_1' - T_2' - T_0' - T_1 - T_2 - T_0}{T} t_1; \quad (1)$$

режим 2

$$\tau_2 = \omega \frac{T_1'}{T} t_2 + \omega' \frac{T_1}{T} t_2'; \quad (2)$$

режим 3

$$\tau_3 = \omega \frac{T_2'}{T} t_3 + \omega' \frac{T_2}{T} t_3'; \quad (3)$$

режим 4

$$\tau_4 = \omega \frac{T_0}{T} t_4 + \omega' \frac{T_0'}{T} t_4'; \quad (4)$$

где ω, ω' - параметры потока отказов за время T соответственно основного и резервного каналов; T_1', T_2', T_0' - те же времена, что и T_1, T_2, T_0 , но относящиеся к резервному каналу.

Суммарная длительность перерыва электроснабжения с учетом всех рассмотренных режимов составит

$$\tau = \tau_1 + \tau_2 + \tau_3 + \tau_4.$$

При расчетах режим 3 можно не учитывать, так как одновременный отказ основного и резервного каналов - событие крайне редкое.

Тогда

$$\tau = \omega \left(\frac{T - T_1' - T_0' - T_1 - T_0}{T} t_1 + \frac{T_1'}{T} t_2 + \frac{T_0'}{T} t_4 \right) +$$

$$+ \omega' \left(\frac{T_1}{T} t_2' + \frac{T_0}{T} t_4' \right). \quad (5)$$

На практике встречается различное множество сочетаний времен восстановления электроснабжения и составляющих времени "жизни" основного и резервного каналов. Так, например, при $T_0' = T_0 = 0$ или $t_4 = t_4' = t_1$ на учете наложения во времени двух отказов можно использовать следующее выражение:

$$\tau = \omega \left(\frac{T - T_1' - T_1}{T} t_1 + \frac{T_1'}{T} t_2 \right) + \omega' \frac{T_1}{T} t_2'. \quad (6)$$

Если $T_1' + T_1 \ll T$ и $t_2 \approx t_2' \approx t_1$, или когда имеется два и более резервных канала, каждый из которых в состоянии принять на себя нагрузку при отказе основного канала, то

$$\tau = \omega t_1. \quad (7)$$

Длительность погашения электроснабжения нерезервируемого канала при условии, что ППР его осуществляется при отключенном по технологическому условию приемнике, определяется как

$$\tau = T_1. \quad (8)$$

Суммарная же в течение года продолжительность перерывов питания нагрузки, питающейся по цепи из K каналов составит

$$\tau_n = \sum_{i=1}^K \tau_i. \quad (9)$$

Расчет математического ожидания недоотпуска электроэнергии по отдельным узлам нагрузки в зависимости от имеющейся исходной информации можно вести по следующим формулам:

$$\Delta W_N = \frac{W_N}{T_n} \tau_n; \quad (10)$$

$$\Delta W_N = P_{n \text{ и}} K \tau_n = P_{c, \Gamma} \tau_n = P_{c, M} \alpha \tau_n, \quad (11)$$

где W_N - годовое потребление электроэнергии нагрузкой узла; T_n - суммарное время работы нагрузки в течение года; $P_{n \text{ и}}$ - номинальная мощность потребителя (нагрузки); K - коэффициент использования активной мощности; $P_{c, \Gamma}$ - средняя годовая нагрузка; $P_{c, M}$ - средняя мощность за наиболее загруженную смену; α - годовой коэффициент сменности.

Таблица 1. Контроль надежности системы электроснабжения

№ питающей цепи	Узел на-грузки	Параметр потока отказов цепи, по которой питается нагрузка	Математическое ожидание времени перерыва питания ζ	Нормируемое годовое время перерыва питания ζ^*	$\frac{\zeta}{\zeta^*} \times 100\%$	Планируемое годовое потребление электроэнергии N	Математическое ожидание недоотпуска электроэнергии ΔN	$\frac{\Delta N}{N} \times 100\%$
x	x	x	x	x	x	x	x	x
x	x	x	x	x	x	x	x	x
Итого по всей системе электроснабжения						x	x	x

Таблица 2. Анализ надежности системы электроснабжения

Основной канал		Признак резерва	Параметр потока отказов		Время перерыва	
начало	конец		основной ω	резервный	суммарное	1 режим
x	x	P	x	x	x	x
x	x	P2	x	-	x	-
x	x	HP	x	-	x	-

Примечание. P – резервируемый канал; P2 – канал, имеющий два и более резерва; HP – нерезервируемый канал.

Окончание табл. 2.

Время перерыва			Время включения резерва			
2 режим	3 режим	4 режим	t_1	t_2	t_3	t_4
x	x	x	x	x x	x x	x x
-	-	-	x	- -	- -	- -
-	-	-	-	- -	- -	- -

Тогда суммарный недоотпуск по всей схеме составит

$$\Delta N = \sum_{N=1}^m \Delta N_N. \quad (12)$$

По рассмотренной методике разработаны алгоритм и программа расчета на ЕС ЭВМ. Для удобства использования результатов расчета они выдаются ЭВМ в виде табл. 1 и 2.

УДК 621.311.658.3.017

Т.П.Лебедев, Ю.И.Сильченко

АВТОМАТИЗАЦИЯ РАСЧЕТА НОРМАТИВНОЙ ЧИСЛЕННОСТИ ПЕРСОНАЛА ЭНЕРГОСИСТЕМЫ

Одной из важных задач комплекса технико-экономического планирования в энергосистеме является задача расчета нормативной численности персонала энергосистемы, по результатам решения которой определяется плановая численность персонала и плановый фонд заработной платы.

До настоящего времени расчет нормативной численности персонала энергосистемы производился вручную. Такой способ решения данной задачи имеет следующие недостатки:

- трудоемкость расчетов (по отдельным энергопредприятиям при определении численности необходимо учитывать до 100 нормативов);
- неизбежные ошибки в процессе счета;
- дублирование расчетов по подчиненным энергообъектам в вышестоящих организациях;
- недостаточное наглядное представление результатов расчета, сопоставление нормативной и фактической численности персонала для отдельных функциональных подразделений и служб энергопредприятий.

Например, в Белглавэнерго для отдельного энергопредприятия сопоставляются лишь суммарные значения нормативной и фактической численности персонала по всему предприятию. Тем самым трудно выявить резервы для возможного сокращения численности персонала.

При машинном способе расчета представляется возможным устранить вышеперечисленные недостатки. Кроме того, он дает высвобождение численности расчетных работников.

Разработанная автоматизированная система расчета нормативной численности персонала является трехуровневой. На первом уровне расчет производится по энергопредприятиям, подчиненным районным энергетическим управлениям (РЭУ). На втором — определяется суммарная нормативная численность персонала для каждого РЭУ, подчиненного Главному управлению, и нормативная численность для энергообъектов, находящихся в непосредственном подчинении Главного управления. На третьем — производится суммирование значений численности персонала по однотипным энергообъектам и по всему Главному управлению.

На первом этапе функционирования автоматизированной системы расчет централизован в вычислительном центре (ВЦ) Главного управления. По мере создания вычислительных центров в РЭУ, подчиненных Главному управлению, будет происходить децентрализация расчета: определение нормативной численности персонала по РЭУ будет производиться в ВЦ данного РЭУ, а в ВЦ Главного управления будет рассчитываться численность по энергопредприятиям, подчиненным непосредственно Главку, и суммарная численность по всему управлению.

Входная информация для решения данной задачи включает в себя объемные показатели по количеству и составу оборудования на энергопредприятиях, по длине тепловых и электрических сетей, обслуживаемых энергопредприятиями, и т.п. Она формируется на энергопредприятиях и поступает для проверки в Белглавэнерго.

Выходная информация содержит нормативную численность персонала по функциональным подразделениям энергопредприятия, суммарную численность по предприятиям, сводные таблицы нормативной численности персонала по РЭУ и Главному управлению, а также сопоставление фактической и нормативной численности персонала по перечисленным выше подразделениям. Она используется в качестве входной информации для определения плановой численности персонала и планового фонда заработной платы.

Создание программного обеспечения для расчета нормативной численности персонала связано с определенными трудностями. Это обусловлено следующими причинами. Во-первых, для различных энергопредприятий, отличающихся видом обслуживаемого оборудования, приказы Минэнерго СССР предусматривают не только различные нормативы, но и отдельные, имеющие между собой мало общего, методики расчета. Это приводит к большому объему как самой программы, так и памяти, занимаемой ею в ЭВМ. Во-вторых, многие энергопредприятия, которые мож-

но назвать "головными", включают в себя в качестве функциональных подразделений "подчиненные" энергообъекты. Так, в состав Минских теплосетей, помимо собственных тепловых сетей ("головного" энергообъекта), входят и "подчиненные" энергообъекты – котельные, электростанция, СДТУ, оборудование, относящееся к электрическим сетям. При этом методика определения нормативной численности персонала по обслуживанию данной группы оборудования зависит от того, обслуживается ли данное оборудование персоналом "головного" энергообъекта, либо персоналом "подчиненного" энергообъекта. Это вызывает трудности при математической формализации задачи.

Автоматизированная система расчета нормативной численности персонала была опробована в Белорусской энергосистеме. Программы написаны на алгоритмическом языке ФОРТРАН-IV для ЭВМ типа ЕС.

Анализ результатов расчета показывает, что нормативная численность персонала по отдельным подразделениям энергообъектов в большинстве случаев превышает фактическую.

Это объясняется постоянным возрастанием производительности труда в энергетике, как и во всем народном хозяйстве СССР, что требует непрерывного уменьшения нормативов численности персонала. Однако органы, занимающиеся разработкой нормативов, физически не в состоянии разрабатывать новые нормативы и своевременно доводить их до энергопредприятий. В силу этого в настоящее время отдельные нормативы не изменяются в течение семи и более лет.

Применение централизованного машинного расчета нормативной численности персонала позволяет устранить такое несоответствие между постоянством действующих нормативов и повышающейся производительностью труда. С применением ЭВМ появляется возможность оперативной корректировки удельных нормативов во времени.

Такая оперативная корректировка нормативов может производиться статистическими методами и сводится к следующему.

На первом этапе для однородных групп оборудования, обслуживаемых различными предприятиями, рассчитывается фактическая удельная численность персонала на единицу обслуживаемого оборудования

$$\Phi_{ij}^{уд} = \frac{C_{ij}^{\phi}}{V_{ij}} \quad , \quad (1)$$

где $\Phi_{ij}^{уд}$, Φ_{ij}^f , V_{ij} – соответственно фактическая удельная численность персонала, фактическая численность персонала и объемный показатель для i -го предприятия по j -й группе оборудования.

На втором этапе величина $\Phi_{ij}^{уд}$ сравнивается с нормативом численности персонала по j -й группе оборудования, разработанным "Энергонот" ($N_j^н$). Для всех $\Phi_{ij}^{уд}$, для которых соблюдается соотношение $\Phi_{ij}^{уд} \geq N_j^н$, устанавливается $\Phi_{ij}^{уд} = N_j^н$.

Затем рассчитывается средневзвешенная величина фактической удельной численности персонала по j -й группе оборудования

$$\Phi_j^{уд} = \frac{\sum_{i=1}^n \Phi_{ij}^{уд} V_{ij}}{\sum_{i=1}^n V_{ij}}, \quad (2)$$

которая и принимается за новый норматив численности персонала. Здесь n – число предприятий, содержащих j -ю группу оборудования. При оперативной корректировке нормативов на последующий период принимается $N_j^н = \Phi_j^{уд} *$.

Таким образом, в том случае, если фактическая удельная численность персонала по всем предприятиям выше нормативной, что в настоящее время имеет место при вводе новых нормативов, разработанных "Энергонот", данный метод дает величину $\Phi_j^{уд} = N_j^н$. По мере роста производительности труда величина $\Phi_j^{уд} *$ непрерывно уменьшается, т.е. по данному способу осуществляется разработка оперативных нормативов в промежутке между внедрением в производство нормативов, разработанных "Энергонот".

Разработка новых нормативов в настоящее время осуществляется централизованно по всей стране. Оперативная корректировка нормативов может производиться в пределах отдельных объединенных энергетических систем (ОЭС) или крупных энергосистем.

Такая децентрализация дает ряд преимуществ. Во-первых, снижаются затраты времени на сбор информации и корректировку норм. Во-вторых, для предприятий электрических и тепловых сетей, а частично и для энергосбытов корректировка нормативов в каждой из ОЭС или крупных энергосистем позволила бы точнее учитывать специфику географического расположения отдельного предприятия. Нормативы численности для электростан-

ций могли бы корректироваться централизованно. В-третьих, создание автоматизированной системы оперативной корректировки нормативов численности персонала возможно на основе уже функционирующей автоматизированной системы расчета нормативной численности персонала энергосистемы.

УДК 621.316.13

В.В.Яцкевич, Л.И.Демиденко

РАСЧЕТ ПОТЕРЬ НАПРЯЖЕНИЯ В РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ СЕТИ 10 КВ ПО КОЭФФИЦИЕНТУ МОЩНОСТИ НАГРУЗКИ

Проектируемая сеть 6-10-20 кВ подлежит проверке на максимальную потерю напряжения от центра питания до наиболее удаленной подстанции [1].

Потерю напряжения на участке с удовлетворительной точностью определяют по приближенной, не учитывающей поперечной составляющей падения напряжения, формуле

$$\Delta U_n = \frac{R_n P_n + x_n Q_n}{U_n}, \quad (1)$$

где R_n , x_n - активное и индуктивное сопротивления n -го участка сети; P_n , Q_n , U_n - активная и реактивная мощности, напряжение в начале участка.

При большом количестве участков и нескольких расчетных режимов вычисления по этой формуле, состоящей из пяти переменных величин, становятся громоздкими даже с применением вычислительной техники. Расчеты намного сокращаются, если использовать в качестве параметра соотношение активного и индуктивного сопротивления линии.

Выразим P_n , Q_n формулы (1) через полную мощность и коэффициент мощности нагрузки $\cos \varphi$

$$\Delta U_n = \frac{R_n \cdot Q_n}{U_n} \cos \varphi + \frac{x_n \cdot S_n}{U_n} \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}. \quad (2)$$

Примем потерю напряжения при $\cos \varphi = 0$ за единицу:

$$\Delta U_{no} = \frac{x_n \cdot S_n}{U_n}.$$

Тогда относительное изменение падения напряжения как функции $\cos \varphi$ определяется выражением

$$\Delta U_{*n} = \frac{\Delta U_n}{\Delta U_{no}} = m \cos \varphi + \sqrt{1 - \cos^2 \varphi}, \quad (3)$$

где $m = \frac{R_n}{x_n}$ - отношение активного и индуктивного сопротивлений участка линии.

Иследуем выражение (3) на максимум при изменении $\cos \varphi$ от нуля до единицы. Первая производная по $\cos \varphi$

$$(\Delta U_{*n})' = m - \frac{\cos \varphi}{\sqrt{1 - \cos^2 \varphi}}.$$

Приравнявая ее нулю и решая относительно $\cos \varphi$, находим $\cos \varphi_m$, при котором потеря напряжения, определяемая выражением (3), имеет максимальное значение

$$\cos \varphi_m = \frac{m}{\sqrt{1 + m^2}}. \quad (4)$$

Чтобы определить максимальное значение потери напряжения на участке, подставим (4) в формулу (3)

$$\Delta U_{*m} = \sqrt{m^2 + 1}.$$

Из последней формулы следует, что максимальная относительная потеря напряжения определяется только соотношением активного и индуктивного сопротивлений линии и не зависит от нагрузки.

Выясним, насколько отличается потеря напряжения от максимальной при изменении $\cos \varphi$.

Участки распределительной сети 10 кВ в зависимости от сечения проводов АС, которыми они выполнены, могут иметь следующие значения m (табл. 1).

Таблица 1. Соотношение сопротивлений линии $m = \frac{R}{x}$ для различных сечений провода АС

Сечение провода АС	35	50	70	95	120	150
$m = \frac{R}{x}$	2,26	1,61	1,18	0,89	0,74	0,54
ΔU_{*cp}	2,34	1,84	1,52	1,26	1,18	1,06

Наибольшее отклонение ΔU_{*} от среднего значения, %

6	3	2	5	7	10
---	---	---	---	---	----

Рассчитаем для каждой марки провода по формуле (3) зависимость $\Delta U_* = f(\cos \varphi)$ и представим ее графически (рис. 1). Если $\cos \varphi = 0$, то для всех значений m получим $\Delta U_* = 1$; все кривые выходят из одной точки. Диапазон изменений $\cos \varphi$ ограничен значениями 0,6–1 по следующим причинам. В литературе [2] приведены суточные графики нагрузок для города, промышленных предприятий и сельской местности. Установлено, что реактивная мощность подвержена меньшим колебаниям в течение суток, чем реактивная. Наибольшим изменениям коэффициент мощности подвержен в сельских сетях, где он изменяется в течение суток: зимних – 0,74–0,92, осенних – 0,62–0,79, летних – 0,63–0,75.

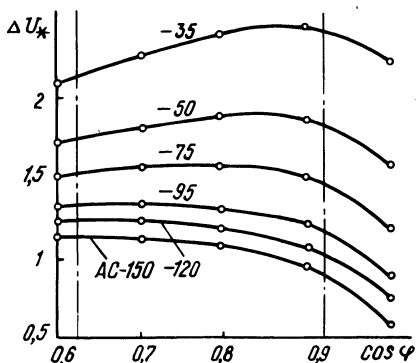


Рис. 1. Зависимость $U_* = f(\cos \varphi)$ для ЛЭП-10 кВ с проводом АС-35 – 120 мм².

Из анализа суточных графиков нагрузки промышленных предприятий следует, что $\cos \varphi$ изменяется еще в более узких пределах. Так, для предприятий промышленности: химической $\cos \varphi = 0,8-0,85$, машиностроительной – 0,77–0,82, деревообрабатывающей – 0,76–0,88. Если даже принять наиболее широкий предел изменения $\cos \varphi$ от 0,62 до 0,92 (на рис. 1 эти значения отмечены пунктирными линиями) и подсчитать процентное отклонение потери напряжения относительно среднеквадратичных значений, то получим цифры, равные нескольким процентам: для АС-35 оно равно $\pm 6\%$, для АС-70 еще меньше $\pm 2\%$, т.е. режим напряжений при изменении $\cos \varphi$ в указанном диапазоне можно считать неизменным.

Отсюда следует методика вычисления потерь напряжения.

Так как $\Delta U_* = \frac{\Delta U_n}{\Delta U_{no}}$, то потеря напряжения на n -ом участке

$$\Delta U_n = \Delta U_* \text{ ср} \Delta U_{no} \quad (5)$$

Таблица 2. Расчет потери напряжения на участках линии

Номер участка	1	2	3
$S_i, \text{кВА}$	800	600	350
$x_n = x_{oi}, \text{ Ом}$	3,8	1,9	2,7
$\Delta U_{no} = \frac{x_n \cdot S_n}{U_n}, \text{ В}$	274	106	93,5
$\Delta U_n = 2,34 \Delta U_{no}, \text{ В}$	640	248	219

Стается вычислить $\Delta U_{no} = \frac{x_n \cdot S_n}{U}$ и потерю напряжения при $\cos \varphi = 0$, умножить на коэффициент ΔU_{*cp} из табл. 1, соответствующий данному сечению проводов.

В табл. 2 приведен расчет потери напряжения на участках линии 10 кВ с проводом АС-35, питающей три подстанции, удаленных на 10, 5, 7 км, нагрузка которых в режиме зимнего максимума $S_1 = 200 \text{ кВА}$, $S_2 = 250 \text{ кВА}$, $S_3 = 350 \text{ кВА}$.

Умножая ΔU_{no} на коэффициент $\Delta U_{*cp} = 2,34$ (табл. 1), находим потерю напряжения на участках линии (последняя строка табл. 2). Если она окажется выше допустимой, то для следующего большего сечения надо будет пересчитать только последнюю строку табл. 2. Так как индуктивное сопротивление линии не зависит от сечения проводов, то ΔU_{no} остается без изменений. В более узком диапазоне изменения $\cos \varphi$, характерном для промышленных предприятий, результат полностью совпадает с вычислениями по формуле (1).

Л и т е р а т у р а

1. Справочник по проектированию электрических систем / Под ред. С.С.Рокотяна и И.М.Шапиро. - М.: Энергия, 1971.
2. Карпов Ф.Ф. Компенсация реактивной мощности в распределительных сетях. - М.: Энергия, 1975.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ β -РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ДЛЯ
ВЕРОЯТНОСТНО-СТАТИСТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ

В последнее время для расчета и оптимизации режимов и технико-экономических показателей работы электрических сетей все более широко применяются методы вероятностно-статистического моделирования. В основе этих методов лежат законы распределения различных схемных и режимных параметров электрических сетей: установленной мощности трансформаторов; присоединенных к отдельным линиям; длин линий; нагрузок подстанций и линий электропередачи и т.д.

Наиболее часто для указанных целей применяется нормальный закон распределения случайных величин. Однако этот закон применительно к задачам статистического моделирования параметров и режимов электрических сетей имеет ряд существенных недостатков. В частности, согласно нормальному закону случайная величина теоретически оказывается распределенной на интервале $(-\infty; +\infty)$ и отклонения в обе стороны от математического ожидания равновероятны. В действительности же, это предположение в большинстве случаев не подтверждается. Случайные величины изменяются в ограниченном диапазоне, их максимальные и минимальные значения конечны. Под влиянием отдельных доминирующих факторов отклонения в разные стороны от математического ожидания обычно не одинаковы и, наконец, рассматриваемые случайные величины принципиально не могут быть отрицательными.

Указанные недостатки нормального распределения в той или иной мере можно преодолеть различными методами. Проведенные авторами исследования этих методов показали, что в качестве универсального описания законов распределения случайных величин, характеристиками которых наряду с моментами (математическим ожиданием, дисперсией) являются их максимальные и минимальные значения, целесообразно использовать β -распределение.

Универсальность β -распределения состоит в том, что оно в зависимости от параметров случайных величин может приближаться к другим известным законам распределения, включая нормальный, и тождественно преобразовываться в распределение равномерной плотности.

Интегральная функция β -распределения случайной величины x , значения которой распределены на отрезке $[0, 1]$, имеет вид [1]

$$\Phi(x) = \frac{\Gamma(\gamma + \eta)}{\Gamma(\gamma)\Gamma(\eta)} \int_0^x x^{\gamma-1}(1-x)^{\eta-1} dx, \quad (1)$$

где γ, η - параметры формы β -распределения, причем $\gamma > 0, \eta > 0, \Gamma(\gamma), \Gamma(\eta), \Gamma(\gamma + \eta)$ - гамма-функция соответственно параметров γ, η и $(\gamma + \eta)$; значения гамма-функции табулированы [2] или легко приводятся к ним путем преобразования

$$\Gamma(z+1) = z\Gamma(z). \quad (2)$$

Математическое ожидание и дисперсия величины x :

$$M_x = \frac{\gamma}{\gamma + \eta}; \quad (3)$$

$$D_x = \frac{\gamma\eta}{(\gamma + \eta)^2(\gamma + \eta + 1)}. \quad (4)$$

Любая случайная величина N , распределенная по рассматриваемому закону на отрезке $[N_{\min}, N_{\max}]$, связана с x соотношением

$$N = N_{\min} + x(N_{\max} - N_{\min}). \quad (5)$$

Тогда, согласно [3],

$$M_N = N_{\min} + M_x(N_{\max} - N_{\min}) = \frac{\gamma N_{\max} + \eta N_{\min}}{\gamma + \eta}; \quad (6)$$

$$D_N = D_x(N_{\max} - N_{\min})^2 = \frac{\gamma\eta(N_{\max} - N_{\min})^2}{(\gamma + \eta)^2(\gamma + \eta + 1)}. \quad (7)$$

В процессе разработки инженерного метода расчета потерь энергии в электрических сетях энергосистем в зависимости от основных технических параметров сетей нами был исследован закон распределения суммарных номинальных мощностей трансформаторов S_n , присоединенных к отдельным линиям. Поочередно рассматривались гипотезы о распределении S_n по нормальному, усеченному нормальному, логарифмическому нормальному законам и закону β -распределения.

Значения вероятностей правдоподобия указанных гипотез, полученных по критерию χ^2 для выборки S_n 217 линий 10 кВ Белорусской энергосистемы, а также основные характеристики этой выборки приведены в табл. 1. Из этой таблицы видно, что правдоподобной следует признать лишь гипотезу о

распределении S_N по закону β -распределения. Дополнительно проведенная проверка по критерию Колмогорова показала, что вероятность точного описания данного статистического материала β -функцией практически равна единице.

Для получения, накопления и дальнейшего использования статистических данных о β -распределении схемных и режимных параметров работы электрических сетей целесообразно представление основных характеристик этого распределения в относительных единицах. Принимая в качестве базового значения случайной величины N ее математическое ожидание, получим следующие выражения относительного максимума, минимума и коэффициента вариации:

$$m = \frac{N_{\max}}{M_N} ; \quad (8)$$

$$\alpha = \frac{N_{\min}}{M_N} ; \quad (9)$$

$$k^2 = \frac{D_N}{M_N^2} . \quad (10)$$

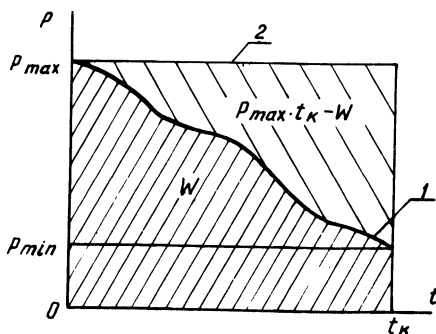
Представляется также целесообразным ввести дополнительный интегральный параметр β -распределения λ , равный

$$\lambda = \frac{M_N - N_{\min}}{N_{\max} - M_N} , \quad (11)$$

или через относительные значения величин

$$\lambda = \frac{1 - \alpha}{m - 1} . \quad (12)$$

Рис. 1. Графики нагрузки по продолжительности: 1 — плавноубывающий; 2 — равномерный; W — площадь плавноубывающего графика, или количество электроэнергии.



Применительно к электрическим нагрузкам, как это следует из рис. 1, параметр λ характеризует отношение площади

Таблица 1. Основные характеристики выборки суммарных к отдельным линиям 10 кВ

Параметры выборки					
объем выборки N	максимальные значения присоединенной мощности S _{max} , MVA	минимальные значения присоединенной мощности S _{min} , MVA	математическое ожидание M _S , MVA	среднеквадратическое отклонение σ _S , MVA	коэффициент вариации k _V
217	7,74	0,1	1,81	1,29	0,71

переменной части убывающего графика нагрузки P по продолжительности к площади криволинейного треугольника, дополняющего указанный график до равномерного

$$\lambda = \frac{M - P_{\min}}{P_{\max} - M} = \frac{W - P_{\min} \cdot t_k}{P_{\max} \cdot t_k - W} \quad (13)$$

где M – математическое ожидание электрической нагрузки, тождественно равно ее среднему значению [4]:

$$M = P_{\text{ср}} = \frac{W}{t_k} \quad (14)$$

Уравнение связи λ с η и γ получим, подставляя в (11) выражение (6),

$$\lambda = \frac{\gamma}{\eta} \quad (15)$$

С учетом полученных выше величин параметры β-распределения могут быть определены по формулам:

$$\gamma = \frac{\lambda [\lambda (m-1)^2 - k_V^2]}{k_V^2 (1+\lambda)} \quad (16)$$

$$\eta = \frac{\gamma}{\lambda} = \frac{\lambda (m-1)^2 - k_V^2}{k_V^2 (1+\lambda)} \quad (17)$$

Представляют практический интерес следующие выражения для расчета максимального, минимального значения случайной величины и ее дисперсии:

номинальных мощностей трансформаторов, присоединенных

Параметры β-распределения		Вероятность описания статистического материала законом			
γ	η	нормальным	усеченным нормальным	логарифмическим нормальным	β-функцией
1,7	5,9	<0,001	0,02	0,02	>0,7

$$N_{\max} = m M_N = M_N \left[1 + k_V \sqrt{\frac{\eta (\lambda + 1) + 1}{\lambda}} \right]; \quad (18)$$

$$N_{\min} = M_N [(1+\lambda) - \lambda m] = M_N [1 - k_V \sqrt{\lambda [\eta (\lambda + 1) + 1]}]; \quad (19)$$

$$D_N = k_V^2 M_N^2 = \frac{(m-1)^2 \lambda M_N^2}{\eta (\lambda + 1) + 1} \quad (20)$$

В заключение укажем на возможность расчета параметров β-распределения по следующим формулам:

$$\eta = \frac{2N_f - N_{\max} - N_{\min}}{N_f (\lambda + 1) - \lambda N_{\max} - N_{\min}}; \quad (21)$$

$$\gamma = \frac{\lambda (2N_f - N_{\max} - N_{\min})}{N_f (\lambda + 1) - \lambda N_{\max} - N_{\min}} \quad (22)$$

где N_f – значение случайной величины, которой соответствует экстремальная плотность вероятности f_{экстр}. Величина f_{экстр} с приемлемой точностью может быть определена из гистограммы распределения N, имеющей вид параболы (прямой или перевернутой).

Л и т е р а т у р а

1. Хан Г., Шапиро С. Статистические модели в инженерных задачах. – М.: Мир, 1969.
2. Справочник по специальным функциям / Под ред. М.Абрамовиц и И.Стиган. – М.: Наука, 1979.
3. Вентцель Е.С. Теория вероятностей. – М.: Наука, 1964.
4. Анисимов Л.П., Левин М.С., Пекелис В.Г. Методика расчета потерь энергии в действующих распределительных сетях. – Электричество, 1975, № 4.

В.И.Новаш, Е.И.Шевцов, Ю.В.Бладыко

ЛОГИКО-МАТЕМАТИЧЕСКОЕ ОПИСАНИЕ ПЕРЕМЕЖАЮЩЕЙСЯ ДУГИ В ЦИФРОВЫХ МОДЕЛЯХ ЗАЩИТ ОТ ЗАМЫКАНИЙ НА ЗЕМЛЮ

Математические модели, воспроизводимые на ЦВМ (цифровые модели), являются эффективным средством исследования поведения устройств защиты от однофазных замыканий на землю при различных переходных процессах. Наибольший интерес представляет исследование переходных процессов в защищаемом объекте и оценка поведения защиты при замыканиях через электрическую дугу [1, 2].

Достоверность результатов цифрового моделирования в значительной степени зависит от полноты и правильности отражения в математической модели основных свойств дугового замыкания:

а) дуговой промежуток считается в рассматриваемый момент времени разомкнутым, если он был разомкнут в предшествующий момент времени и мгновенное значение напряжения на нем u не достигло некоторой заданной величины напряжения пробоя $U_{пр}$

$$|u_{д}| < U_{пр}; \quad (1)$$

б) дуговой промежуток также считается разомкнутым, если он был замкнут в предшествующий момент времени, но мгновенное значение тока через него $i_{д}$ в данный момент времени стало меньше некоторой заданной величины $I'_{до}$ (рис. 1)

$$|i_{д}| < I'_{до}, \quad (2)$$

и скорость изменения тока $\frac{di_{д}}{dt}$ в данный момент времени стала меньше некоторой заданной величины $I'_{до}$

$$\left| \frac{di_{д}}{dt} \right| < I'_{до}. \quad (3)$$

При выполнении указанных условий ток через место повреждения принимается равным нулю. Напряжение на дуговом промежутке определяется из уравнений, соответствующих схеме объекта и разомкнутой цепи замыкания. Задавая достаточно большие значения $I'_{до}$, можно воспроизводить погасание дуги при прохождении через нуль тока во время высокочастотного

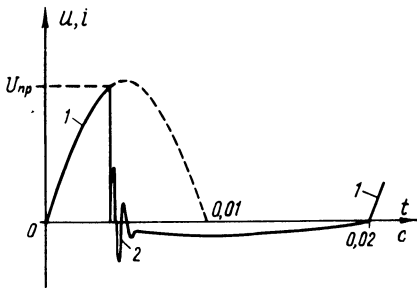


Рис. 1. Характер изменения напряжения и тока дуги при пробое дугового промежутка: 1 — напряжение на дуговом промежутке; 2 — ток дуги.

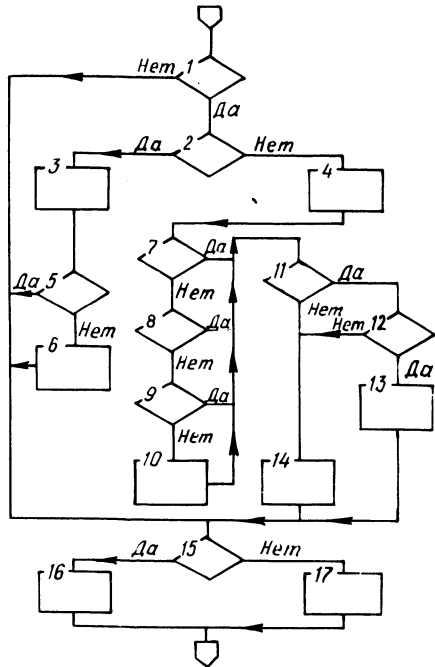


Рис. 2. Блок-схема алгоритма с раздельной проверкой условий возникновения и погасания дуги:

1 — первый такт шага численного интегрирования?; 2 — $M(\text{пред}) = 0?$; 3 — вычисление $u_{\text{д}}$; 4 — вычисление $i_{\text{д}}$, $\frac{di_{\text{д}}}{dt}$; 5 — $|u_{\text{д}}| < U_{\text{пр}}?$; 6 — вычисление

$M = 1, i_{\text{д}}(\text{пред}) = 0, NC = 1$, задание

уменьшенного шага; 7 — $NC = 0?$;

8 — $|i_{\text{д}}| > I_{\text{д1}}?$; 9 — $|\frac{di_{\text{д}}}{dt}| > I'_{\text{д1}}?$;

10 — вычисление $NC = 0$, задание большего шага; 11 — $i_{\text{д}} \cdot i_{\text{д}}(\text{пред}) < 0?$; 12 — $|\frac{di_{\text{д}}}{dt}| < I'_{\text{д0}}?$; 13 —

вычисление $M = 0, i_{\text{д}} = 0$, задание большего шага; 14 — вычисление $i_{\text{д}}(\text{пред}) = i_{\text{д}}$; 15 — $M = 0?$; 16, 17 — вычисление параметров, зависящих от состояния дугового промежутка.

процесса разряда и перезаряда емкостей системы; при малых значениях $I'_{до}$ дуга будет погасать при прохождении через нулевое значение тока промышленной частоты.

Если хотя бы одно из условий (1)–(3) не выполняется, дуговой промежуток считается замкнутым, ток через него определяется из уравнений, соответствующих схеме объекта с замкнутым дуговым промежутком. Напряжение на дуговом промежутке определяется как падение напряжения от тока дуги на некотором активном сопротивлении r'_d :

$$u_d = r'_d i_d. \quad (4)$$

Сопротивление дуги в общем случае нелинейно и может быть представлено следующей зависимостью:

$$r'_d = \frac{1}{B + C |i_d|}. \quad (5)$$

Величина B определяет верхний уровень значений r'_d при малых токах. Этот уровень приходится выбирать из условий обеспечения устойчивости численного интегрирования дифференциальных уравнений модели при приемлемых с точки зрения расхода машинного времени значениях шага интегрирования. Величина C определяется верхним уровнем напряжения на дуговом промежутке при наибольших значениях тока дуги. Следует отметить, что если исследование режима дуги не является самоцелью, сопротивление дуги можно принять линейным и выбирать его значение таким, при котором обеспечивается затухание высокочастотной составляющей тока разряда и перезарядки емкостей сети в течение 2–3 периодов.

Наиболее простая программная реализация условий возникновения и погасания дуги получается с помощью логического выражения [1, 2]

$$|u_d| < U_{пр} \quad \text{и} \quad |i_d| < I_{до} \quad \text{и} \quad \left| \frac{di_d}{dt} \right| < I'_{до} \quad (6)$$

Если это выражение истинно, дуга не горит, если оно ложно – дуговой промежуток пробит.

Основная трудность использования логического выражения (6) заключается в том, что величины u_d , i_d можно определить лишь зная состояние дугового промежутка в рассматриваемый момент времени. Поэтому приходится включать выражение (6) в итерационный процесс, либо пользоваться данными с предыдущего шага численного воспроизведения модели. Выражение (6) нельзя использовать для уменьшения шага, которое необходимо для более точного воспроизведения высокочастотного

процесса. Дело в том, что часто после затухания высокочастотного процесса расчет можно вести с меньшим шагом и при замкнутом дуговом промежутке.

На рис. 2 приведена блок-схема алгоритма определения состояния дугового промежутка и выбора шага численного интегрирования дифференциальных уравнений модели с отдельной проверкой условий (1)–(3). Логический блок 1 обеспечивает неизменное состояние дугового промежутка в течение всего шага численного интегрирования, что необходимо при использовании многотактных методов (Рунге-Кутта и др.). В исходных данных признак состояния дугового промежутка M и ток дуги i_d задаются равными нулю. Поэтому на первом же шаге счета производится проверка условия (1). При его невыполнении в блоке 6 вычисляются: признак $M=1$, все необходимые параметры для последующего решения уравнений системы с замкнутым дуговым промежутком и задаются уменьшенные шаги счета и печати.

На последующих шагах после пробоя дугового промежутка логический блок 2 передает управление группе операторов, проверяющих условия обратного перехода на увеличенный шаг счета (блоки 8, 9) и условия погасания дуги (блоки 11, 12). Переход на увеличенный шаг производится после погасания дуги, а также при замкнутом дуговом промежутке после затухания высокочастотного переходного процесса. Признаком затухания является уменьшение скорости изменения тока дуги на шаге интегрирования до заданной величины $I'_{д1}$ при достаточно малых значениях тока дуги, меньших некоторого заданного значения $I_{д1}$. В качестве признака перехода тока дуги через нуль вместо условия (2) удобно использовать знак произведения $i_d \cdot i_{д(пред)}$, которое при таком переходе в любую сторону становится отрицательным (блок 11). Логический блок 7 служит для того, чтобы исключить многократную работу блоков 8–10 после перехода на меньший шаг при замкнутом дуговом промежутке. Величина NC вычисляется равной 1 в блоке 6 и равной нулю в блоке 10.

Задавая соответствующие значения $U_{пр}$, $I'_{до}$, можно воспроизводить как устойчивые металлические замыкания ($I'_{до} \leq 0$), так и замыкания через перемежающуюся дугу, регулярно зажигающуюся и гаснущую на каждом периоде ($I'_{до} > 0$). Для воспроизведения перемежающейся дуги с нерегулярными пробоями величину $U_{пр}$ следует задавать как случайную величину в ограниченном диапазоне от генератора случайных чисел.

Описание перемежающейся дуги по алгоритму рис. 2 использовано в реализованной на ФОРТРАНе программе расчета усовершенствованного варианта защиты генератора с наложенным выпрямленным напряжением.

Л и т е р а т у р а

1. Новаш В.И., Мороз В.К. Работа защиты от замыканий на землю генераторов с наложенным выпрямленным напряжением в переходных режимах. – Электричество, 1973, № 6. 2. Новаш В.И., Савин С.Н. Расчеты и анализ переходных процессов в компенсированной сети с учетом нелинейности дугогасящей катушки. – Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1978, № 2.

УДК 620:9:502.7.003

А.К.Внуков, И.И.Кальтман, И.П.Шпорта,
В.М.Ватенмахин, Р.А.АлексашинаЭКОНОМЕТРИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ЗАТРАТ НА СНИЖЕНИЕ
ТОКСИЧНОСТИ ВЫБРОСОВ ТЭЦ ПРИ ОЧИСТКЕ
МАЗУТА НА НПЗ

Несмотря на планируемое сокращение использования жидкого топлива в энергетике, ряд ТЭЦ в крупных городах будут и в дальнейшем сжигать мазут, содержащий серу.

Обусловленные выбросами ТЭЦ концентрации SO_2 и NO_2 в приземном слое воздуха в отдельности обычно не превышают предельно-допустимых значений (ПДК), но с учетом суммации токсичного действия этих ингредиентов при отсутствии мер их пресечения возможно превышение нормативов [1]. Устранение вредных компонентов, образующихся при сжигании мазута, требует больших капитальных вложений, эффективное использование которых невозможно без информации о закономерностях изменения затрат. В работе [2] показано, что удаление серы из топлива на НПЗ более эффективно по сравнению с очисткой дымовых газов от SO_2 .

Экономически целесообразная степень очистки мазута от серы с учетом пресечения NO_2 , образующегося при сжигании мазута, может быть установлена на основании эконометрических оценок. В литературе отсутствуют данные о закономерностях изменения затрат на очистку мазута на НПЗ и пресечения выброса окислов азота на ТЭЦ с учетом суммации выброса NO_2 и SO_2 . Для принятия экономически обоснованных решений по оздоровлению атмосферы необходимо располагать данными о затратах в форме аналитически выраженных аппроксимаций.

Степень подавления совместных выбросов двух токсичных компонентов оценивается с помощью суммарного коэффициента пресечения обобщенного приведенного выброса η_{Σ} [3].

$$\eta_{\Sigma} = \frac{M_{0,SO_2} \eta_{SO_2} + M_{0,NO_2} \eta_{NO_2} \frac{ПДК_{SO_2}}{ПДК_{NO_2}}}{M_{0,SO_2} + M_{0,NO_2} \frac{ПДК_{SO_2}}{ПДК_{NO_2}}} = \frac{M_{SO_2}^{\Pi}}{M_{0,SO_2}^{\Pi}}, \quad (1)$$

где M_{0,SO_2} , M_{0,NO_2} — соответственно валовые выбросы SO_2 и NO_2 без очистки; η_{SO_2} , η_{NO_2} — соответственно коэффициенты подавления выбросов SO_2 и NO_2 ; $M_{SO_2}^{\Pi}$ — суммарный валовый выброс после пресечения, приведенный к SO_2 ; M_{0,SO_2}^{Π} — то же, но без пресечения; $ПДК_{SO_2}$, $ПДК_{NO_2}$ — предельно допустимые концентрации SO_2 и NO_2 .

Из соотношения (1) следует, что заданная степень пресечения η_{Σ} с равным гигиеническим эффектом может быть достигнута воздействием как на выброс SO_2 , так и на выброс NO_2 . Поэтому при расчете и анализе затрат на подавление выбросов целесообразно определить очередность воздействия на SO_2 и NO_2 .

Построим дескриптивно-регрессионные модели, устанавливающие статистические взаимосвязи между удельными приведенными затратами и суммарным коэффициентом пресечения η_{Σ} , приведенным суммарным выбросом и приземными концентрациями NO_2 и SO_2 , пересчитанными на SO_2 .

Данные по затратам были получены расчетным путем на ТЭЦ-представителях, в качестве которых были приняты 3 станции с расходом топлива соответственно 280, 420 и 560 т/ч.

В качестве мер подавления NO_2 принимались следующие: применение прямоточных горелок, переход на сжигание с малыми избытками воздуха ($\alpha = 1,02$), применение рециркуляции 20% газов в воздушные каналы горелок и комплексное использование этих методов; каждое из этих мероприятий снижает выброс NO_2 на 20, 30 и 50% соответственно, а комплексное применение — на 80% (коэффициенты пресечения η_{NO_2} равны 0,2; 0,3; 0,5 и 0,8).

Суммарные затраты на пресечение SO_2 и NO_2 , отнесенные к единице массы обобщенного выброса, приведенного к SO_2 , рассчитываются по формуле

$$\begin{aligned}
 3_{\text{уд}}^{\text{п}} &= \frac{3_{\text{ст}}^{\text{п}}}{M_{\text{O},\text{SO}_2}^{\text{п}} - M_{\text{SO}_2}^{\text{п}}} = \frac{3_{\text{NO}_2}^{\text{п}} (M_{\text{O},\text{NO}_2} - M_{\text{NO}_2})}{M_{\text{O},\text{SO}_2}^{\text{п}} - M_{\text{SO}_2}^{\text{п}}} + \\
 &+ \frac{3_{\text{SO}_2}^{\text{п}} (M_{\text{O},\text{SO}_2} - M_{\text{SO}_2})}{M_{\text{O},\text{SO}_2}^{\text{п}} - M_{\text{SO}_2}^{\text{п}}} = \frac{3_{\text{ст}}^{\text{п}} \text{NO}_2 + 3_{\text{ст}}^{\text{п}} \text{SO}_2}{M_{\text{O},\text{SO}_2}^{\text{п}} - M_{\text{SO}_2}^{\text{п}}}, \quad (2)
 \end{aligned}$$

где $3_{\text{ст}}^{\text{п}} \text{NO}_2$, $3_{\text{ст}}^{\text{п}} \text{SO}_2$ - приведенные часовые затраты по станции на пресечение NO_2 и SO_2 соответственно, руб/ч, а $3_{\text{ст}}^{\text{п}}$ - их сумма; $3_{\text{NO}_2}^{\text{п}}$, $3_{\text{SO}_2}^{\text{п}}$ - затраты на пресечение NO_2 и SO_2 , руб/кг; M_{NO_2} , M_{SO_2} - валовые выбросы при различных степенях пресечения.

Исходные величины капитальных вложений на подавление NO_2 были приняты по данным ВТИ. Затраты на подавление NO_2 при использовании рециркуляции газов учитывались в соответствии с данными [5], а на очистку мазута на НПЗ - на основании [2, 4] с учетом рекомендаций ВТИ.

На основе этой информации были рассчитаны приведенные затраты при $E=0,12$ 1/год.

Зависимость удельных приведенных затрат $3_{\text{уд}}^{\text{п}}$ от коэффициента пресечения η_{Σ} показана на рис. 1. Из графика видно, что воздействием на NO_2 при сжигании мазута можно пресечь не менее 40% выброса суммарной изотоксичной массы при затратах, не превышающих 1 коп/кг пресеченной массы. Дальнейшее снижение суммарного выброса NO_2 и SO_2 возможно за счет снижения выбросов серы. Это позволяет повысить величину η_{Σ} до 80-85%, однако вызывает рост затрат до 4,5-26 коп/кг в зависимости от степени очистки мазута. Зависимость $3_{\text{уд}}^{\text{п}}$ от η_{Σ} имеет разрыв в диапазоне $0,44 < \eta_{\Sigma} < 0,59$. Расчетные данные вследствие ступенчатого характера воздействия на NO_2 и SO_2 могут быть аппроксимированы двумя функциями в координатах $3_{\text{уд}}^{\text{п}}$ и $M_{\text{SO}_2}^{\text{п}} B_y^{-1}$ (рис. 2):

$$3_{\text{уд}}^{\text{п}} = 177,8 \left(\frac{M_{\Sigma}^{\text{п}}}{B_y} \right)^{-2,54} \quad (3)$$

для $\eta_{\Sigma} < 0,44$; $48 < \frac{M_{\text{SO}_2}^{\text{п}}}{B_y} < 95$;

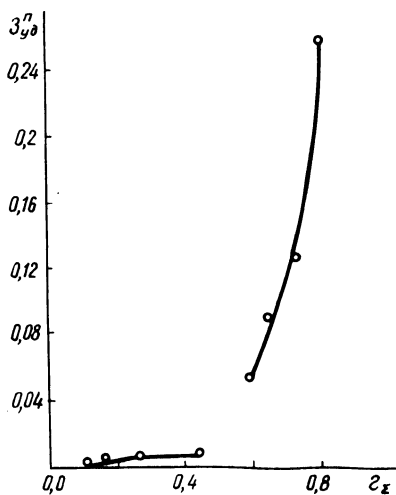


Рис. 1. Зависимость приведенных удельных затрат на пресечение NO_2 и SO_2 , отнесенных к 1 кг пресеченной массы, пересчитанной на SO_2 , руб/кг, от суммарного коэффициента пресечения η_x при сжигании мазута с очисткой на НПЗ.

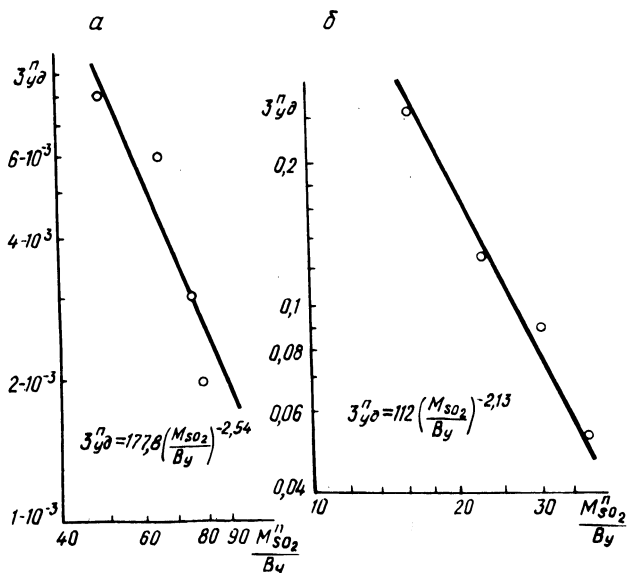


Рис. 2. Зависимость удельных приведенных затрат $Z_{\text{уд}}^{II}$ (руб/кг пресеченного выброса) от величины приведенного суммарного выброса NO_2 и SO_2 , отнесенного к соответствующему расходу условного топлива кг/т у. т. для первой и второй ступени пресечения при очистке серы на НПЗ (а) и для III ступени (б).

$$z_{уд}^{\Pi} = 112 \left(\frac{M_{\Sigma}^{\Pi}}{V_y} \right)^{-2,13} \quad (4)$$

для $0,44 < \eta_{\Sigma} < 0,82$; $16 < \frac{M_{SO_2}^{\Pi}}{V_y} < 40$.

Здесь V_y - расход условного топлива, т. у. т/ч; M_{Σ}^{Π} - оставшаяся часть суммарного выброса после пресечения, т/ч.

Зависимость удельных затрат от приземной суммарной концентрации NO_2 и SO_2 , приведенной к SO_2 , $c_{SO_2}^{\Pi}$ выражается равенствами:

$$z_{уд}^{\Pi} = 177,8 \left(\frac{c_{SO_2}^{\Pi} a_{\Pi DK} SO_2}{V_y} \right)^{-2,54} \quad (5)$$

для $\eta_{\Sigma} < 0,44$; $48 < \frac{M_{SO_2}^{\Pi}}{V_y} < 95$;

$$z_{уд}^{\Pi} = 112 \left(\frac{c_{SO_2}^{\Pi} a_{\Pi DK} SO_2}{V_y} \right)^{-2,13} \quad (6)$$

для $0,44 < \eta_{\Sigma} < 0,82$; $16 < \frac{M_{SO_2}^{\Pi}}{V_y} < 40$.

Здесь a - функция направления и скорости ветра, высоты выброса, удаленности источника загрязнений от точки замера [6].

Полученные соотношения пригодны для оценок приведенных затрат при исходном уровне капитальных вложений на НПЗ в расчете на 1 т/год мазута - 30 руб. (степень очистки мазута от 3 до 0,5%) в эксплуатационных издержках 12,2 руб/т, принятых на основании [4]. Эти исходные затраты соответствуют определенным методам очистки, освоенным промышленностью.

Л и т е р а т у р а

1. Гильденскнольд Р.С., Рихтер Б.В., Левкин В.А. Реальность прогноза атмосферного воздуха и современные гигиенические предпосылки к расчету рассеивания выбросов ГРЭС.

Гигиена и санитария, 1972, № 11. 2. Кропп Л.И. Пути сокращения вредных выбросов ТЭС. – Теплоэнергетика, 1978, №11. 3. Внуков А.К., Шпорта И.П. Техничко-экономические оценки затрат на пресечение токсичных выбросов. – Изв. АН БССР. Сер. Физико-энергетических наук, 1979, №4. 4. Сорокин Я.Г. Особенности переработки сернистых нефтей и охрана окружающей среды. – М.: Химия, 1975. 5. Исследования окислобразования на котле ТП-87 с подовой установкой горелок. Тепловые испытания парогенератора ТП-87 при сжигании мазута (отчет). Белорусский филиал ЭНИН и предприятие. – Минск – Свердловск: Уралтехэнерго, 1978. 6. Указания по расчету рассеивания в атмосфере вредных веществ, содержащихся в выбросах предприятий. СН 369-74. – М.: Стройиздат, 1975.

УДК 62-52(0.75.8)

Г.Т.Кулаков, А.Т.Кулаков, Н.Л.Шайковский

ИНЖЕНЕРНЫЙ МЕТОД РАСЧЕТА НАСТРОЕК ПИ-РЕГУЛЯТОРОВ ПРИ ОТРАБОТКЕ ЗАДАЮЩИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЯ НА МАКСИМАЛЬНЫЙ ВЫБЕГ РЕГУЛИРУЮЩЕГО ОРГАНА

В практике автоматизации теплоэнергетических процессов широкое распространение получили пропорционально-интегральные (ПИ) регуляторы с передаточными функциями вида

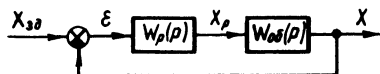
$$W_p(p) = k_p \frac{T_i p + 1}{T_i p} \quad (1)$$

где k_p – коэффициент усиления; T_i – время изодрома.

Опыт наладки и эксплуатации автоматических регуляторов на тепловых электрических станциях [1] показывает, что при оптимальной настройке регулятора переходные процессы при отработке задающих воздействий должны удовлетворять следующим требованиям: максимальное отклонение ΔX_{\max} регулируемой величины не должно превышать 10% от величины нового установившегося значения; максимальный относительный выбег X_p регулирующего органа не должен превышать величины 1,5; время регулирования t_p (время, в течение которого, начиная с момента приложения воздействия на систему, регулируемая величина войдет в зону, составляющую $\pm 2\%$ от величины нового установившегося значения) не должно превышать пяти-семи значений времени изодрома регулятора.

Следует отметить, что известные методы расчета параметров настройки регуляторов теплоэнергетических процессов [2, 3] не учитывают ограничения на допустимую величину регулирующего воздействия. В связи с этим расчетные параметры настройки регулятора при отработке задания экспериментальным методом проб и ошибок корректируются до получения требуемого ограничения максимального выбега регулирующего органа.

Рис. 1. Структурная схема одноконтурной автоматической системы регулирования.



Анализ переходных процессов одноконтурных АСР (рис. 1), полученных с помощью электронной вычислительной машины (ЭВМ), при настройках ПИ-регулятора, рассчитанных по известным методам [3, 4] для объекта с передаточной функцией

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об}}{(T_1 p + 1)(\sigma + 1)}, \quad (2)$$

где $k_{об}$ – коэффициент усиления объекта; T_1 – большая постоянная времени объекта; σ – малая постоянная времени объекта, показывает, что для объектов с $T = \frac{T_1}{\sigma} \geq 4$ максимальный относительный выбег регулирующего органа при отработке задания превышает допустимое значение 1,5. При этом настройки регулятора по методу [3] обеспечивают максимальный относительный выбег регулирующего органа $\bar{X} \geq 2,5$, а при настройках по методу [4] – $\bar{X}_p \geq 2,0$ (рис. 2,б)^p. Максимальное отклонение ΔX_{max} регулируемого параметра составляет 22 и 4,3% соответственно для настроек, рассчитанных по методам [3] и [4] (рис. 2,а).

В связи с этим становится очевидной необходимость разработки инженерных методов расчета настройки ПИ-регуляторов, которые учитывали бы ограничения на максимальный выбег регулирующего органа при соблюдении остальных требований к параметрам переходных процессов.

В [4] предложен инженерный метод расчета параметров динамической настройки ПИ-регулятора для отработки задающих воздействий путем полной компенсации большей инерционности объекта (МПК). МПК обеспечивает оптимальную отработку задания АСР с объектами, динамические характеристики которых аппроксимированы передаточными функциями вида

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об} e^{-\sigma p}}{T_1 p + 1}. \quad (3)$$

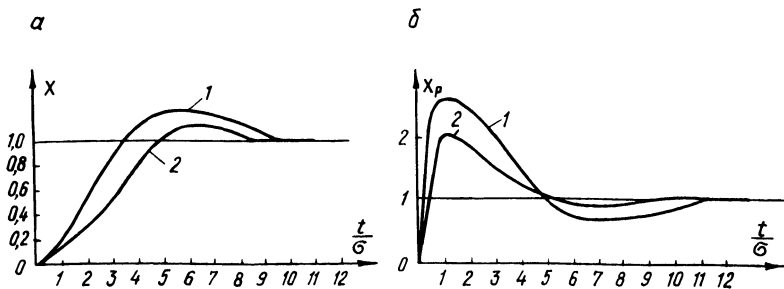


Рис. 2. Переходные процессы одноконтурной АСР с ПИ-регулятором при отработке задающего воздействия и настройках: 1 — по методу [3]; 2 — по методу [4]; а — по каналу $X - X_{зд}$; б — по каналу $X_p - X_{зд}$.

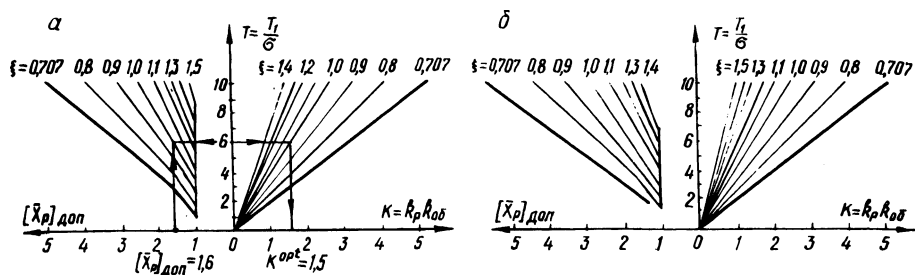


Рис. 3. Номограммы для определения параметров настройки ПИ-регуляторов на оптимальную отработку задающих воздействий с учетом ограничения на величину максимального выбега регулирующего органа: а, б — для объектов без запаздывания и с запаздыванием соответственно.

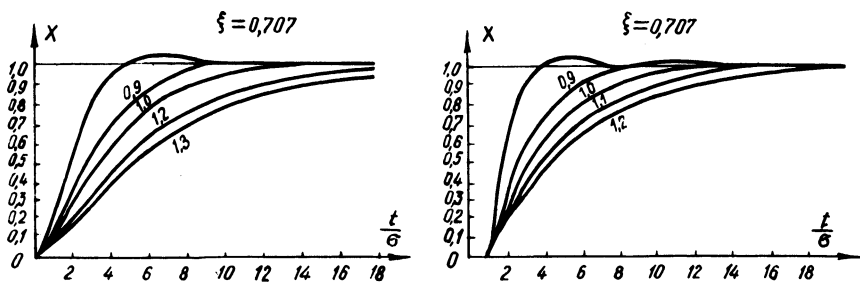


Рис. 4. Стандартные нормированные кривые переходных процессов одноконтурной АСР с ПИ-регулятором, настроенным по МПК с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа при различных значениях коэффициента ξ : а, б — для объектов без запаздывания и с запаздыванием соответственно.

В соответствии с МПК параметры настройки ПИ-регулятора рассчитываются по формулам

$$T_{и} = T_1 ; \quad (4)$$

$$K = k_{об} k_p = \frac{T_1}{4 \xi_2^2 \sigma} , \quad (5)$$

где ξ_2 - коэффициент затухания системы.

При этом минимизация принятого критерия качества

$$I = \int_0^{\infty} [\epsilon^2(t) + \lambda \dot{\epsilon}^2(t)] dt$$

достигается при выборе значения коэффициента затухания системы $\xi_2 = 0,707$. Здесь $\epsilon(t)$ - ошибка регулирования; $\dot{\epsilon}(t)$ - скорость изменения ошибки регулирования; λ - весовой коэффициент, равный удвоенной сумме малых постоянных времени объекта регулирования.

При этом значении коэффициента ξ_2 переходный процесс АСР с объектом (2) или (3) и настройках ПИ-регулятора, рассчитанных по формулам (4) и (5), полностью определяется величиной σ и не зависит от отношения T_1/σ , характеризующего динамические свойства объекта. Причем, полное время регулирования $t_p = 8,4\sigma$ или $6,6\sigma$ для АСР с объектами (2) или (3) соответственно, а максимальное перерегулирование $\Delta X_{max} = 4,3\%$ от величины нанесенного возмущения в обоих случаях. Однако для объектов с отношением $\frac{T_1}{\sigma} \geq 3$ максимальный выбег регулирующего органа превышает значение $[\bar{X}_p]_{доп} = 1,5$ и возрастает по мере увеличения этого отношения.

Предложенный метод расчета параметров ПИ-регуляторов позволяет непосредственно определять настройку с учетом заданного ограничения на максимальный выбег регулирующего органа.

Для уменьшения максимальной величины выбега регулирующего органа при обработке АСР задающих воздействий необходимо уменьшить коэффициент усиления регулятора. Это, в свою очередь, приведет к отклонению переходного процесса от оптимального при $\xi_2 = 0,707$ и некоторому увеличению времени регулирования. Таким образом, задача состоит в выборе коэффициента ξ_2 , подстановка которого в (5) давала бы искомый коэффициент усиления регулятора с учетом требуемого ограничения на максимальный выбег регулирующего органа.

На рис. 3 приведены графики для определения оптимального относительного коэффициента усиления регулятора K с учетом ограничения на допустимую величину выбега регулирующего органа. Порядок определения оптимального коэффициента усиления регулятора k_p следующий:

1) по заданной величине $[\bar{X}_p]_{\text{доп}}$ и отношению T_1/σ определяем соответствующее значение коэффициента ξ ;

2) по найденному значению коэффициента ξ и отношению T_1/σ находим по графику относительный коэффициент усиления K ;

3) оптимальное значение коэффициента усиления регулятора определяется по формуле

$$k_p^{\text{opt}} = K/k_{\text{об}};$$

4) оптимальное значение времени изодрома регулятора находим из условия (4)

$$T_i^{\text{opt}} = T_1. \quad (6)$$

Графики, приведенные на рис. 3, позволяют определять динамическую настройку с учетом требуемого ограничения на максимальный выбег регулирующего органа.

Эти графики были получены следующим образом.

На ЭВМ ЕС-1022 был проведен ряд расчетов переходных процессов АСР, настроенной по МПК с объектами, аппроксимированными передаточными функциями (2) по каналу $X - X_{\text{эд}}$. Параметры объектов, характеризуемые отношением T_1/σ , изменялись в пределах 1-10. Для каждого из десяти объектов проводилось по восемь расчетов переходных процессов при различных значениях коэффициентов усиления регулятора, получаемых за счет варьирования коэффициента ξ в пределах $0,707 \leq \xi \leq 1,5$. При этом фиксировалось максимальное значение величины перемещения регулирующего органа X_p . Аналогичным образом были проведены расчеты переходных процессов АСР при управлении объектом (3).

На основе графиков рис. 3 получены аналитические выражения для расчета относительных коэффициентов усиления ПИ-регуляторов при заданном ограничении выбега регулирующего органа. Если максимальный выбег регулирующего органа ограничен величиной 1,5, то коэффициент K рассчитывается по формулам

$$K = 1,47 \frac{T - 0,77}{T - 0,47} \quad (7)$$

и

$$K = 1,695 \frac{T + 14,3}{T + 26,4} \quad (8)$$

для объектов с передаточными функциями (2) и (3) соответственно.

При ограничении максимального выбега регулирующего органа величиной 1,7 получаем соответственно

$$K = 2,55 \frac{T + 14,297}{T + 26,4} \quad (9)$$

и

$$K = 0,423 (\sqrt{T^2 + 7,522 T} - T). \quad (10)$$

На рис. 4 приведены рассчитанные на ЭВМ нормированные стандартные кривые переходных процессов по каналу $X-X_{эд}$ при настройках ПИ-регулятора по МПК и различных значениях $\xi_{эд}$ коэффициента ξ . Они позволяют определять прямые показатели качества переходных процессов АСР с оптимальными настройками ПИ-регуляторов с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа. Рассмотрим пример определения оптимального коэффициента усиления регулятора для АСР с объектом

$$W_{об}(p) = \frac{k_{об}}{(T_1 p + 1)(\sigma + 1)} = \frac{1}{(120p + 1)(20p + 1)} \quad (11)$$

при заданном значении $[\bar{X}_p]_{доп} = 1,6$ (рис. 3,а). Соответствующие оптимальные настройки регулятора

$$\left. \begin{aligned} T_i^{opt} &= T_1 = 120; \\ k_p^{opt} &= K/k_{об} = 1,5/1 = 1,5 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

определяются из условия $T = \frac{T_1}{\sigma} = \frac{120}{20} = 6$ и $\xi = 1$. Так как искомый коэффициент k_p^{opt} получен при $\xi = 1$, то переходный процесс АСР при установке параметров настройки регулятора (12) определяется кривой рис. 4, а соответствующей $\xi = 1$. Видно, что обработка задания осуществляется системой без перерегулирования. При этом время регулирования соизмеримо с переходным процессом при $\xi = 0,707$.

Таким образом, предложенный метод позволяет существенно упростить процесс определения параметров динамической настройки ПИ-регуляторов с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа.

Л и т е р а т у р а

1. Временные методические указания по наладке автоматических регуляторов на тепловых электрических станциях. - М. : ОРГРЭС, 1976, с. 109. 2. Стефани Е.П. Основы расчета настройки регуляторов теплоэнергетических процессов. - М.: Энергия, 1972. 3. Ротач В.Я. Расчет динамики промышленных автоматических систем регулирования. - М.: Госэнергоиздат, 1960. 4. Кулаков Г.Т., Кулаков А.Т. Определение оптимальных настроек регуляторов теплоэнергетических объектов при отработке задающего воздействия. - Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1980, № 4, с. 119 - 124.

УДК 628.78.014.5

Л.Н.Смурага, А.И. Козлов

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТА ТЕПЛООТДАЧИ В ПЕЧИ В СЛУЧАЕ ВІ САДКИ СТРЕМИТСЯ К НУЛЮ

Для оценки теплообмена в печах необходимо знать величину коэффициента теплоотдачи. В настоящее время известен ряд методик по определению α , однако в одних случаях требуется знание теплофизических величин садок, в других - тепловых потоков.

Данная методика основана на косвенном получении значения α с использованием теории регулярного режима.

На рис. 1 изображена схема печи с садкой, представляющая собой насыпной слой из чугунных отливок.

В случае охлаждения садки вместе с печью, когда критерий Био мал ($Bi \rightarrow 0$), распределение температур внутри тела принимает равномерный характер и описывается простой экспонентой [1]. Отсюда легко определяется коэффициент теплопередачи системы "садка-окружающая среда" K , численное значение которого от температуры для конкретного случая приводится на рис. 2.

Для определения коэффициента теплоотдачи в печи записывают систему уравнений:

$$\left. \begin{aligned} Q_1 &= \alpha (t_c - t_{\Pi}) F_c; \\ Q_2 &= \frac{\lambda}{\delta} (t_{\Pi} - t_{н.с}) \sqrt{F_1 F_2}; \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} Q_2 &= \alpha_o (t_{н.с} - t_o) F_2; \\ Q_2 &= K (t_c - t_o) F_2, \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

где α – условный коэффициент теплоотдачи печи от садки к внутренней поверхности футеровки, Вт/(м²·°С); α_o – коэффициент теплоотдачи с поверхности ограждения печи в окружающую среду, Вт/(м²·°С); K – коэффициент теплопередачи системы "садка – окружающая среда", Вт/(м²·°С); λ – приведенный коэффициент теплопроводности ограждения печи, Вт/(м·°С); t_c – температура садки, °С; $t_{п}$ – температура внутренней поверхности печи, °С; $t_{н.с}$ – температура наружной поверхности печи, °С; t_o – температура окружающей среды, °С; F_c – поверхность садки, м²; F_1 – внутренняя поверхность печи, м²; F_2 – наружная поверхность ограждения печи, м²; δ – приведенная толщина ограждения печи, м.

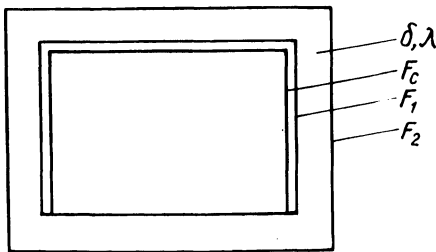


Рис. 1. Схема печи с расположенной садкой.

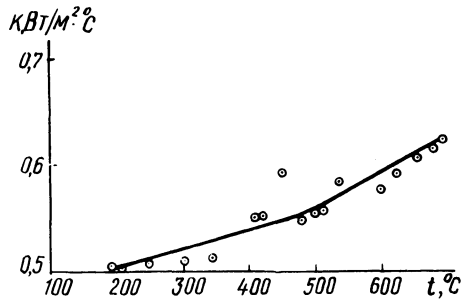


Рис. 2. Зависимость коэффициента теплопередачи системы "садка – окружающая среда" от температуры садки.

Из (1) легко получить

$$\left. \begin{aligned} t_c - t_{п} &= \frac{Q_1}{\alpha F_c} ; \\ t_{п} - t_{н.с} &= \frac{\delta}{\lambda} \frac{Q_2}{\sqrt{F_1 F_2}} ; \\ t_{н.с} - t_o &= \frac{Q_2}{\alpha_o F_2} ; \\ t_c - t_o &= \frac{Q_2}{K F_2} . \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Систему (2) выражают тождеством

$$\frac{Q_2}{KF_2} = Q_1 \left(\frac{1}{\alpha F_c} + \frac{Q_2}{Q_1} \frac{\delta}{\lambda \sqrt{F_1 F_2}} + \frac{Q_2}{Q_1} \frac{1}{\alpha_o F_2} \right). \quad (3)$$

Дальнейшее преобразование приводит (3) к следующему виду:

$$\alpha = \frac{\frac{F_2}{F_c}}{\frac{1}{K} - \frac{\delta}{\lambda \sqrt{\frac{F_1}{F_2}}} - \frac{1}{\alpha_o}} \cdot \frac{Q_2}{Q_1}, \quad (4)$$

где Q_2, Q_1 - соответственно тепло, отдаваемое системой и садкой, Вт/ч.

Иначе

$$Q_2 = G_c c_c \Delta t_c + G_{огр} c_{огр} \Delta t_{огр};$$

$$Q_1 = G_c c_c \Delta t_c,$$

где $G_c, G_{огр}$ - соответственно веса ограждения и садки, кг; $c_c, c_{огр}$ - соответственно теплоемкости ограждения и садки, кДж/(кг·°C); $\Delta t_{огр}, \Delta t_c$ - разности температур соответственно ограждения и садки, °C.

Исследование охлаждения системы проводилось на модели печи для отжига ковкого чугуна, футеровка которой выполнена из волокнистых огнеупорных материалов. Размеры садки: длина 1240 мм, ширина 420 мм, высота 250 мм. Размеры ограждения печи: длина 1500 мм, ширина 660 мм, высота 800 мм. Вес садки 251,89 кг, вес ограждения 778,34 кг. Средняя теплоемкость садки за период охлаждения 0,6004, а ограждения - 0,712 кДж/(кг·°C).

В конкретном примере из опыта следует, что $Q_2/Q_1 = 2,87$.

Для рассматриваемого случая внутренняя поверхность печи равна

$$F_1 = (1,35 + 0,51) \cdot 2 \cdot 0,44 + 0,51 \cdot 1,35 \cdot 2 = 3,01 \text{ м}^2, \text{ а}$$

$$F_2 = 5,44 \text{ м}^2 \text{ и } F_c = 1,87 \text{ м}^2. \text{ Тогда } F_2/F_c = 2,91 \text{ и } \sqrt{F_1}/\sqrt{F_2} = 0,745.$$

Приведенная толщина ограждения печи $\delta = 0,194$ м, а коэффициент теплопроводности ограждения $\lambda = 0,18$ Вт/(м·°C). Коэффициент теплоотдачи в окружающую среду $\alpha_o = 11$ Вт/(м²·°C) [2].

Уравнение (4) упрощается, если подставить соответствующие известные величины

$$\alpha = \frac{8,352}{\frac{1}{K} - 1,540} \quad (5)$$

Решение уравнения (5) для конкретной температуры и коэффициента теплопередачи в конечном варианте представлено на рис. 3 зависимостью $\alpha = f(t)$.

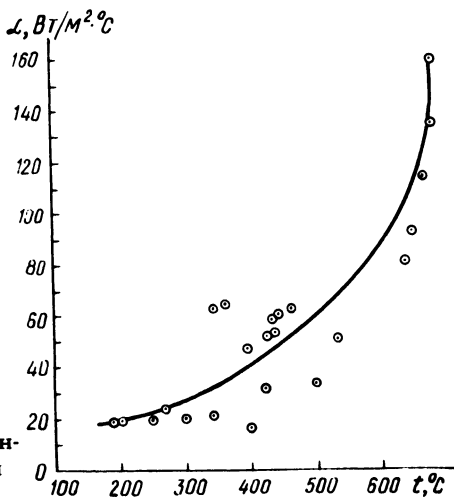


Рис. 3. Зависимость коэффициента теплоотдачи печи от температуры садки.

Таким образом, использование теории регулярного режима позволяет создать методику по определению коэффициента теплоотдачи в печи.

Л и т е р а т у р а

1. Лыков А.Б. Тепломассообмен: Справочник. - М.: Энергия, 1971. - 560 с.
2. Электротермическое оборудование: Справочник / Под общ. ред. А.П.Альтгаузена. - М.: Энергия, 1967. - 448 с.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ ТЕЧЕНИИ ВОЗДУШНО-ВОДЯНОГО ПОТОКА В ДИФFUЗОРЕ

Интенсивность теплоотдачи при охлаждении воздушно-водяной смесью по сравнению с воздушным значительно возрастает [1]. Данная работа была выполнена с целью выработки рекомендаций для расчета элементов теплообменных аппаратов, использующих в качестве теплоносителя воздушно-водяную смесь.

Схема экспериментальной установки представлена на рис. 1. Воздух в установку подавался двумя агрегатами типа АВП-4 (1), расход воздуха измерялся стандартным диафрагменным методом. После расходомерной диафрагмы (2) поток воздуха поступал в смесительную камеру (3), где смешивался с каплями воды, подаваемой через авиационную форсунку (4) насосом (5) с давлением $P_{\text{воды}} = 8$ бар. Смесительная камера – цилиндр диаметра 0,25 м, внутренняя часть камеры имеет коническую форму для улавливания влаги. Из смесительной камеры воздушно-водяная смесь поступала в участок стабилизации (6) – трубу из стали X18H9T диаметром 0,02 м длиной 1 м, вход потока в участок стабилизации осуществлен по лемнискате, что обеспечило равномерность распределения влаги в потоке. Расход воды через форсунку зависит от типа центрального завихрителя потока в головке форсунки. В опытах использовались завихрители трех типов: 1) в головке завихрителя выфрезерованы 2 канавки под углом 30° ; 2) канавки под углом 60° ; 3) 2 канавки под углом 60° . Часть воды из смесительной камеры уносилась в экспериментальный участок, остальная сливалась через сливное отверстие в камере и поступала обратно в расходный бак (7). Влагосодержание потока, поступающего в экспериментальный участок, зависит и от скорости потока. Из участка стабилизации воздушно-водяная смесь поступала в конический диффузор (8), изготовленный из медного листа толщиной 1,5 мм. Входной диаметр диффузора $D_1 =$

$= 21,7$ мм, выходной диаметр $D_2 = 128,0$ мм, длина $L =$
 $= 0,4$ м. Система параметров, описывающая конический диффузор [2], $\beta = 15^\circ 8'$, $\frac{L}{D_1} = 18,4$; $n = \frac{D_2^2}{D_1^2} = 34,8$.

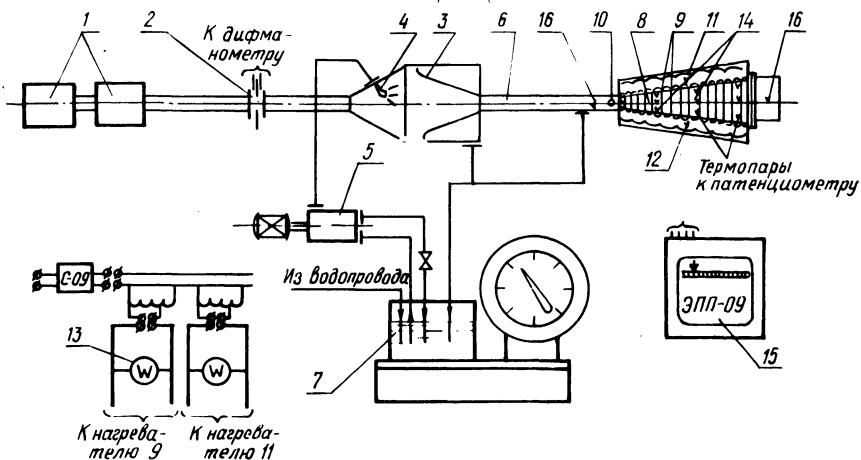


Рис. 1. Схема экспериментальной установки.

Нагрев диффузора осуществлялся при помощи нихромового нагревателя (9) стабилизированным переменным током. Для уменьшения потерь тепла диффузор соединялся с участком стабилизации капролоновой муфтой (10) и тщательно изолировался. Для компенсации утечек тепла по толщине изоляции была заложена обмотка охранного нагревателя (11), утечки тепла через изоляцию контролировались дифференциальными термопарами (12). Мощность нагревателя измерялась комплектом К-505 (13). Для измерения температуры поверхности диффузора в его стенки было зачеканено 12 хромель-копелевых термопар (14) в четырех сечениях – по 3 термопары в каждом. Термопары подключались к 24-точечному потенциометру (15) типа ЭПП-09. Температура потока перед и за участком измерялась двумя хромель-копелевыми термопарами (16), подключенными к потенциометру ПП-63. Равномерность температурного поля по сечению диффузора была установлена экспериментально.

Эксперименты по определению коэффициентов теплоотдачи проводились в следующем диапазоне изменения параметров: чисел Re от $3,0 \cdot 10^3$ до $6,4 \cdot 10^4$, весового влагосодержания $\frac{G_{\text{ВОДЫ}}}{G_{\text{воздуха}}}$ от 1 до 11%, удельной тепловой нагрузки q от $0,55 \cdot 10^3$ до $3,0 \cdot 10^3$ вт/м^2 , дисперсного состава потока $(60-90) \cdot 10^{-6}$ м.

Коэффициент теплоотдачи α можно представить как зависимость от следующих величин:

$$\alpha = f(D; \lambda_{\text{возд}}; \nu_{\text{возд}}; W; G_{\text{воды}}; T_{\text{ст}}; T_{\text{см}}; \rho_{\text{возд}}; d_{\text{капель}}) \quad (1)$$

из которых $D_1, T_{\text{см}}, \rho, \lambda, w$ имеют независимые размерности. Согласно Π -теореме [3] размерные величины, входящие в уравнение (1), могут быть сгруппированы в 4 безразмерных комплекса

$$Nu = \frac{\alpha D_1}{\lambda}; Re = \frac{WD_1}{\nu}; \frac{4G_{\text{воды}}}{W\rho\pi D_1^2}; \frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \quad (2)$$

Таким образом, уравнение (2) в критериальной форме принимает вид

$$Nu = f\left(Re; \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}}; \frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right). \quad (3)$$

Исследование влияния дисперсного состава жидкой фазы на критерий Nu в настоящей работе не приводится, так как размеры капель изменялись в узких пределах и установить зависимость Nu от дисперсного состава не представляется возможным.

Экспериментально исследовалось влияние безразмерных комплексов на величину критерия Nu .

В области $Re < 2,8 \cdot 10^4$ с увеличением весового влаго-содержания коэффициенты теплоотдачи возрастают

$$Nu \sim \left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7.$$

Коэффициенты теплоотдачи также возрастают с ростом температурного комплекса

$$Nu \sim \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6}.$$

Опытные данные обрабатывались в координатах

$$\frac{Nu}{\left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7 \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6}} = f(Re).$$

В области $Re > 2,8 \cdot 10^4$ коэффициенты теплоотдачи также возрастают с увеличением весового влаго-содержания потока

$$Nu \sim \left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7.$$

В этой области комплекс $\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}}$ изменялся в узких пределах (1,06-1,20).

Опытные данные обобщаются критериальными зависимостями для области $Re < 2,8 \cdot 10^4$

$$Nu = 0,4 Re^{0,4} \left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7 \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6} \quad (4)$$

для области $Re > 2,8 \cdot 10^4$

$$Nu = 0,0009 Re \left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7 \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6}. \quad (5)$$

Рис. 2. Зависимость

$$\frac{Nu}{\left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7 \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6}} = f(Re)$$

для области $Re < 2,8 \cdot 10^4$.

Зависимость

$$\frac{Nu}{\left(1 + \frac{G_{\text{воды}}}{G_{\text{воздуха}}} \right)^7 \left(\frac{T_{\text{ст}}}{T_{\text{см}}} \right)^{1,6}} = f(Re)$$

для области $Re > 2,8 \cdot 10^4$.

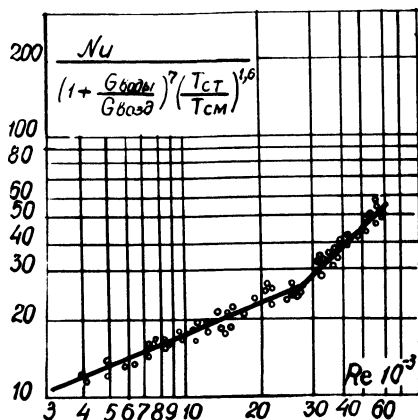


График приведенных зависимостей представлен на рис. 2. Среднеквадратичный разброс точек: для первой области 11%, для второй области 5% [4].

Полученная зависимость может быть использована в расчетах теплообмена воздушно-водяной смеси с внутренней поверхностью конического диффузора в вышеуказанном диапазоне изменения параметров.

Л и т е р а т у р а

1. Кремнев О.А., Сатановский А.Л. Воздушно-водоиспарительное охлаждение оборудования. - М., Киев: Машгиз, 1961, с. 8-44. 2. Дейч М.Е., Зарянкин А.Е. Газодинамика

диффузоров и выхлопных патрубков турбомашин. – М.: Энергия, 1970, с. 38–42. 3. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. – М.: Наука, 1977, с. 28–32. 4. Зайдель А.Н. Ошибки измерений физических величин. – Л.: Наука, 1974, с. 37–48.

УДК 621.311.22;697.34.001.5

Н.И.Шкода, В.А.Бусел, А.И.Ивашевич

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМА РАБОТЫ СИСТЕМЫ ТЕПЛОФИКАЦИИ В ЗОНЕ "СРЕЗКИ" ТЕМПЕРАТУРНОГО ГРАФИКА

На период стояния плюсовых температур отопительного сезона для обеспечения нужд горячего водоснабжения температурный график теплосети имеет "срезку" при 70⁰С (рис. 1). По СНиП II-34-76 ч. II гл. 34 температура горячей воды в местах водоразбора допускается не ниже 50⁰С для систем централизованного горячего водоснабжения, присоединяемых к закрытым системам теплоснабжения [1].

Наличие указанной "срезки" приводит в данный период к перетопу отапливаемых помещений, повышению температуры обратной сетевой воды (на 5–10⁰С) выше расчетной, что увеличивает теплопотери в сетях и снижает экономичность отпуска теплоты от турбин. Все это ведет в конечном счете к перерасходу топлива.

Исследования Белорусского политехнического института по г.Минску показали, что нагрузка горячего водоснабжения по городу в отдельные часы суток (в процентах от максимальной) колеблется в следующих пределах (табл. 1).

Таблица 1. Нагрузка горячего водоснабжения коммунально-бытового сектора города

Часы суток	Нагрузка, %	Часы суток	Нагрузка, %
0 ÷ 1	25	16 ÷ 18	33
1 ÷ 6	8	18 ÷ 20	6С
6 ÷ 7	37	20 ÷ 22	10С
7 ÷ 10	48	22 ÷ 23	80
10 ÷ 12	30	23 ÷ 24	52,0
12 ÷ 16	18	Среднесуточная	37,3

Как видно из таблицы, в период ночного снижения нагрузки горячего водоснабжения начиная с 23⁰⁰ до 7⁰⁰ появляется возможность снижения температуры прямой сетевой воды до величины, соответствующей чисто отопительному графику (по средней температуре наружного воздуха в течение 7⁰⁰-23⁰⁰), — пунктирные линии на рис. 1.

Понижение температуры наружного воздуха в ночное время практически не вызовет снижения температуры воздуха внутри отапливаемых помещений благодаря аккумулирующей способности зданий и сооружений. Результаты термографирования температуры внутри зданий по данным [2] показывают, что температура внутри помещений в пяти- и девятиэтажных панельных зданиях при снижении температуры на ТЭЦ до 20⁰С меняется не более чем на $\pm 0,4^{\circ}\text{C}$.

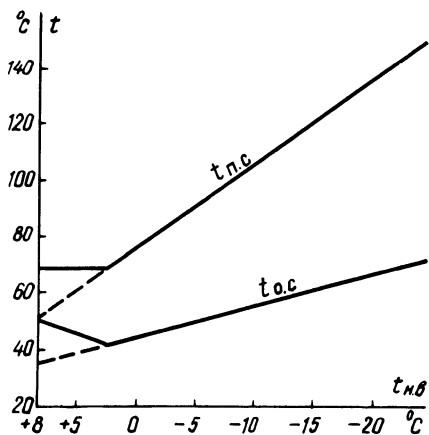


Рис. 1. Температурный график теплосети: $t_{о.с}$, $t_{п.с}$ — температура сетевой воды соответственно обратной и прямой.

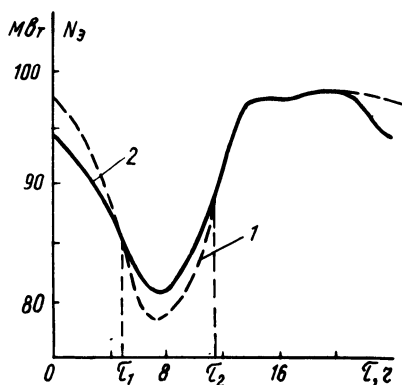


Рис. 2. График изменения рас­полагаемой мощности турбины Т-100/120-130-2 в течение суток.

При таком температурном режиме работы теплосети необходимо учитывать место расположения источника теплоснабжения. Как известно, районные котельные и ранее построенные ТЭЦ в настоящее время оказываются в центре тепловой нагрузки, а новые ТЭЦ строятся на значительном удалении от потребителей тепла. В связи с этим необходимо учитывать время транспортного запаздывания, т.е. конкретное время перехода с одного режима работы на другой потребителей горячего водоснабжения.

Учет влияния структуры и конфигурации тепловой сети требует проведения исследования для реального района теплоснабжения. Время начала снижения и подъема температуры на источнике теплоснабжения должно выбираться таким образом, чтобы обеспечить горячее водоснабжение потребителей (предприятия общественного питания, душевые, промпредприятий и т.д.), имеющих максимальный водоразбор в определенные часы.

Остальные же потребители в течение ночного минимума нагрузки горячего водоснабжения снижения температуры прямой сетевой воды ощущать не будут.

Для потребителей, требующих температуру горячей воды не ниже 60°C в течение всех суток, можно рекомендовать установку баков-аккумуляторов или устройств местного подогрева горячей воды, например электронагревателей.

При неполной загрузенности отопительных отборов по пару наиболее благоприятно зарядку аккумуляторов осуществлять в период максимальной электрической нагрузки, когда для увеличения электрической мощности необходимо увеличить отпуск теплоты.

В неотапительный период теплосеть может быть отключена в течение ночного провала нагрузки, что позволяет снизить минимальную мощность турбин ТЭЦ.

Предлагаемый метод суточного регулирования температурного графика наряду с повышением экономичности ТЭЦ позволяет получить большую мощность в часы утреннего максимума электрической нагрузки и уменьшить электрическую мощность турбин, вырабатываемую на тепловом потреблении в часы ночного минимума нагрузок, т.е. увеличить естественную маневренность ТЭЦ. Изменение электрической мощности в каждый данный момент можно построить по заданной тепловой нагрузке, расходу сетевой воды и температуре обратной сетевой воды, которая и определяет располагаемую электрическую мощность турбоагрегата при работе турбины по тепловому графику.

Исследование совместной работы турбин Т-100/120-130 и теплосети показало, что мощность турбины, вырабатываемая на тепловом потреблении, изменяется в течение суток при $t_{\text{н}} = +2 - +8^{\circ}\text{C}$ на 15-20%, причем максимум располагаемой электрической мощности турбогенератора не совпадает с утренним набором нагрузки. На рис. 2 приведено изменение располагаемой мощности турбины при расчетной тепловой нагрузке для $t_{\text{н}} = +5^{\circ}\text{C}$ при постоянной температуре сетевой воды в подающей линии (кривая 1) и при снижении температуры на ТЭЦ в

ночное время (кривая 2). Как видно из графика, мощность турбогенератора увеличивается в часы утреннего подъема нагрузки на 2,5 МВт по сравнению с режимом без понижения температуры в подающей линии.

Дополнительную теплофикационную выработку электроэнергии можно определить по рис. 2 методом графического интегрирования

$$\begin{aligned} \Delta \mathcal{E}_T &= \left[\int_{\tau_1}^{\tau_2} N_2(\tau) d\tau - \int_{\tau_1}^{\tau_2} N_1(\tau) d\tau \right] n = \\ &= n \int_{\tau_1}^{\tau_2} [N_2(\tau) - N_1(\tau)] d\tau, \end{aligned} \quad (1)$$

где N_1, N_2 - мощность турбин ТЭЦ соответственно при постоянной температуре сетевой воды в подающей линии и при снижении температуры на ТЭЦ; τ_1, τ_2 - соответственно время начала и окончания снижения температуры обратной сетевой воды на ТЭЦ по сравнению с режимом постоянной температуры сетевой воды; n - число суток с рассматриваемым периодом в году.

Увеличение выработки электроэнергии на 1 Гкал отпускаемого тепла при снижении температуры обратной сетевой воды на 1°C может быть принято равным 0,3 кВт.ч/Гкал $^\circ\text{C}$.

Температура обратной сетевой воды на ТЭЦ во времени при изменении режима горячего водоснабжения может быть определена аналитически [2, 3]. Однако аналитические выражения, приведенные в [2], не учитывают аккумуляцию тепла металлом и изоляцией трубопроводов и изменение потерь тепла в теплосети. Определение времени прохождения температурной волны от источника теплоснабжения до интересующих нас потребителей по формулам [3] является сложной задачей.

Проще определить это время экспериментально путем создания температурной волны на источнике с фиксацией ее начала и конца как на источнике теплоснабжения, так и у интересующих нас потребителей. Определенное время прохождения температурной волны от источника теплоснабжения до потребителей при снижении температуры прямой сетевой воды $\Delta\tau_{\text{сн}}$ и при приеме $\Delta\tau_{\text{под}}$ и является основным при выборе времени начала снижения и подъема температуры прямой сетевой воды на источнике теплоснабжения.

Время начала снижения (подъема) температуры прямой сетевой воды на источнике

$$\tau_{\text{сн(под)}} = \tau_{\text{потр}}^{\text{нач(кон)}} - \Delta\tau_{\text{сн(под)}}, \quad (2)$$

где $\tau_{\text{потр}}^{\text{нач(кон)}}$ – время начала (конца) работы системы горячего водоснабжения потребителя с максимальным водоразбором, наиболее приближенного к источнику теплоснабжения, ч.

Рассмотренный в данной статье режим работы теплосети внедряется в Минске, Гродно, Лиде, Могилеве, Бобруйске. При продолжительности указанного периода для БССФ(1900–2000 ч) внедрение такого режима за счет снижения тепловых потерь в сетях и перегрева зданий, а также повышения располагаемой мощности ТЭЦ в часы утреннего подъема нагрузки и уменьшения в часы ночного провала, надежности и экономичности режима подогрева сетевой воды даст значительный экономический эффект.

Л и т е р а т у р а

1. Строительные нормы и правила. СНиП II-34-76. Горячее водоснабжение. – М.: Стройиздат, 1976, с. 28. 2. Беляев В.И., Гиршфельд В.Я., Миркина А.И. Влияние переменного режима теплосети на работу турбины Т-100-130 по тепловому графику. – Теплоэнергетика, 1972, № 4, с. 10–14. 3. Минич Э.П., Ивашкевич А.И. Выбор режима испытаний магистральных тепловых сетей с отключенными потребителями. – Электрические станции, 1975, № 11, с. 37–39.

УДК 621.17.013.1:536.763

В.Ф.Степанчук, А.М.Брушков

АНАЛИЗ ТЕПЛООБМЕНА ПРИ КОНДЕНСАЦИИ ПАРОМАСЛЯНОЙ СМЕСИ

Конденсация водяного пара в присутствии органических примесей, как правило, происходит в условиях ухудшенной смачиваемости поверхности. При этом на поверхности конденсации одновременно имеют место и пленочный и капельный виды конденсации, т.е. процесс носит капельно-пленочный, ручьевого характер.

Анализ полученных ранее [1] экспериментальных данных (при давлении насыщения 0,106 МПа и концентрациях масла в паре 400–2800 мг/кг) и литературных источников [2, 3] позволил

сделать заключение о физической модели конденсации водяного пара в присутствии масла. Суть модели состоит в следующем:

- конденсация замащенного пара на вертикальной поверхности носит смешанный (капельно-пленочный) характер;
- движение пленки на пленочном участке конденсации является ламинарным;
- вследствие действия сил поверхностного натяжения и абсорбционных сил масло собирается под пленкой конденсата в виде подслоя.

На основании вышеизложенных соображений дифференциальные уравнения движения пленок масла и конденсата соответственно могут быть для вертикальной поверхности записаны в таком виде:

$$\mu_M \frac{d^2 w_M}{dy^2} = -\rho_M g; \tag{1}$$

$$\mu_K \frac{d^2 w_K}{dy^2} = -\rho_K g. \tag{2}$$

В этих условиях μ - динамическая вязкость, Па · с ; w - скорость, м/с; ρ - плотность, кг/м³; y - абсцисса, м. Индекс к соответствует конденсату водяного пара, м - маслу.

Граничными условиями являются следующие:

При $y = 0$ $w_M = 0$;

при $y = \delta_M$ $w_M = w_K$; $\mu_K \frac{dw_K}{dy} = \mu_M \frac{dw_M}{dy}$;

при $y = \delta_M + \delta_K$ $\frac{dw_K}{dy} = 0$,

где δ_M и δ_K - толщины пленок масла и конденсата.

Решение уравнений (1)-(2) при учете граничных условий позволяет получить распределения скоростей и величины расходов в пленках масла и конденсата.

Так как положено, что $G = \Psi G_M$ (G - расход каждой из жидкостей в двухслойной пленке, кг/с; Ψ - концентрация масла в паре, кг/кг), имеем:

$$\frac{\rho_M^2}{3\mu_M} \epsilon_M^3 + \frac{\rho_K \rho_M}{2\mu_M} (1 - \Psi) \epsilon_M^2 = \Psi \left(\frac{\rho_K^2}{\mu_M} \epsilon_M + \frac{\rho_K^2}{3\mu_K} \right), \tag{3}$$

$$\text{где } \epsilon_M = \frac{\delta_M}{\delta_K}.$$

Уравнение (3) позволяет установить соотношение между толщинами пленок масла и конденсата. Из него следует, что данное соотношение определяется лишь физическими параметрами жидкостей и концентрацией масла в паре.

Сопоставляя приросты расхода конденсата при изменении высоты поверхности на dx и уравнения теплового баланса единицы поверхности, выводим формулу для расчета осредненного по высоте коэффициента теплоотдачи на пленочном участке конденсации

$$\alpha_{\Pi} = 1,24 \left(\frac{\lambda_K \lambda_M}{\lambda_M + \epsilon_M \lambda_K} \right)^{3/4} \sqrt[4]{\frac{gr \left(\frac{\rho_K^2}{3\mu_K} + \frac{\rho_K \rho_M}{2\mu_M} \epsilon_M^2 + \frac{\rho_K^2}{\mu_M} \epsilon_M \right)}{(T_S - T_W) \cdot H}} \quad (4)$$

где λ - коэффициент теплопроводности, Вт/(м·К); r - удельная теплота парообразования водяного пара, Дж/кг; H - высота поверхности, м.

Средний коэффициент теплоотдачи на капельном участке конденсации может быть определен по критериальным уравнениям, предложенным В.П.Исаченко [2]:

$$\text{при } Re_{\text{кап}} = 8 \cdot 10^{-4} - 3,3 \cdot 10^{-3}$$

$$\overline{Nu}_{\text{кап}} = 3,2 \cdot 10^{-4} \cdot Re_{\text{кап}}^{-0,84} \cdot \Pi_K^{1,16} \cdot Pr^{0,33}; \quad (5)$$

$$\text{при } Re_{\text{кап}} = 3,3 \cdot 10^{-3} - 3,5 \cdot 10^{-2}$$

$$\overline{Nu}_{\text{кап}} = 5 \cdot 10^{-6} \cdot Re_{\text{кап}}^{-1,57} \cdot \Pi_K^{1,16} \cdot Pr^{0,33}. \quad (6)$$

В этих уравнениях

$$Re_{\text{кап}} = \frac{\lambda_K (T_S - T_W)}{r \mu_K} -$$

критерий Рейнольдса для капельной конденсации;

$$\overline{Nu}_{\text{кап}} = \frac{\overline{\alpha}_{\text{кап}} 2 \sigma T_S}{\lambda_K r \rho_K (T_S - T_W)} -$$

критерий Нуссельта для капельной конденсации;

$$\Pi_K = \frac{2 \xi \sigma^2 T_S}{r \rho_K^2 \nu_K^2} -$$

термокапиллярный критерий, учитывающий взаимодействие термокапиллярных сил и сил вязкости.

Коэффициенты теплоотдачи $\alpha_{кп}$, $\alpha_{п}$, $\alpha_{кап}$ находятся во взаимной связи в соответствии со следующим соотношением:

$$\alpha_{кп} = \alpha_{п} (1 - f_n) + \alpha_{кап} \cdot f_n, \quad (7)$$

где $\alpha_{кп}$ - коэффициент теплоотдачи при капельно-пленочной конденсации; $\alpha_{п}$ и $\alpha_{кап}$ - коэффициенты теплоотдачи на пленочном и капельном участках конденсации, Вт/(м²·К); f_n - доля поверхности, на которой происходит капельная конденсация или, иначе, доля несмачиваемой поверхности.

Полагая коэффициенты теплоотдачи $\alpha_{кп}$, $\alpha_{п}$, $\alpha_{кап}$ известными из последнего уравнения, находим величину f_n :

$$f_n = \frac{\alpha_{кп} - \alpha_{п}}{\alpha_{кап} - \alpha_{п}}. \quad (8)$$

Значительная сложность исследуемого процесса теплообмена при конденсации замасленного пара не позволяет получить аналитическое решение для величины f_n . Вследствие этого полученный ранее экспериментальный материал обработан в виде критериальных зависимостей:

при $\psi \leq \psi_{кр} = 0,001$ кг/кг

$$f_n = 3,47 \cdot 10^4 \left(\frac{\Delta \bar{T}}{t_s} \right)^5 \cdot \left(\frac{\psi}{\psi_{кр}} \right)^{0,8}; \quad (9)$$

при $\psi > \psi_{кр} = 0,001$ кг/кг

$$f_n = 3,47 \cdot 10^4 \left(\frac{\Delta \bar{T}}{t_s} \right)^5 \cdot \left(\frac{\psi}{\psi_{кр}} \right)^{0,8}. \quad (10)$$

Полученная методика позволяет рассчитывать теплоотдачу при конденсации замасленного пара с погрешностью не более $\pm 20\%$.

Л и т е р а т у р а

1. Степанчук В.Ф., Брушков А.М. Теплообмен при конденсации замасленного пара. - В кн.: Пути повышения эффективности использования в промышленности топлива, электрической и тепловой энергии: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. сов. Гомель, 1977, с. 72-74. 2. Исаченко В.П. Теплообмен при конденсации. - М.: Энергия, 1977. - 240 с. 3. Маршалл, Хикман. Конденсация бинарных паровых смесей несмешивающихся жидкостей при ламинарном течении пленки под действием силы тяжести. - Теплопередача (русск.перевод Trans. ASME, Ser. C), 1973, т. 95, с. 1-5.

АНАЛИЗ ГОРЕНИЯ СЕРЫ

В настоящее время в технологических линиях ряда производств (удобрений, пластмасс, кислот и т.д.) эксплуатируется значительное количество топочных устройств для сжигания серы.

Разнообразие способов и конструкций печей для сжигания серы обуславливается недооценкой особенностей серы как топлива. В отличие от других видов жидкого топлива она характеризуется большими теплотой испарения, температурой воспламенения, но небольшой теплотой сгорания.

Горение серы в воздухе или кислороде может быть представлено уравнением:



По закону действующих масс скорость реакции будет

$$\frac{dC_S}{d\tau} = k C_S \cdot C_{O_2},$$

где C_S , C_{O_2} - текущие концентрации серы и кислорода (количество молей в единице объема); $k = A e^{-E/RT}$ - константа скорости.

Воспользовавшись уравнением неразрывности для постоянного сечения

$$\frac{w}{v} = \frac{w_o}{v_o} \quad \text{или} \quad \frac{w}{w_o} = \frac{v}{v_o} = \frac{\mu T}{\mu_o T_o}$$

и обозначив глубину реакции (относительное количество невыгоревшей серы) через

$$\Omega = \frac{G_S}{(G_S)_o} = \frac{w C_S}{w_o (C_S)_o},$$

выражаем текущую концентрацию серы через начальную

$$C_S = \frac{\mu_o T_o}{\mu T} (C_S)_o \Omega.$$

По уравнению реакции (1)

$$M dG_{O_2} = dG_S,$$

где M - стехиометрический коэффициент реакции.

Интегрируя это уравнение, получим

$$M \left[(C_{O_2})_o w_o - C_{O_2} w \right] = (C_s)_o w_o (1 - \mathcal{R}).$$

По определению избытка воздуха имеем

$$(C_{O_2})_o = \frac{(C_s)_o \alpha}{M},$$

где α - коэффициент избытка воздуха; $\alpha = \frac{M(C_{O_2})_o}{(C_s)_o}$,

отсюда $\frac{C_{O_2} w}{(C_{O_2})_o w_o} = 1 - \frac{1 - \mathcal{R}}{\alpha}$

и $C_{O_2} = (C_{O_2})_o \frac{\mu_o T_o}{\mu T} \left(1 - \frac{1 - \mathcal{R}}{\alpha}\right)$.

Возвращаясь к скорости реакции, имеем

$$w \frac{dC_s}{dx} = \frac{w_o}{w} w (C_s)_o \frac{d\mathcal{R}}{dx} = k C_s C_{O_2}.$$

И окончательно уравнение закона действующих масс можно представить в виде

$$\frac{d\mathcal{R}}{dx} = \frac{k}{w_o} (C_{O_2})_o \mathcal{R} \left(\frac{T_o}{T}\right)^2 \left(1 - \frac{1 - \mathcal{R}}{\alpha}\right),$$

учитывая, что по условию реакции (1) $\frac{\mu_o}{\mu} = 1$.

Рассмотрим решение этого уравнения применительно к адиабатным условиям сжигания серы, когда тепло реакции идет в основном на нагрев образующихся печных газов, т.е.

$$Q dG_s = c_p \gamma_o w_o dT, \quad (2)$$

где Q - тепловой эффект реакции за вычетом тепла, идущего на нагрев смеси воздуха и серы от температуры подачи их в топку до температуры воспламенения, т.е. T_o :

$$Q = Q_p - C_p (T_o - T_{вх}) \frac{M(G_{O_2})_o}{\gamma_o} \cdot \alpha.$$

Выразив текущую температуру горения из уравнения (2) через \mathcal{R} и T_o , т.е.

$$T = T_o + \frac{Q(G_s)_o}{C_p \gamma_o w_o} (1 - \mathcal{R}) = T_o + b(1 - \mathcal{R}),$$

и подставив ее в уравнение закона действующих масс, получим уравнение в дифференциальном виде сжигания серы в адиабатных условиях:

$$\frac{d\mathcal{R}}{dx} = \frac{A}{w_o} e^{-\frac{E}{R[T_o + b(1-\mathcal{R})]}} (C_{O_2})_o \mathcal{R} \left[\frac{T_o}{T_o + b(1-\mathcal{R})} \right]^{2x} \times \left(1 - \frac{1-\mathcal{R}}{\alpha} \right).$$

Разложив экспоненциальную функцию в ряд $e^x = 1 + \frac{x}{1!} + \frac{x^2}{2!} \dots$ и проинтегрировав его, получаем окончательное решение

$$k \ln(\alpha - 1 - \mathcal{R}) + L \ln \mathcal{R} + M(\alpha - 1 - \mathcal{R}) \Big|_{\mathcal{R}_o}^{\mathcal{R}} = x \Big|_{x_o}^x,$$

где
$$k = \frac{w_o \alpha}{A(C_{O_2})_o T_o^2 (\alpha - 1)} (2bT_o \alpha - 4bT_o - T_o^2 - 4b^2 + 4b^2 \alpha -$$

$$- b^2 \alpha^2) + \frac{w_o E \alpha}{A(C_{O_2})_o R T_o^2 (\alpha - 1)} (b\alpha - 2b - T_o) -$$

$$- \frac{w_o E \alpha}{A(C_{O_2})_o 2R^2 T_o^2 (\alpha - 1)} ;$$

$$L = \frac{w_o \alpha}{A(C_{O_2})_o T_o^2 (\alpha - 1)} (T_o + b)^2 + \frac{w_o E \alpha}{A(C_{O_2})_o R T_o^2 (\alpha - 1)} x$$

$$+ (T_o + b) + \frac{w_o E \alpha}{A(C_{O_2})_o 2R^2 T_o^2 (\alpha - 1)} ;$$

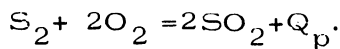
$$M = \frac{w_o \alpha b^2}{A(C_{O_2})_o T_o^2}.$$

Приведенная выше математическая модель рассматривает горение атомарной серы, между тем, как показано в [1], в паровой фазе сера находится в виде молекул S_8 , S_6 , S_4 и

S_2 . Состав паров серы при различной температуре показан на рис. 1.

Поэтому можно предположить, что при реальных температурах горения серы в печах (свыше $700^{\circ}C$) последняя вступает в реакцию окисления в виде молекул S_2 .

И реакция горения рассматривается в виде



Скорость реакции будет

$$\frac{dC_{S_2}}{d\tau} = k C_{S_2} C_{O_2}^2.$$

Тогда уравнение в дифференциальном виде горения серы в адиабатных условиях примет вид

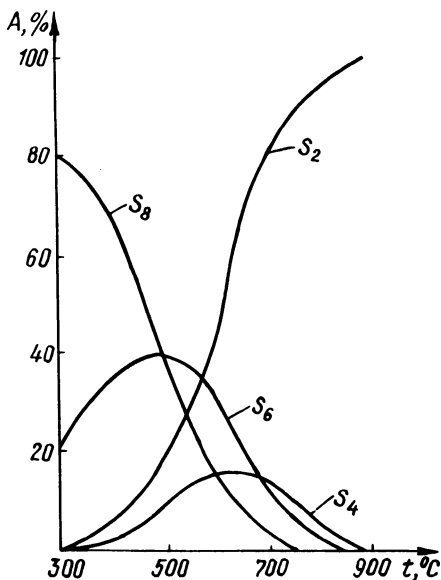


Рис. 1. Зависимость процентного содержания молекул серы S_8 , S_6 , S_4 , S_2 от температуры.

$$\frac{d\Omega}{dx} = \frac{A}{w_o} e^{-\frac{E}{R [T_o + b(1-\Omega)]}} (C_{O_2})_o^2 \Omega \left(\frac{\mu_o}{\mu}\right)^3 \times$$

$$\times \left[\frac{T_o}{T_o + b(1-\Omega)} \right]^3 \left(1 - \frac{1-\Omega}{\alpha}\right)^2,$$

которое может быть проинтегрировано.

Л и т е р а т у р а

1. Особенности сжигания серы в циклонных устройствах/С.А. Цыганков, М.М.Кочеров, В.Д.Терентьев, Л.С.Чернобай. - Химическая промышленность, 1977, №10, с.63.

ТЕПЛОГЕНЕРАТОР С ПУЛЬСИРУЮЩИМ ГОРЕНИЕМ

Теплогенераторами обычно называют газоздушные теплообменные аппараты. Они получили широкое применение в системах отопления, на строительных объектах, в промышленности и сельском хозяйстве. Их усовершенствование, направленное на уменьшение расходов, связанное с изготовлением и эксплуатацией, может принести значительный экономический эффект. Исследования процессов горения, аэродинамики и теплообмена в пульсирующих потоках, проведенные на кафедре теплотехники БИСИ, позволили разработать опытно-полупромышленный теплогенератор с пульсирующим горением.

Теплогенератор, принципиальная схема которого приведена на рис. 1, представляет собой многоходовой теплообменный аппарат с встроенными в него камерой воспламенения 1 и резонансной трубой 8. Поверхности теплообмена образованы двумя стальными цилиндрами, разделенными перегородками 3. Поверхности цилиндров не гладкие, а изготовлены в виде гармоникообразных элементов с ребрами, параллельными направлению течения теплоносителей.

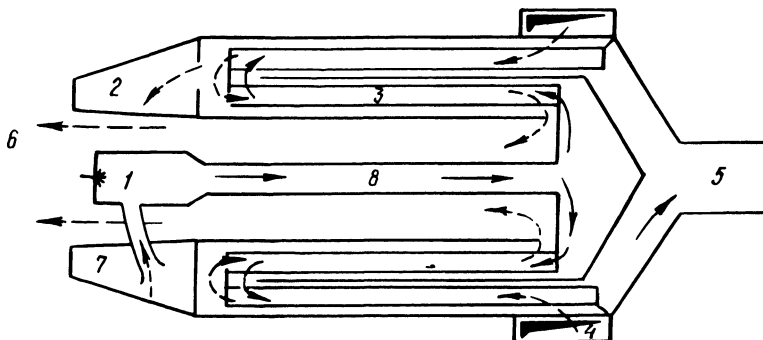


Рис. 1. Схема теплогенератора с пульсирующим горением: 1 — камера воспламенения; 2 — коническая емкость; 3 — теплообменник; 4 — вход холодного воздуха; 5 — удаление продуктов сгорания; 6 — выход горячего воздуха; 7 — аэродинамический клапан; 8 — резонансная труба.

В качестве топлива использовался соляр, распыливаемый механической форсункой и сжигаемый в камере пульсирующего горения, состоящей из элементов 1 и 8. Воздух, необходимый для горения, подводился через аэродинамический клапан 7 из

полости 2, связанной с воздушным пространством теплообменника. Нагреваемый воздух подавался вентилятором по коробу 4 и выходил по стрелке 6, дымовые газы – по стрелке 5. Размеры аппарата: длина – 2100 мм, диаметр – 760 мм.

Созданный теплогенератор является одной из первых попыток конструктивного оформления нагревания воздуха при помощи сжигания топлива в пульсирующем режиме.

Простота конструкции позволила изготовить теплогенератор силами обычной механической мастерской.

При испытаниях теплогенератора ставились следующие задачи:

- проверка принципиальной возможности компоновки в одном аппарате камеры пульсирующего горения с теплообменником, воздушным вентилятором и камерами для шумоглушения;

- получение основных технико-экономических характеристик устройства;

- определение путей дальнейшего усовершенствования устройства;

- уточнение режимных и технологических показателей предельной величины дросселирования камеры пульсирующего горения, влияния формы и величины шумогасящего кожуха на работу камеры пульсирующего горения, термической и вибрационной устойчивости конструктивных материалов и т.д.

В табл. 1 представлены некоторые результаты испытаний теплогенератора.

Следует обратить внимание на высокую степень нагрева воздуха при относительно низких температурах уходящих газов что достигнуто в небольших габаритах устройства.

Аэродинамическое сопротивление газового тракта выше, чем воздушного, что позволяет обходиться низконапорным вентилятором, а камера пульсирующего горения способна преодолеть без дымососа сопротивление выхлопным уходящим газам.

В топочных и уходящих газах совершенно отсутствует сажа. Режим горения можно вести при минимальных избытках воздуха.

Обращает на себя внимание низкая концентрация окислов азота в уходящих газах. В обычных топливосжигающих установках даже при использовании газообразного топлива выход окислов азота значительно превышает указанные величины.

В табл. 2 приведены данные по уровню шума в непосредственной близости от теплогенератора. Координаты точек замеров \bar{X} , \bar{Y} означают соответственно расстояния от камеры вос-

Таблица 1. Параметры работы теплогенератора

Параметры	Режимы работы				
Тепловая мощность, кВт	122	140	119	145	124
Расход топлива, кг/ч	14,1	17,1	14,5	17,7	14,1
Расход холодного воздуха, кг/ч	4750	5100	5660	5000	4750
Температура холодного воздуха, °С	24	10	10	10	20
Температура горячего воздуха, °С	132	120	107	122	125
КПД, %	87,3	82,4	82	82,7	88,1
Средний коэффициент теплопередачи, Вт/м ² ·град	26	32	28	31	26
Сопротивление по воздушному тракту, мм вод. ст.	45	47	68	46	45
Сопротивление по газовому тракту, мм вод. ст.	85	102	88	108	87
Температура уходящих газов, °С	142	155	145	165	140
Состав уходящих газов, %					
O ₂	1	-	3	-	-
CO ₂	13,5	14,0	12,8	-	-
NO _x , мг/м ³	35,7	68	41,5	74	41,8

пламенения 1 (рис. 1) вдоль продольной оси и радиуса аппарата.

Сравнение опытных данных, приведенных в табл. 2, с уровнями шумов, создаваемых существующими теплогенераторами, показывает, что испытанный аппарат с пульсирующим горением генерирует значительный уровень шума. Он может быть снижен известными мероприятиями: звукоизоляцией, шумо-

Таблица 2. Звуковое поле вокруг теплогенератора

Номера точек замеров	Координаты точек замеров, м		Уровень звука А, Дб	Среднегеометрическая частота, Гц			
	Х	У		63	250	1000	4000
				звуковое давление по частотам, Дб			
1	1	1	99	103	104	86	73
2	1	2	94	99	99	86	72
3	0	2	95	102	98	83	66
4	0	2,5	95	100	98	87	73
5	0	0	102	106	107	89	80
6	0	3	95	98	98	90	80
7	0	1,5	98	105	100	92	84
8	0	1	85	100	102	91	74
9	0	0,5	99	98	88	76	66
10	5	5	84	89	88	70	55
Помещение	2	1	83	93	82	67	54

глушением, выбором материалов, формы, компоновки. Измерения температур продуктов сгорания показали, что вследствие охлаждения резонансной трубы 8 и камеры воспламенения 1 (рис. 1) температура дымовых газов на выходе из резонансной трубы составляла 600 – 800°C. Температура самого теплонапряженного участка поверхности аппарата, расположенного у торца резонансной трубы, не превышала 650°C.

Так как этот элемент не испытывает механических воздействий, то для изготовления его не требуются специальные жаростойкие дорогие материалы.

Чистое суммарное время работы теплогенератора составило более 300 ч, время разового включения – до 5 ч.

Результаты эксплуатации показывают, что аппарат может быть изготовлен без применения легированных сталей, за исключением камеры пульсирующего горения и резонансной трубы.

Испытания показали, что камера пульсирующего горения в устройствах подобного типа может устойчиво работать при значительных противодавлениях, обусловленных аэродинамическим сопротивлением теплообменника. Это позволяет значительно увеличить плотность набивки теплообменника, сделать аппарат более компактным. Установлена возможность поддержания надежного пульсационного режима при снабжении камеры пульсирующего горения воздухом из замкнутого объема малой величины, что создает резервы для увеличения степени поглощения шума. Плотность тепловыделения при сгорании топлива, отнесенная к объему камеры пульсирующего горения, достигала $(25 - 30) \times 10^6$ Вт/м³ при отсутствии недожега.

Проведенной работой в основном решены принципиальные технологические вопросы для серийного изготовления теплогенератора с пульсирующим горением: выявлена надежность пульсационного режима (запуск, контроль, останов, возможность автоматизации); подтверждена высокая эффективность работы (отсутствие недожега, малый выход окислов азота, малый избыток воздуха, высокий КПД и т.д.); доказана удовлетворительная долговечность конструктивных элементов; намечены пути для создания других схем теплогенераторов (по теплообмену, компоновке, шумоглушению). Все это позволяет перейти к проектированию серийного теплогенератора с пульсирующим горением.

УДК 533.6.:621.63

Е.Н.Толчинский, В.Д.Дунский, Н.А.Фейгина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КОНСТРУКТИВНЫХ И РЕЖИМНЫХ ПАРАМЕТРОВ НА РАЗМОЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ МЕЛЬНИЦ-ВЕНТИЛЯТОРОВ

Освоение месторождений бурых углей Сибири и Дальнего Востока ставит задачу создания новых и совершенствования традиционных размольных устройств, применяемых на электрических станциях. В ряду этих устройств особое место занимают мельницы-вентиляторы (МВ), так как они позволяют создать мощные пылесистемы повышенной взрыво- и пожаробезопасности. Применение инертных продуктов горения в качестве сушильного агента таких пылесистем приводит к снижению температуры в центральной зоне топки котлоагрегата, что благоприятно сказывается на обеспечении бесшлаковочных ус-

ловый работы и подавления генерации токсичных окислов азота.

Эффективность использования МВ определяется степенью изученности процессов, протекающих в них, в частности знанием количественных характеристик зависимости размольных показателей от конструкции размольных элементов и от режимных параметров их работы. Из работ, посвященных этому вопросу, следует выделить исследование на модели влияния окружной скорости колеса на размол модельного материала [1]. Наиболее полно зависимость размольных характеристик от конструкции колеса отражена в [2]. В данной работе по сравнению с [2] расширен диапазон концентраций размалываемого материала, а также на основе ранее проведенного авторами исследования учтено влияние запыленности потока на аэродинамические характеристики МВ.

Исследование размольных характеристик выполнялось на стенде Белорусского филиала ЭНИН, схема которого показана на рис. 1. На стенде перед МВ (поз 6 - 10,25) и за МВ (поз. 14, - 16, 23) имеются устройства для отбора всего потока материала или пыли, поступающей в каждое из них в течение 3 - 10 с. Такие устройства обеспечивают высокую представительность отбираемых проб.

Модель МВ 12 с $D_2 = 0,3$ м выполнена Черновицким машзаводом по образцу МВ заводского изготовления. Конструкция модели МВ обеспечивает возможность установки сменных колес, комплект которых характеризуется различным количеством, разной шириной и высотой лопаток. Каждое из колес является геометрической моделью реальных колес МВ. Частота вращения колеса МВ контролировалась стробоскопическим тахометром типа СТ-5 и выбиралась исходя из критериев аэродинамического подобия и критериев, определяющих подобие процесса размола [3].

Влияние конструкции колеса на измельчение материала оценивалось по зерновым характеристикам готовой пыли при постоянных значениях концентраций.

В опытах изменялись: число лопаток $z = 6, 8, 10$ и 12 шт.; относительная высота лопаток $h/D_2 = 0,113; 0,157$ и $0,223$ (D_2 - наружный диаметр колеса); относительная ширина лопаток $b/D = 0,250; 0,317$ и $0,383$. Увеличение числа лопаток, их высоты и ширины приводило к утонению пыли и оценивалось по остаткам на сите с ячейками размером 90 мкм.

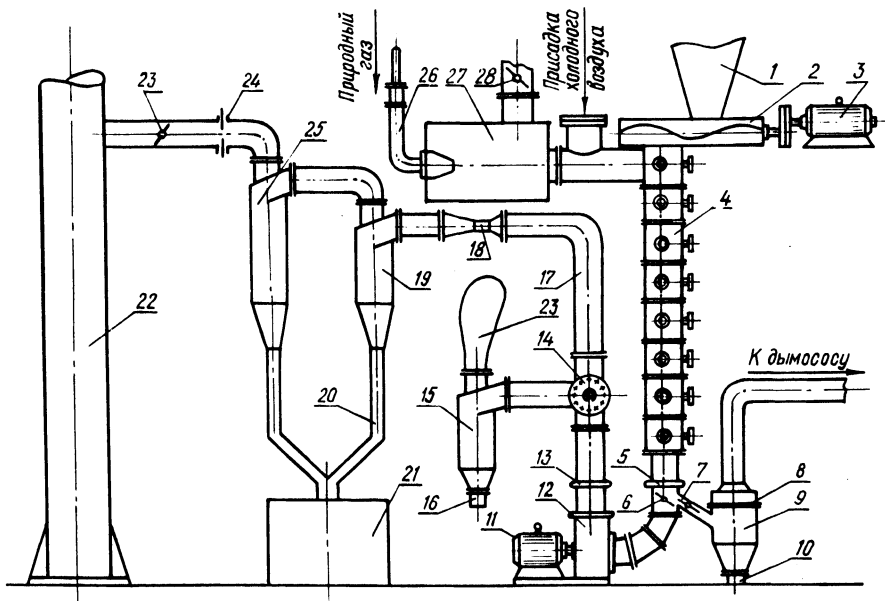


Рис.1. Схема экспериментальной пылеприготовительной установки с МВ: 1 — бункер сырого топлива; 2 — ленточный питатель; 3 — двигатель постоянного тока; 4 — сушильная шахта; 5, 13 — кольцевые каналы для измерения статического давления; 6, 7 — поворотные шиберы для отбора пыли; 8 — фильтр; 9, 15 — циклоны для отбора проб; 10, 16 — стакан для отбора пробы; 11 — электродвигатель; 12 — мельница-вентилятор; 14 — трехходовой кран; 17 — газопылепровод; 18 — труба Вентури; 19, 25 — центробежные циклоны для улавливания пыли; 21 — бункер уловленной пыли; 22 — вытяжная труба; 23, 28 — поворотные шиберы; 24 — измерительная диафрагма; 27 — камера сгорания для генерации сушильного агента.

Интенсивность измельчения ΔR_{90} (разность между остатками на сите 90 мкм исходного материала и пыли [1]) модельного материала в широком диапазоне концентраций для различных конструктивных параметров колеса представлена на рис. 2, а, б, в. Как видно из этого рисунка, с ростом поверхности лопаток (увеличение их числа, высоты или ширины) интенсивность измельчения возрастала. В исследованном диапазоне числа лопаток концентрация материала практически не влияла на характер зависимости интенсивности измельчения от увеличения поверхности лопаток.

Рост интенсивности измельчения с увеличением высоты лопаток имел место во всем исследованном диапазоне, но темп

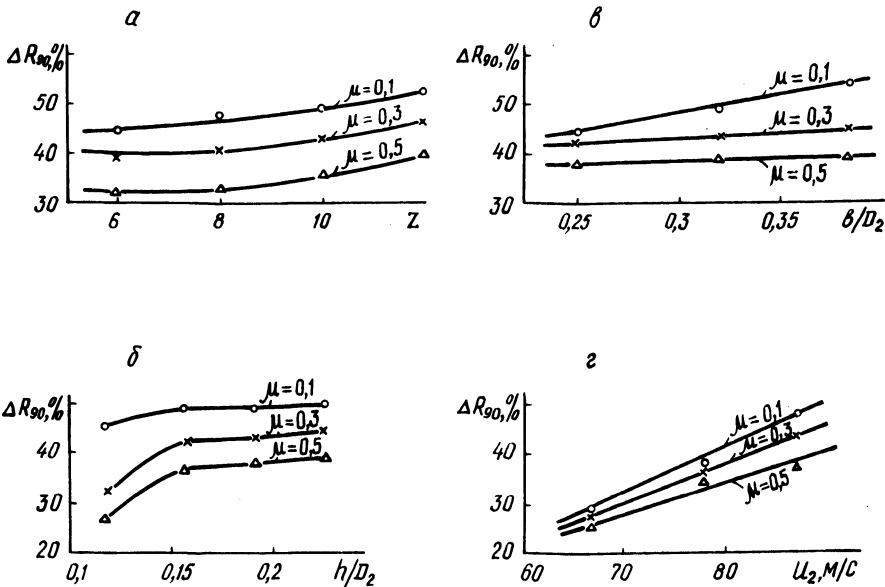


Рис. 2. Зависимость интенсивности размола от конструктивных параметров колеса :
 а — z; б — h/D_2 ; в — v/D_2 ; г — U_2 .

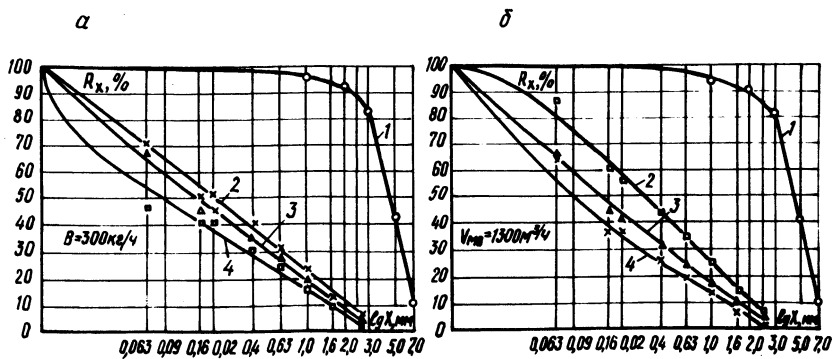


Рис. 3. Зерновые характеристики исходного материала (1) и пыли при размоле в МВ:
 2 — $V_1 = 1240 \text{ м}^3/\text{ч}$; 3 — $V_2 = 1110$; 4 — $V_3 = 890 \text{ м}^3/\text{ч}$ (а); 2 — $B_1 = 600 \text{ кг/ч}$; 3 — $B_2 = 300$; 4 — $B_3 = 155 \text{ кг/ч}$ (б).

роста замедлялся. С увеличением ширины лопаток характер изменения интенсивности измельчения зависел от концентрации материала. С ростом концентрации снижалась доля частиц, измельчаемых за счет трения о поверхность лопатки, поэтому уменьшалось влияние ширины лопатки на интенсивность измельчения.

Влияние частоты вращения колеса (рис. 2,г) также более сильно выражено при низкой концентрации материала. Так, при увеличении частоты вращения от 66,7 м/с до 86,7 м/с (на 30%) интенсивность измельчения при концентрации $\mu = 0,1 \text{ кг/кг}$ возрастала на 62%, а при $\mu = 0,5 \text{ кг/кг}$ - на 52%.

На качество готовой пыли, кроме частоты вращения колеса, существенное влияние оказывали также режимные факторы работы МВ (производительность по газовой фазе и загрузка материалом). При уменьшении расхода газа и постоянном расходе материала тонкость помола улучшалась. Примером этого могут служить зерновые характеристики готовой пыли при $V = 300 \text{ кг/ч} = \text{const}$ для трех значений вентиляции: $V_1 = 1240 \text{ м}^3/\text{ч}$; $V_2 = 1100 \text{ м}^3/\text{ч}$ и $V_3 = 830 \text{ м}^3/\text{ч}$ (рис. 3,а). Снижение вентиляции от V_1 до V_2 вызвало снижение R_{90} с 63% до 49%, несмотря на то, что расходная концентрация при этом возросла с 0,24 до 0,3 кг/кг. Это объясняется тем, что скорость газового потока становится равной скорости витания более мелких частиц. Поскольку с уменьшением расхода газовой фазы концентрация материала возрастает, при определенных режимах это может привести к

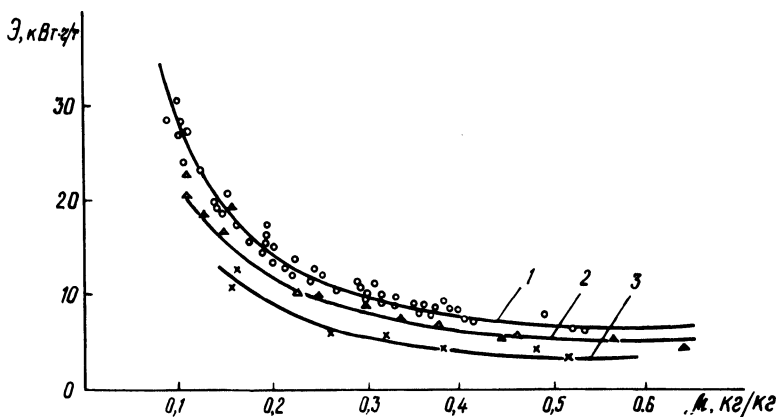


Рис. 4. Удельный расход электроэнергии на 1 т проходящего через МВ материала:

1, 2, 3 — $U_2 = 86,7; 77,5; 66,8 \text{ м/с}$ соответственно.

завалу. В реальных условиях имеется некоторый запас скорости потока, что позволяет прикрытием шибера на напорном пылепроводе уменьшить расход газов. Все это может оказаться необходимым, например при избытке тепла сушильного агента [4].

Влияние загрузки МВ топливом для одной из модификаций колеса при постоянной вентиляционной производительности на зерновые характеристики готовой пыли показано на рис. 3, б. С уменьшением загрузки от $V_1 = 600$ до $V_2 = 155$ кг/ч остаток уменьшился с 76 до 50%, т.е. при меньшей загрузке в меньшей степени сказывается демпфирующее воздействие слоя частиц, концентрирующихся у поверхностей размола.

Величина удельного расхода электроэнергии на размол ($\text{Э, кВт}\cdot\text{ч/т}$) зависит главным образом от режимных параметров: окружной скорости колеса и концентрации материала (рис. 4). Экспериментальные точки, полученные для разных колес и связывающие концентрацию материала и удельный расход электроэнергии на размол для каждой величины окружной скорости, могут быть с достаточной точностью аппроксимированы кривой, т.е. можно считать, что удельный расход электроэнергии реальным МВ является функцией концентрации материала и практически не зависит от конструктивных параметров колеса.

Л и т е р а т у р а

1. Брусин М.А., Гофайзен А.В. Влияние предвключенной бильной системы на работу мелющего вентилятора. - Теплоэнергетика, 1964, №9, с.40 - 42. 2. Волковинский В.А., Роддатис К.Ф., Дунский В.Д. Исследование влияния геометрических и режимных характеристик рабочего колеса на аэродинамические и размольные показатели мельниц-вентиляторов. - Теплоэнергетика, 1978, №1, с. 83. 3. Толчинский Е.Н. Применение метода модели при изучении процесса размола топлив в мельнице-вентиляторе. - Изв. вузов. Сер. Энергетика, 1979, №2, с.51 - 55. 4. Регулирование температуры аэросмеси в пылесистемах с мельницами-вентиляторами на электростанциях, сжигающих торф / В.Д.Дунский, Е.Н.Толчинский, Е.С.Иванов, В.Н.Биткин. - Теплоэнергетика, 1973, №6, с.54 - 56.

УДК 621.372.061.3

К.Зайдель, Ф.Працны, Т.Т.Розум

РАСЧЕТ ТОКОВ ПЕРЕХОДНОГО РЕЖИМА
ПРИ ВКЛЮЧЕНИИ НЕНАГРУЖЕННОГО ТРАНСФОРМАТОРА

В настоящей работе предлагается методика расчета переходного процесса как результат наложения на установившийся режим нелинейной, отличной от экспоненты, затухающей во времени свободной составляющей, которая рассчитывается аналитически или с помощью направленного графа. Такая методика расчета по составляющим позволяет при малом объеме вычислений получить огибающую переходного режима или построить график мгновенных значений.

Для расчета переходного процесса при включении ненагруженного трансформатора к источнику синусоидального напряжения необходимо решить нелинейное дифференциальное уравнение

$$U_m \sin(\omega t + \alpha) = p\psi + ri, \quad (1)$$

где $p = \frac{d}{dt}$ - оператор дифференцирования.

Нелинейную зависимость $i(\psi)$ аппроксимируем уравнением $i = \alpha \operatorname{sh} \beta \psi$ или в относительных единицах [2] $i = \operatorname{sh} \psi$ (в дальнейшем все соотношения и расчеты приводятся в относительных единицах).

Принимаем решение уравнения (1) в виде

$$\psi = a + \psi_m \sin(t + \alpha - \varphi) = a + \psi_m \sin(t + \xi), \quad (2)$$

где a - изменяющаяся во времени свободная составляющая потокосцепления (отличная от экспоненты); ψ_m - амплитуда I гармоники потокосцепления в установившемся режиме; ξ - начальная фаза I гармоники потокосцепления в установившемся режиме.

Тогда

$$p\psi = pa + \psi_m \cos(t + \xi). \quad (3)$$

Разложим гиперболический синус суммы (2) в ряд Фурье. Коэффициенты членов ряда выражаются функциями Бесселя различных порядков от чисто мнимого аргумента [1]:

$$i = \text{sh } \Psi = \text{sh } a J_0(j\Psi_m) + \text{cha} [-2jJ_1(j\Psi_m)] \sin(t+\xi_1) + \\ + \text{sha} [2J_2(j\Psi_m)] \cos(2t+\xi_2) + \\ + \text{cha} [-2jJ_3(j\Psi_m)] \sin(3t+\xi_3)$$

или

$$i = b + \text{cha} I_{m1} \sin(t+\xi) + \text{sha} I_{m2} \cos(2t+\xi_2) + \\ + \text{cha} I_{m3} \sin(3t+\xi_3), \quad (4)$$

где $b = \text{sha} J_0(j\Psi_m)$ - затухающая во времени свободная составляющая тока; $I_{m1} = -2jJ_1(j\Psi_m)$, $I_{m3} = -2jJ_3(j\Psi_m)$ - амплитуды I и III гармоник тока установившегося режима.

После подстановки (3) и (4) в (1) с учетом двух первых членов ряда (4) получаем

$$U_m \sin t \cos \alpha + U_m \cos t \sin \alpha = pa + \Psi_m \cos t \cos \xi - \\ - \Psi_m \sin t \sin \xi + rb + rI_{m1} \text{cha} \sin t \cos \xi + \\ + rI_{m1} \text{cha} \cos t \sin \xi. \quad (5)$$

Приравнявая коэффициенты при $\sin t$, $\cos t$ и свободные члены, уравнение (5) разбиваем на три уравнения:

$$\left. \begin{aligned} U_m \cos \alpha &= -\Psi_m \sin \xi + rI_{m1} \text{cha} \cos \xi; \\ U_m \sin \alpha &= \Psi_m \cos \xi + rI_{m1} \text{cha} \sin \xi; \\ 0 &= pa + rb. \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

Для определения характеристик установившегося режима Ψ_m , I_m , ξ решаем систему уравнений (6) при $t = \infty$, когда $a = 0$, $b = 0$. Возведем в квадрат и сложим первые два уравнения, в результате получим

$$\Psi_m = \sqrt{U_m^2 - r^2 [-2jJ_1(j\Psi_m)]^2}; \quad (7)$$

$$\xi = \operatorname{arctg} \frac{r I_{m1} \operatorname{tg} \alpha - \psi_m}{r I_{m1} + \psi_m \operatorname{tg} \alpha} . \quad (8)$$

Здесь $I_{m1} = -2jJ_1(j\psi_m)$. Уравнение (7) решается методом последовательных приближений.

Таким образом, выполнен расчет установившегося режима исследуемой цепи по I и III гармоникам. Переходный процесс обусловлен наложением на установившийся режим некоторого нелинейного искажения, условно названного нами свободной составляющей потокосцепления a и тока b , подобно линейным цепям. Решения для этих составляющих находим из последнего уравнения системы (6), которое является уравнением с разделяющимися переменными

$$\frac{da}{sha} = -rJ_0(j\psi_m) dt.$$

После интегрирования получаем

$$\ln \left| \operatorname{th} \frac{a}{2} \right| = -rJ_0(j\psi_m) \cdot t + c.$$

Постоянную интегрирования определяем из начальных условий

$$\psi \Big|_{t=0} = \psi_0; \quad \psi_0 = a_0 + \psi_m \sin \xi; \quad a_0 = \psi_0 - \psi_m \sin \xi.$$

Откуда

$$c = \ln \left| \operatorname{th} \frac{a_0}{2} \right| = \ln \left| \operatorname{th} \frac{\psi_0 - \psi_m \sin \xi}{2} \right|.$$

При отсутствии остаточного намагничивания ($\psi_0 = 0$):

$$\ln \left| \operatorname{th} \frac{a}{2} \right| = -rJ_0(j\psi_m) \cdot t + \ln \left| \operatorname{th} \left(-\frac{1}{2} \psi_m \sin \xi \right) \right|.$$

После потенцирования

$$a = 2 \operatorname{Arth} \left[e^{-rJ_0(j\psi_m) \cdot t} \cdot \operatorname{th} \left(-\frac{1}{2} \psi_m \sin \xi \right) \right]. \quad (9)$$

Аналитическое решение (9) всегда желательно, но возможно лишь для простейших цепей. Так как рассмотренная методика расчета по составляющим принципиально может быть распространена для анализа многих электромагнитных устройств, то предлагается еще один вариант расчета свободных составляющих с помощью направленного графа [3]. Этот вариант принципиально приемлем для любой цепи. Направленный граф рассмотренного режима трансформатора строится в соответствии с последним уравнением системы (6) и приведен на рис. 1. Весь переходный процесс разбивается на ряд интервалов и определяются значения a и b на каждом интервале. Расчетная схема строится на основе графа [4].

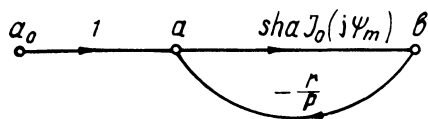


Рис. 1.

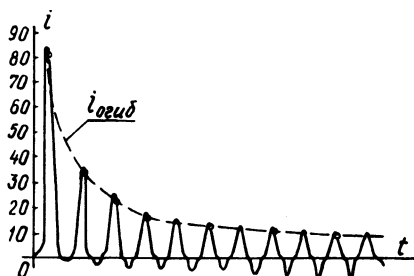


Рис. 2.

Огибающие переходного процесса получаем как

$$\Psi_{\text{огиб}} = a \pm \Psi_m; i_{\text{огиб}} = b \pm \text{ch } a I_{m1} \pm \text{sh } a I_{m2} \pm \text{ch } a I_{m3} \quad (10)$$

(с целью повышения точности в уравнении $i_{\text{огиб}}$ учтены высшие гармоники). Кривые мгновенных значений могут быть построены графически согласно уравнениям (2) и (4).

По предложенной методике проведены расчеты переходных процессов при включении ненагруженного трансформатора на напряжение $u = 3 \sin t$; $r = 0,01$. На рис. 2 представлена кривая тока переходного режима, рассчитанная методом последовательных интервалов с итерацией на каждом шаге; удовлетворительная стоимость итераций обеспечивалась при интервале $\Delta t = 0,5$. Штриховой линией изображена огибающая переходного процесса, полученная на основании уравнений (7) – (10). Использование предложенной методики расчета позволило значительно сократить объем вычислений и упростить схему расчета. Для построения огибающей выпол-

нены расчеты лишь семи точек. Погрешность расчета огибающей в сравнении с кривой мгновенных значений не превышает 10%.

Таким образом, рассмотренная методика определения макроструктуры переходных процессов приемлема для практических расчетов, так как проста и позволяет быстро получить результат при небольшом объеме вычислений и достаточно высокой точности, а также может быть использована для расчета более сложных цепей.

Л и т е р а т у р а

1. Бамдас А.М., Кулинич В.А., Шапиро С.В. Статические электромагнитные преобразователи частоты и числа фаз. – М., 1961. 2. Бессонов Л.А. Нелинейные электрические цепи. – М., 1969. 3. Робишо Л., Буавер М., Робер Ж. Направленные графы и их приложение к электрическим цепям и машинам. – М. – Л., 1964. 4. Розум Т.Т. Использование направленных графов при расчете переходных процессов в магнитном усилителе по огибающим основной гармонике. – Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1977, №10.

УДК 621.314.572

О.П.Ильин, В.П.Беляев, О.А.Головач

АНАЛИЗ ГАРМОНИЧЕСКОГО СОСТАВА НАПРЯЖЕНИЯ ТРЕХФАЗНОЙ ШИМ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА

Из известных способов регулирования переменного напряжения в тиристорных схемах наиболее распространенным является способ фазового управления углом отпирания тиристор-ов. Основное его преимущество заключается в их естественной коммутации. Однако неудовлетворительное качество гармонического состава токов и напряжений на выходе такого преобразователя приводит к известным недостаткам [1]. В работе [2] предлагается ШИМ кривых переменного напряжения с частотой коммутации f_k большей частоты сети f_c , причем $f_k = 2mf_c$, где $m = 1, 2, 3, \dots$. Однако при $m = 2, 4, 6$ и т.д. выходные напряжения и токи будут содержать гармоники, кратные трем. Токи этих гармоник, не участвуя в создании момента при питании асинхронного двигателя от тиристорного регулятора, дают дополнительные потери энергии, снижая КПД и коэффициент мощности системы. Если рас-

смотреть трехфазную систему напряжений, то при такой частоте коммутации возникает сложность в создании узла синхронизации системы управления регулятором. При $m = 5, 7, 11 \dots$ трехфазная система напряжений получается несимметричной, а угол регулирования напряжения существенно ограничивается, так как при его малых значениях не возникает условий для проводимости в фазах нагрузки.

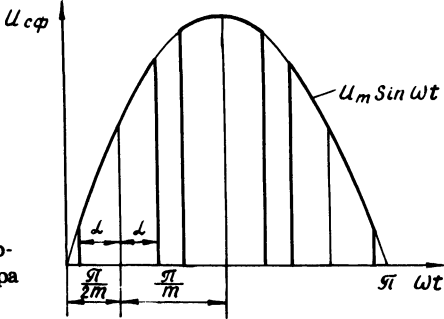


Рис. 1. Кривая напряжения, формируемая ШИМ на зажимах статора асинхронного двигателя.

Избежать указанных недостатков можно, воспользовавшись ШИМ, предложенной в [3]. В этой ШИМ частота коммутации осуществляется с $f_k = 2mf_c$, где $m = 3, 6, 9 \dots$ число импульсов на полупериоде выходного напряжения. Центры импульсов расположены друг от друга на расстоянии π/m , а центр первого импульса находится на расстоянии $\pi/2m$ от начала полупериода (рис. 1). Угол регулирования напряжения отсчитывается от центров импульсов в обе стороны и изменяется в пределах $0 < \alpha < \pi/2m$. Проведем анализ гармонического состава выходного напряжения, используя преобразования Фурье. В этом случае коэффициент ряда b_n определяется выражением

$$b_n = \frac{2}{\pi} U_m \sum_{k=1}^m \int_{\frac{\pi}{2m}(2k-1)-\alpha}^{\frac{\pi}{2m}(2k-1)+\alpha} \sin \omega t \cdot \sin n\omega t \cdot d\omega t, \quad (1)$$

где пределы интегрирования $\frac{\pi}{2m}(2k-1)-\alpha$ и $\frac{\pi}{2m}(2k-1)+\alpha$ есть соответственно начала и концы k -х импульсов полупериода $k = 1, 2, 3 \dots m$; U_m - амплитуда фазного напряжения питающей сети $n = 3, 5, 7 \dots$ номер гармоники. В результате интегрирования в (1) получим

$$b_n = \sum_{k=1}^m U_m \frac{2}{\pi} \left(\frac{\cos(n-1) \frac{\pi}{2m} (2k-1) \sin(n-1)\alpha}{n-1} - \frac{\cos(n+1) \frac{\pi}{2m} (2k-1) \sin(n+1)\alpha}{n+1} \right). \quad (2)$$

Анализ этого выражения позволяет получить формулу для определения номера высших гармоник, присутствующих в функции $U = f(\omega t)$: $n = 2m_i \pm 1$, где $i = 1, 2, 3 \dots$. Представим напряжение на выходе тиристорного регулятора как сумму отдельных гармоник

$$U = \sum_{i=1}^{\infty} (b_1 \sin \omega t + b_{2mi-1} \sin(2mi-1) \omega t + b_{2mi+1} \sin(2mi+1) \omega t). \quad (3)$$

Коэффициенты b_{2mi-1} и b_{2mi+1} определяются из (2) после сворачивания суммы, а b_1 получается после раскрытия неопределенности в (2) при $n = 1$. Тогда (3) можно записать

$$U = U_m \sum_{i=1}^{\infty} \left(\frac{2m\alpha}{\pi} \sin \omega t - A_i \sin(2mi-1)\omega t + A_i \sin(2mi+1)\omega t \right), \quad (4)$$

где $A_i = (-1)^i \frac{\sin 2mi\alpha}{i\pi}$ - амплитуды высших гармонических.

Выражение (4) можно использовать для анализа выходного напряжения преобразователя с ШИМ. Если считать коммутацию тиристоров идеальной, то, как видно из (4), выходное напряжение не зависит от характера нагрузки в отличие от фазного управления. Поэтому преобразователь с таким способом управления будет более универсальным по отношению к нагрузке. Анализ показал, что в выходном напряжении в зависимости от числа импульсов на полупериоде будут присутствовать гармоники с номером $n = 2mi \pm 1$, где $i = 1, 2, 3 \dots$. Характер изменения амплитуд гармоник в функции угла регулирования α^* приведен на рис. 2. Здесь $\alpha^* = \alpha / \alpha_m$, где α_m - максимальное значение угла ре-

гулирования при заданном m . Из рис. 2 видно, что амплитуды рядом стоящих гармоник изменяются синхронно, имея при этом противоположные знаки. Такая зависимость позволяет частично скомпенсировать друг друга и уменьшить влияние высших гармонических на нагрузку. Кроме подавления определенных гармоник за счет выбора числа импульсов напряжения на полупериоде, можно дополнительно подавить определенные гармоники за счет выбора угла регулирования. При этом гармоники с номером $n = 2mi + 1$ отсутствуют при углах регулирования $\alpha^* = 1/i$, где $i = \underline{0,1,2,3,..}$. Эта

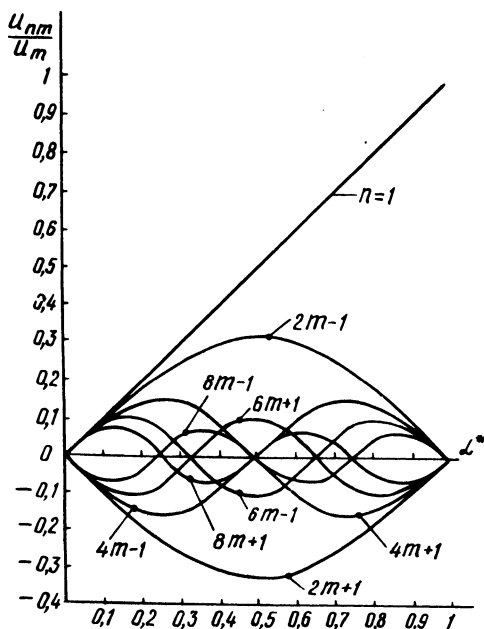


Рис. 2. Зависимости амплитуд высших гармонических от значения m и угла управления α^* .

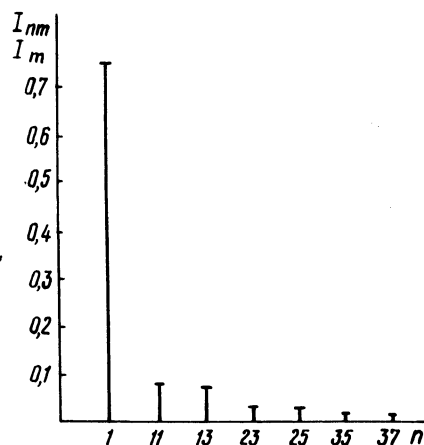


Рис. 3. Спектр токов асинхронного двигателя с ШИМ питающего напряжения при $m = 6$ и $\alpha^* = 0,75$.

закономерность дает значительные преимущества перед другими способами параметрического регулирования переменного напряжения. Например, если в преобразователе с ШИМ частотой $f_k = 6 f_c$ необходимо свести к минимуму действие 23 и 25 гармоник, то для этого следует работать при углах регулирования $\alpha^* = 0; 0,25; 0,5; 0,75; 1$. В отношении значения амплитуд близлежащих гармоник нет существенного отличия рассматриваемого способа регулирования от других, однако

порядок этих гармоник здесь значительно выше (особенно при больших частотах коммутации), что снижает их влияние на выходные параметры преобразователя.

Характерной особенностью исследуемого способа регулирования является то, что амплитуда высших гармонических $n = 2mi \pm 1$ при изменении угла $0 < \alpha < \alpha_m$ меняет свой знак $i - 1$ раз.

Оценим характер изменения тока преобразователя с предельно допустимой ШИМ при симметричной активно-индуктивной нагрузке. Выражение для его определения, полученное операторным методом [4], имеет вид

$$I = U_m \sum_{i=1}^{\infty} \frac{2m\alpha}{\pi Z_{2mi-1}} \cdot \sin(\omega t - \varphi_{2mi-1}) - \frac{A_i}{Z_{2mi-1}} \sin[(2mi-1)\omega t - \varphi_{2mi-1}] + \frac{A_i}{Z_{2mi+1}} \sin[(2mi+1)\omega t - \varphi_{2mi+1}], \quad (5)$$

где $Z_{2mi \pm 1} = \sqrt{R_{2mi \pm 1}^2 + X_{2mi \pm 1}^2}$; $Z_{2mi \pm 1} = \sqrt{R_{2mi \pm 1}^2 + X_{2mi \pm 1}^2}$ - полные сопротивления нагрузки для первой и высших гармоник, определяемые активными $R_{2mi \pm 1}$ и индуктивными $X_{2mi \pm 1}$; $X_{2mi \pm 1}$ эквивалентными сопротивлениями; $\varphi_{2mi-1} = \arctg X_{2mi-1} / R_{2mi-1}$; $\varphi_{2mi+1} = \arctg X_{2mi+1} / R_{2mi+1}$.

Для примера были рассчитаны эквивалентные сопротивления асинхронного двигателя 4А250564УЗ для гармоник с номерами $n = 12i \pm 1$, т.е. при $m = 6$. Расчет проводился по выражениям, приведенным в [4] при скольжении, равном номинальному. Выяснилось, что для высших гармоник можно пренебречь эквивалентным сопротивлением, так как даже для ближайшей 11-й гармоники оно составляет всего 1,3% от индуктивного. С учетом этого выражение для тока двигателя можно записать так:

$$I = U_m \sum_{i=1}^{\infty} \frac{12\alpha}{\pi X_{12i-1}} \sin(\omega t - \varphi_{12i-1}) + \frac{A_i}{X_{12i+1}} \cos(12i-1)\omega t - \frac{A_i}{X_{12i+1}} \cos(12i+1)\omega t. \quad (6)$$

Спектр токов, построенный по (6) и для $\alpha^* = 0,75$, приведен на рис. 3. Проанализировав его, можно убедиться в существенном снижении амплитуд высших гармоник, что явилось

следствием увеличения эквивалентного индуктивного сопротивления схемы замещения асинхронного двигателя, а поэтому можно ожидать их незначительное влияние на его электромагнитный момент.

Таким образом, проведенные теоретические исследования предлагаемого способа ШИМ в цепи статора асинхронного двигателя показывают его преимущества, повышающие качественные показатели параметрического способа регулирования угловой скорости двигателя.

Л и т е р а т у р а

1. Гельман М.В., Лохов С.П. Сравнение импульсного и фазового способов регулирования переменного напряжения. – Электротехническая промышленность, 1971, вып. 14, с. 13 – 16. 2. Управление трехфазным асинхронным двигателем на основе ШИМ кривых переменного напряжения/ Э.Н.Гречко, М.М.Адамишин, А.П.Бойков, В.И.Кутовой. – В сб.: Источники электропитания со специальными характеристиками. Киев, 1979, с. 89 – 97. 3. А.с. 764096 (СССР). Способ широтно-импульсной модуляции выходного напряжения переменного тока/ В.П.Беляев, Г.И.Гульков, В.Г.Сидоров. – Опубл. в Б.И., 1980, №34. 4. Структуры систем управления автоматизированным электроприводом/ О.П. Ильин, В.И. Панасюк, Ю.Н.Петренко, В.П.Беляев. – Мн.: Наука и техника, 1978. – 367 с.

УДК 62 – 501

В.Я.Максимов

МЕТОД СИНТЕЗА БЕСПОИСКОВОЙ САМОНАСТРАИВАЮЩЕЙСЯ СИСТЕМЫ С СИГНАЛЬНОЙ НАСТРОЙКОЙ ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИХ ОБЪЕКТОВ

В практике синтеза самонастраивающихся систем с эталонной моделью часто встречаются структуры, состоящие из последовательно соединенных аperiodических и интегрирующих звеньев, выход которых доступен измерению. В частности, к таким структурам можно отнести структуры систем стабилизации мощности (усилия) резания.

В статье рассматривается метод синтеза СНС с эталонной моделью и сигнальной настройкой на основе прямого метода Ляпунова, когда обобщенный настраиваемый объект [1] состо-

ит из последовательно соединенных апериодических звеньев и описывается системой уравнений:

$$\begin{aligned} \dot{x}_1 &= -a_{11}(t)x_1 + a_{12}(t)x_2; \\ \dot{x}_2 &= -a_{22}(t)x_2 + a_{23}(t)x_3; \\ \dot{x}_n &= -a_n(t)x_n + k(t)\Phi(y), \end{aligned} \quad (1)$$

где $\Phi(y)$ - нелинейная функция с насыщением.

Пределы изменения коэффициентов считаются известными:

$$k_{\min} \leq k(t) \leq k_{\max};$$

$$a_{11\min} \leq a_{11}(t) \leq a_{11\max};$$

$$a_{12\min} \leq a_{12}(t) \leq a_{12\max};$$

$$a_{nn\min} \leq a_{nn}(t) \leq a_{nn\max}.$$

Запишем n -ю производную x_1 в виде

$$x_1^n = C_1 x_1 + C_2 x_2 + \dots + C_n x_n + C_0 k(t)\Phi(y), \quad (3)$$

где $C_1(t) = (-1)^n a_{11}^n(t);$

$$C_2(t) = (-1)^{n-1} a_{12} \frac{a_{11}^n - a_{12}^n}{a_{11} - a_{22}};$$

$$C_3(t) = (-1)^{n-2} a_{12} a_{23} \left\{ \frac{a_{11}^{n-1} - a_{22}^{n-1}}{a_{11} - a_{22}} + a_{33} \left(\frac{a_{11}^{n-2} - a_{22}^{n-2}}{a_{11} - a_{22}} + \dots + a_{33} \left(\frac{a_{11}^3 - a_{22}^3}{a_{11} - a_{22}} + \sum_{i=1}^3 a_{ii} \right) \dots \right) \right\};$$

$$C_4 = (-1)^{n-3} a_{12} a_{23} a_{34} \left\{ \frac{a_{11}^{n-2} - a_{22}^{n-2}}{a_{11} - a_{22}} + \dots \right\};$$

где коэффициенты d_i ($i = 1, 2, \dots, n$) определяются аналогично C_i .

Вычитая из уравнений (5) уравнение (1) и вводя обозначение

$$\epsilon_i = x_{iM} - x_i \quad (i = 1, 2, \dots, n), \quad (7)$$

составим уравнение ошибки

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1^n = & d_1 \epsilon_1 + \dots + d_n \epsilon_n + \sum_{i=1}^n [d_i - C_i(t)] x_i + d_o k_H g - \\ & - C_o k(t) \Phi(y). \end{aligned} \quad (8)$$

Уравнение (8) можно записать в виде

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_1 = & -b_{11} \epsilon_1 + b_{12} \epsilon_2; \\ \dot{\epsilon}_2 = & -b_{22} \epsilon_2 + b_{23} \epsilon_3; \\ \epsilon_n = & -b_{nn} \epsilon_n + \frac{1}{d_o} \sum_{i=1}^n [d_i - C_i(t)] x_i + \\ & + k_{Mg} - \frac{C_o}{d_o} k(t) \Phi(y) \end{aligned} \quad (9)$$

или в матричной форме

$$\dot{\epsilon} = A\epsilon + V, \quad V^T [0 \dots u_o], \quad (10)$$

где
$$U_o = \sum_{i=1}^n \left[\frac{d_i - C_i(t)}{d_o} \right] x_i + k_{Mg} - \frac{C_o}{d_o} k(t) \Phi(y). \quad (11)$$

Функцию Ляпунова выбираем в виде квадратичной формы фазовых координат

$$V = \epsilon^T P \epsilon, \quad (12)$$

где P - симметрическая матрица.

Производная функции Ляпунова с учетом (10) будет иметь вид

$$\dot{V} = \epsilon^T (A^T P + P A) \epsilon + 2 \epsilon^T P U. \quad (13)$$

При условии, что A является неособой матрицей, выражение (13) можно представить в виде

$$\dot{V} = -\epsilon^T D \epsilon + 2 \epsilon^T P U, \quad (14)$$

где

$$-D = A^T P + P A. \quad (15)$$

Для обеспечения устойчивости процессов настройки необходимо выполнить условие

$$2 \epsilon^T P U \leq 0. \quad (16)$$

Так как

$$2 \epsilon^T P U = 2(p_{n1} \epsilon_1 + p_{n2} \epsilon_2 + \dots + p_{nn} \epsilon_n) u_0 \quad (17)$$

и если выбрать

$$u_0 = -h \operatorname{sign} \sum_{n=1}^n p_{ni} \epsilon_i, \quad (18)$$

$$0 \leq h \leq \infty$$

то условие (16) будет соблюдаться.

С учетом (11) выражение (17) преобразуется к виду [2]

$$\sum_{i=1}^n \left[\frac{d_i - C_i(t)}{d_0} \right] x_i + k_M \delta + k_M x_1 - \frac{C_0}{d_0} k(t) \Phi(\delta + z) = -h \operatorname{sign} \sum_{i=1}^n P_{ni} \epsilon_i, \quad (19)$$

где $g = \delta + x_1$; $y = \delta + z$.

Знак полученного выражения будет определяться знаком функции $\Phi(\delta + z)$, если

$$\left| \Phi(\delta + z) \right| \geq \left| \sum_{i=1}^n \left[\frac{d_i - C_i(t)}{C_0 k(t)} \right] x_i \right|_{\max} + \left| \frac{k_M x_1 d_0}{C_0 k(t)} \right|_{\max} +$$

$$+ \left| \frac{k_M d_o \delta}{C_o k(t)} \right|_{\max} \quad (20)$$

Представим нелинейную функцию как произведение двух сомножителей

$$\Phi(\delta + z) = \Psi(\delta + z) (\delta + z) \quad (21)$$

Тогда, учитывая (20), при ограниченных сигналах δ и z условие (17) можно записать в следующем виде:

$$|z| \geq \left| \sum_{i=1}^n \left[\frac{d_i - C_i(t)}{\Psi C_o k(t)} \right] x_i \right|_{\max} + \left| \frac{k_M d_o x_1}{\Psi C_o k(t)} \right|_{\max} + \left| \frac{d_o k_M \delta}{\Psi C_o k(t)} \right|_{\max} + |\delta|_{\max}; \quad (22)$$

$$\text{sign } z = \text{sign} \sum_{i=1}^n p_{ni} \epsilon_i \quad (23)$$

Выражения (22) и (23) позволяют найти алгоритм настройки

$$z \geq \left\{ M_1 |x_1| + M_2 |x_2| + \dots + M_n |x_n| + M |\delta| \right\} \text{sign} \sum_{i=1}^n p_{ni} \epsilon_i \quad (24)$$

где

$$M_1 = \left| \frac{d_1 - C_1(t) + k_M d_o}{\Psi C_o k(t)} \right|_{\max}; \quad M_2 = \left| \frac{d_2 - C_2(t)}{\Psi C_o k(t)} \right|_{\max} \dots;$$

$$M_n = \left| \frac{d_n - C_n(t)}{\Psi C_o k(t)} \right|_{\max}; \quad M_o = \left| \frac{d_o k_M}{\Psi C_o k(t)} + 1 \right|_{\max}.$$

Данный алгоритм позволяет построить СНС, в которой обеспечивается устойчивость движения основной системы относительно движения эталонной модели. Отсутствие производных высших порядков в алгоритме настройки позволяет довольно просто реализовать данный алгоритм на стандартных интегральных элементах.

Например, обобщенный настраиваемый объект описывается системой дифференциальных уравнений:

$$\dot{x}_1 = -\frac{1}{T_1} x_1 + \frac{k_1}{T_1} x_2;$$

$$\dot{x}_2 = -\frac{1}{T_2} x_2 + \frac{k_2}{T_2} x_3;$$

$$\dot{x}_3 = -\frac{1}{T_3} x_3 + \frac{k_3}{T_3} \phi(y);$$

высшая производная выходной величины

$$\begin{aligned} x_1^3 = & -\frac{1}{T_1^3} x_1 + \frac{k_1}{T_1} \left(\frac{1}{T_1^2} + \frac{1}{T_1 T_2} + \frac{1}{T_2^2} \right) x_2 \frac{k_1 k_2}{T_1 T_2} \left(\frac{1}{T_1} + \right. \\ & \left. + \frac{1}{T_2} + \frac{1}{T_3} \right) x_3 + \frac{k_1 k_2 k_3}{T_1 T_2 T_3} \phi(y); \end{aligned}$$

уравнение модели для данного обобщенного настраиваемого объекта

$$\dot{x}_{1M} = -\frac{1}{T_{1M}} x_{1M} + \frac{k_{1M}}{T_{1M}} x_{2M};$$

$$\dot{x}_{2M} = -\frac{1}{T_{2M}} x_{2M} + \frac{k_{2M}}{T_{3M}} x_{3M};$$

$$\dot{x}_{3M} = -\frac{1}{T_{3M}} x_{3M} + \frac{k_{3M}}{T_{3M}} g$$

или

$$x_{1M}^3 = d_1 x_1 + d_2 x_2 + d_3 x_3 + d_0 \frac{k_{3M}}{T_{3M}} g,$$

где $d_1 = \frac{1}{T_3}$; $d_2 = \frac{k_{1M}}{T_{1M}} \left(\frac{1}{T_2} + \frac{1}{T_{1M} T_{2M}} + \frac{1}{T_{2M}^2} \right)$;

$d_3 = \frac{k_{1M} k_{2M}}{T_{1M} T_{2M}} \left(\frac{1}{T_1} + \frac{1}{T_2} + \frac{1}{T_{3M}} \right)$; $d_0 = \frac{k_{1M} k_{2M}}{T_{1M} T_{2M}}$.

Уравнение ошибки

$$\begin{aligned} \epsilon_1^3 = & d_1 \epsilon_1 + d_2 \epsilon_2 + d_3 \epsilon_3 + \sum_{i=1}^3 [d_i - C_1(t)] x_i + \\ & + d_0 \frac{k_{3M}}{T_{3M}} g - C_0 \frac{k_3}{T_3} \Phi(y) \end{aligned}$$

или

$$\dot{\epsilon}_1 = -\frac{1}{T_{1M}} \epsilon_1 + \frac{k_{1M}}{T_{1M}} \epsilon_2;$$

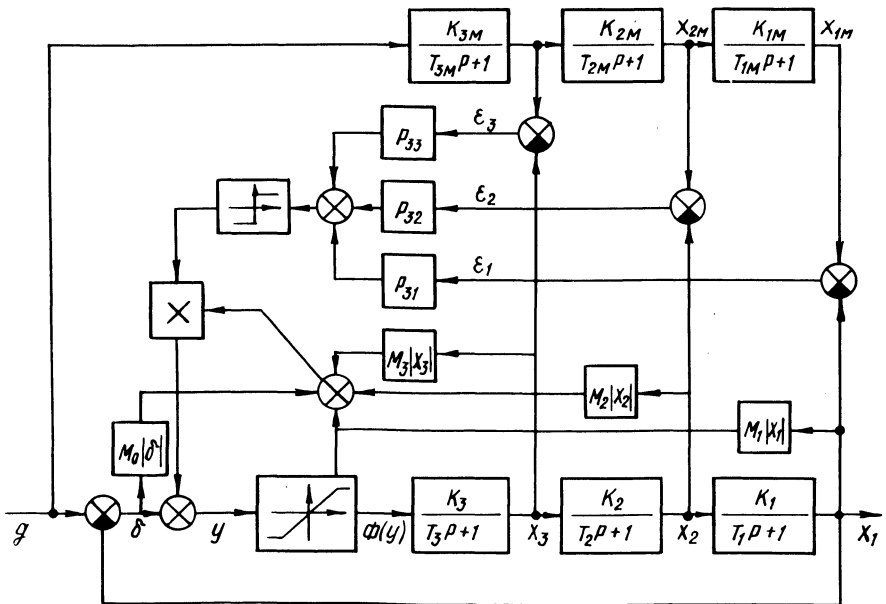


Рис. 1. Структурная схема СИС с сигнальной настройкой.

$$\dot{\epsilon}_2 = -\frac{1}{T_{2M}} \epsilon_2 + \frac{k_{2M}}{T_{2M}} \epsilon_3 ;$$

$$\begin{aligned} \dot{\epsilon}_3 = & -\frac{1}{T_{3M}} \epsilon_3 + \frac{C_1 - d_1}{d_o} x_1 + \frac{d_2 - C_2}{d_o} x_2 + \\ & + \frac{C_3 - d_3}{d_o} x_3 + \frac{k_{3M}}{T_{3M}} g - \frac{C_o k_3}{d_o T_3} \Phi(y). \end{aligned}$$

Алгоритмы настройки системы

$$\begin{aligned} z \dot{\cong} & (M_1 |x_1| + M_2 |x_2| + M_3 |x_3| + \\ & + M_o |\delta|) \operatorname{sign}(P_{31} \epsilon_1 + P_{32} \epsilon_2 + P_{33} \epsilon_3). \end{aligned}$$

Структурная схема СНС представлена на рис. 1.

Л и т е р а т у р а

1. Принципы построения и проектирования самонастраивающихся систем управления/ Б.Н.Петров, В.Ю.Рутковский, В.Ю.Крутова и др. - М.: Машиностроение, 1972. - 260 с.
2. Громько В.Д., Санковский Е.А. Самонастраивающиеся системы с моделью. - М.: Энергия, 1974. - 80 с.

УДК 621.313.333.2

А.А.Гончар

О ПОКАЗАТЕЛЯХ АСИНХРОННОГО ДВИГАТЕЛЯ ПРИ ОТКЛОНЕНИИ ЧАСТОТЫ ОТ НОМИНАЛЬНОГО ЗНАЧЕНИЯ

Основными потребителями электрической энергии являются асинхронные двигатели общепромышленного применения (АД) низкого напряжения мощностью 0,6 - 100 кВт. Их установленная мощность превышает 200 млн. кВт, на их долю приходится более 40% потребляемой электроэнергии.

Практически все эти АД работают при ненормальных условиях, когда частота питающей сети f_1 в узких пределах отклоняется вниз или вверх от номинального значения [1]. Это приводит к изменению их технико-экономических показателей по сравнению с номинальными значениями.

Работа АД при отклонении частоты питающей сети f_1 от номинального значения представляет интерес также для элект-

роприводов установок, работающих автономно, а также требующих по технологическому циклу регулирования частоты вращения.

Ниже рассматривается влияние отклонения только частоты питающей сети f_1 вниз от номинального значения на составляющие потерь АД.

Первостепенной причиной, вызывающей изменение показателей АД, является зависимость синхронной частоты вращения n_1 и потока на полюс Φ от значения частоты

$$n_1 = \frac{60 f_1}{p} ; \quad (1)$$

$$\Phi = \frac{U_1}{4,44 f_1 w_1 k_{об1}} , \quad (2)$$

где n_1 - синхронная частота вращения; f_1 - частота питающей сети; p - число пар полюсов; U_1 - величина подводящего напряжения; Φ - поток на полюс; $w_1, k_{об1}$ - соответственно число витков и обмоточный коэффициент обмотки статора.

Число пар полюсов АД - p остается постоянным, поэтому с уменьшением частоты f_1 , согласно (1), частота вращения поля статора уменьшается. Уменьшается также частота вращения ротора.

Из (2) следует, что уменьшение частоты f_1 ниже номинального значения приводит к возрастанию потока на полюс АД. Возрастание потока на полюс приводит к увеличению индукций во всех частях магнитной цепи АД и к возрастанию степени насыщения стали. Величина намагничивающего тока - I_μ также увеличивается, что следует из следующего выражения:

$$I_\mu = \frac{p \cdot F_{цепи}}{0,9 m_1 w_1 k_{об1}} , \quad (3)$$

где p - число пар полюсов АД; $F_{цепи}$ - намагничивающая сила магнитной цепи; m_1 - число фаз; $w_1, k_{об1}$ - число витков и обмоточный коэффициент обмотки статора.

Таким образом сталь машины используется в большей степени, чем при номинальной частоте.

Принимая момент, развиваемый АД, неизменным, можно проследить за изменением тока ротора I_2 из выражения

$$M = k \Phi I_2 \cos \psi_2, \quad (4)$$

где M - электромагнитный момент АД; k - коэффициент, определяемый конструкцией АД; Φ - магнитный поток машины; $I_2 \cos \psi_2$ - активная составляющая тока ротора.

Ток ротора I_2 должен уменьшаться, что соответственно приводит к изменению тока статора.

Обмотка ротора используется в меньшей степени, чем при номинальной частоте.

Рассмотрим изменение составляющих потерь.

а) потери в стали АД.

Значение потерь в стали определяется как величиной индукции B_1 , так и частотой f_1 . Это вытекает из известного соотношения для потерь в стали

$$\Delta p_{f1} = k_1 \cdot B_1^2 f_1^\alpha, \quad (5)$$

где $\alpha = 1,3 - 1,5$ (обычно $\alpha = 1,3$) - определяется маркой стали.

При частоте f_2 выражение (5) принимает вид

$$\Delta p_{f2} = k_1 B_2^2 f_2^\alpha. \quad (6)$$

Определяя изменение частоты коэффициентом $k_f = \frac{f_2}{f_1} < 1$

с учетом (2) можно записать соотношение между индукциями:

$$B_2 = \frac{B_1 f_1}{f_2} = \frac{B_1}{k_f}. \quad (7)$$

Подставляя в (6) выражение (7),

$$\Delta p_{f2} = k_1 B_2^2 f_2^\alpha = k_1 \frac{B_1^2 f_1^2}{f_2} f_2^\alpha = \Delta p_{f1} \frac{1}{k_f^{2-\alpha}}, \quad (8)$$

где Δp_{f1} - потери в стали при номинальной частоте.

При $\alpha = 1,3$ выражение (8) принимает вид

$$\Delta p_{fz} = \Delta p_{f1} \frac{1}{k_f^{0,7}} \quad (9)$$

Здесь $k_f < 1$, поэтому $\Delta p_{f2} > \Delta p_{f1}$, т.е. потери в стали статора будут возрастать при понижении частоты.

б) электрические потери в меди ротора определяются соотношением:

$$\Delta p_{\text{э}2} = m_2 I_2^2 r_2 \quad (10)$$

Ток ротора в соответствии с (5) уменьшается пропорционально k_f . Поэтому потери в меди ротора $\Delta p_{\text{э}2}$ уменьшаются в зависимости от k_f^2 .

в) потери в меди статора.

Уменьшение частоты питающей сети двояко сказывается на изменении тока статора.

С одной стороны, увеличивается намагничивающий ток I_μ , а с другой – уменьшается нагрузочная составляющая тока пропорционально k_f . С достаточной точностью можно принять, что потери в меди статора $\Delta p_{\text{э}1}$ уменьшаются пропорционально k_f .

г) механические потери.

Для АД общепромышленного применения указанных мощностей механические потери можно рассчитывать по выражению [2]:

$$\Delta p_{\text{мех}} \approx 0,65 \left(\frac{n_1}{1000} \right)^2 \left(\frac{D_a}{10} \right)^4, \quad (11)$$

где n_1 – синхронная частота вращения; D_a – диаметр статора.

Учитывая сказанное, механические потери $\Delta p_{\text{мех}}$ уменьшаются в соотношении k_f^2 . Изменение суммарных потерь определяется соотношениями между отдельными составляющими конкретных АД.

Для имеющих в эксплуатации АД соотношения между отдельными составляющими потерь с достаточной точностью можно принять лежащими в пределах $\Delta p_{f1} = 23\%$, $\Delta p_{\text{э}1} = 46\%$, $\Delta p_{\text{э}2} = 25\%$, $\Delta p_{\text{мех}} = 6\%$ от суммарного значения потерь [2].

В соответствии с [3] электродвигатели переменного тока должны отдавать номинальную мощность при отклонении час-

Таблица 1. Изменение составляющих и суммарных потерь АД при понижении частоты питающего тока

f_1 , Гц	50	49,5	49,0	48,5	48,0	47,5
k_f	1,0	0,99	0,98	0,97	0,96	0,95
Δp_{f1} , кВт	0,34	0,342	0,345	0,347	0,349	0,352
$\Delta p_{\Sigma 2}$, кВт	0,378	0,370	0,362	0,355	0,347	0,341
$\Delta p_{\text{мех}}$, кВт	0,1	0,098	0,096	0,094	0,092	0,090
$\Delta p_{\Sigma 1}$, кВт	0,675	0,668	0,661	0,654	0,648	0,641
$\Sigma \Delta p$, кВт	1,493	1,478	1,464	1,451	1,437	1,423
$\Sigma \Delta p$, %	100	98,99	98,05	97,18	96,249	95,328

тоты сети от номинального значения в пределах $\pm 2,5\%$, поэтому практические расчеты изменения потерь производились в диапазоне частот 50 - 47,5 Гц.

Результаты расчетов, приведенные в табл. 1, показывают, что суммарные потери АД с уменьшением частоты также уменьшаются. Для практических расчетов можно принимать уменьшение суммарных потерь пропорциональных k_f , так как разница во всех случаях составляет менее 1%. При этом происходит перераспределение потерь: потери в обмотках статора, ротора, а также механические - уменьшаются, потери в стали статора - возрастают. Это все должно учитываться при проектировании АД для работы в установках, требующих изменения частоты питающей сети вниз от номинального значения, а также находящихся в эксплуатации АД.

Л и т е р а т у р а

1. ГОСТ 13109-67. 2. Сергеев П.С., Виноградов Н.В., Горяинов Ф.А. Проектирование электрических машин. - М.: Энергия, 1969. 3. ГОСТ 183-74.

О ВЫБОРЕ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ ГЛАВНОГО ДВИЖЕНИЯ ПРОДОЛЬНО-ШЛИФОВАЛЬНОГО СТАНКА

Правильный выбор двигателя по мощности предусматривает его полное использование в процессе работы. Завышение мощности двигателя ведет к снижению технико-экономических показателей электропривода, т.е. КПД и $\cos \varphi$. Недостаточная мощность двигателя либо ведет к перегрузке и преждевременному выходу его из строя, либо ограничивает производительность металлорежущего станка.

При регулировании частоты вращения мощность выбранного двигателя должна быть уточнена с учетом способа регулирования. На продольно-шлифовальном станке шлифовальный шпиндель и электродвигатель конструктивно объединены, поэтому используется чисто электрический способ регулирования.

Наилучшие технико-экономические показатели электропривода можно получить, если диаграммы регулирования шлифовального круга и электродвигателя совпадают.

На основании анализа режимов работы продольно-шлифовального станка [1] и расчета мощности шлифования построена диаграмма регулирования шлифовального круга (рис. 1, кривая 1), имеющая несколько участков.

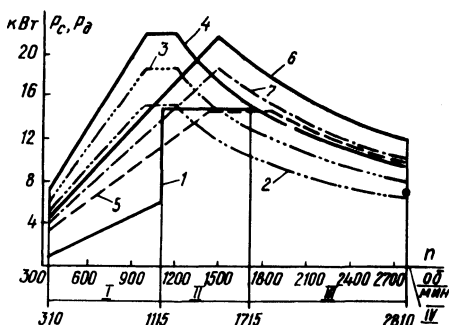


Рис. 1. Диаграммы регулирования.

Участок I соответствует режиму правки шлифовального круга, осуществляемой при незначительной мощности резания.

На участке II осуществляется черновое шлифование периферией плоского круга с наибольшей мощностью $P_c = 15$ кВт. Регулирование частоты вращения круга на этом участке производится при постоянной мощности резания.

На участке III при заданных параметрах круга прямого профиля (диаметр 0,6 м) и круга-чашки (диаметр 0,15 м) резание практически не осуществляется.

Точка IY диаграммы регулирования соответствует режиму чернового шлифования торцем круга-чашки.

Для регулирования частоты вращения шлифовального круга в требуемом диапазоне можно применить два варианта.

1. Использование асинхронного двигателя с синхронной частотой вращения $n_0 = 1000$ об/мин.

В этом случае регулирование частоты вращения двигателя в диапазоне $D_1 = 1,715$ (1000 - 1715 об/мин) необходимо осуществлять с постоянством мощности. Закон частотного управления при регулировании частоты вращения с постоянством мощности имеет вид

$$\gamma = \sqrt{\alpha} ,$$

где γ - относительное напряжение; α - относительная частота тока статора.

Угловая скорость двигателя и частота питающего напряжения связаны соотношением

$$\omega = \omega_{1н} (\alpha - \beta) , \quad (1)$$

где $\beta = \frac{\omega_1 - \omega}{\omega_{1н}} = \frac{\Delta \omega}{\omega_{1н}}$ - параметр абсолютного сколь-

жения, т.е. отношение абсолютного скольжения $\Delta \omega$ к синхронной скорости при номинальной частоте.

Пренебрегая в (1) значением β , с достаточной степенью точности получим диапазон регулирования скорости

$$D = \frac{\omega}{\omega_{1н}} = \alpha \approx \frac{f_1}{f_n} .$$

Следовательно, для получения требуемого диапазона регулирования D_1 необходимо иметь $\alpha = 1,715$ и $\gamma = \sqrt{1,715} = 1,31$.

Для асинхронных двигателей серии 4А возможность превышения номинального напряжения в указанных пределах требует дополнительных исследований. Гарантируется нормальная

работа двигателей при увеличении напряжения сети на 10% от номинального значения [2]. Следовательно, при допустимом превышении напряжения в 1,1 раза частоту тока статора необходимо увеличивать в 1,21 раза. Частота вращения двигателя при данной частоте тока статора $n_1 = n_{1н} \cdot 1,21 = 1000 \cdot 1,21 = 1210$ об/мин.

Оставшаяся часть диапазона регулирования D_1 может быть реализована за счет увеличения частоты тока статора при постоянном напряжении на двигателе. Однако в этом случае вследствие снижения магнитного потока при увеличении частоты мощность уменьшается обратно пропорционально первой степени частоты. Поэтому при частоте вращения двигателя 1715 об/мин мощность, развиваемая двигателем, снизится до $P_1 = 10,6$ кВт, а при частоте вращения 2810 об/мин (точка IУ) – до $P_2 = 6,4$ кВт.

Следовательно, для нормальной работы двигателя при шлифовании в диапазоне 1210 – 1715 об/мин, а также в точке IУ режимы резания, определяющие мощность главного привода, должны быть снижены, что отрицательно скажется на производительности станка.

Для обеспечения требуемой мощности шлифования во всем диапазоне регулирования D_1 необходимо завязать мощность двигателя до $P_3 = 21,3$ кВт.

Регулирование частоты вращения круга ниже 1000 об/мин можно осуществлять по закону частотного управления с компенсацией падения напряжения на активном сопротивлении цепи статора двигателя, что соответствует регулированию с постоянством момента

$$\frac{U - IR}{f} = \text{const},$$

где I – ток статора двигателя; R – активное сопротивление статора.

Диаграмма регулирования двигателя 4АВ160В6У3 ($P_H = 15$ кВт) показана на рис. 1, кривая 2. Аналогично построены диаграммы регулирования двигателя 4АВ180В6У3 с $P_H = 18,5$ кВт (рис. 1, кривая 3), двигателя 4АВ200А6У3 с $P_H = 22$ кВт (рис. 1, кривая 4).

2. Использование асинхронного двигателя с $n_0 = 1500$ об/мин

В этом случае для обеспечения регулирования частоты вращения круга на участке II с постоянством мощности необходимо

димо частоту вращения двигателя регулировать с постоянством момента в пределах 1115 - 1500 об/мин (так как регулирование с постоянством мощности можно осуществить только вверх от синхронной частоты вращения двигателя) и от 1500 об/мин до 1715 об/мин с постоянством мощности. Остальные участки диаграммы регулирования двигателя 4AB160A4Y3 ($P_H = 15$ кВт) построены на основании соображений, рассмотренных в пункте I. Из диаграммы регулирования (рис. 1, кривая 5) видно, что в диапазоне 1115 - 1500 об/мин для нормальной работы двигателя режимы резания должны быть снижены. Для обеспечения требуемой мощности шлифования во всем диапазоне регулирования на участке II необходимо завысить мощность до $P_4 = 20,1$ кВт.

Применение двигателя 4AB180A4Y3 ($P_H = 22$ кВт) позволяет обеспечить требуемую мощность шлифования в диапазоне 1500 - 1715 об/мин, а также в точке IU за счет увеличения тока статора при постоянном напряжении на двигателе (рис. 1, кривая 6). Аналогично построена диаграмма регулирования двигателя 4AB160B4Y3 (рис. 1, кривая 7).

На основании анализа диаграмм регулирования и массогабаритных показателей двигателей можно сделать вывод о целесообразности применения для привода главного движения продольно-шлифовального станка двигателя 4AB160B4Y3 ($P_H = 18,5$ кВт), что обусловлено следующими причинами.

- применение данного двигателя приведет к незначительному уменьшению технологической мощности шлифования в узком диапазоне частоты вращения 1115 - 1215 об/мин (до 13,8 кВт в точке 1115 об/мин);

- наиболее просто реализуется частотное управление двигателем: в диапазоне 315 - 1500 об/мин по закону $\frac{U-IR}{I} = \text{const}$, а в диапазоне 1500 - 2810 об/мин по закону $\gamma = \text{const}$;

- диапазон изменения частоты питающего напряжения вверх от номинальной в 1,5 раза меньше по сравнению с использованием двигателя с $n_0 = 1000$ об/мин, что позволяет снизить верхний предел частоты преобразователя частоты;

- частотное управление двигателем может быть реализовано с помощью комплектного тиристорного электропривода ЭКТ 40/380 У4, выпускаемого Запорожским производственным объединением "Преобразователь".

Л и т е р а т у р а

1. Петренко Ю.Н., Гульков Г.И. Анализ режимов работы и требования к электроприводу главного движения продольно-шлифовальных станков. - В сб.: Научные и прикладные проблемы энергетики. Минск: Высшая школа, 1979, вып. 6.
2. Двигатели асинхронные трехфазного тока единой серии 4А мощностью от 0,06 до 400 кВт. Каталог №01.01.63-77.- М., 1977.

УДК 621.3

В.М.Бладыко, Л.И.Сончик, В.П.Жупинский

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОЭФФИЦИЕНТОВ АППРОКСИМАЦИИ КРИВОЙ НАМАГНИЧИВАНИЯ СЕРДЕЧНИКА ПО ВОЛЬТ-АМПЕРНОЙ ХАРАКТЕРИСТИКЕ КАТУШКИ ДЛЯ ДЕЙСТВУЮЩИХ ЗНАЧЕНИЙ

При аналитических расчетах цепей, содержащих катушки с ферромагнитными сердечниками, наиболее часто аппроксимируют основную кривую намагничивания. Она обычно приводится в справочниках или может быть получена экспериментальным путем на постоянном токе или на переменном токе для амплитудных значений.

В литературе указывается, что использование аппроксимации начального участка кривой намагничивания приводит к ошибочным выводам [1]. Некоторые авторы аппроксимируют "среднюю" кривую намагничивания или же семейство "средних" кривых [2].

Для получения же "средней" кривой намагничивания или же семейства "средних" кривых предварительно снимают семейство петель гистерезиса, что является трудоемким процессом.

Кривую намагничивания можно легко аппроксимировать, зная информацию о гармоническом спектре кривой тока [3, 4]. Однако для этой цели требуется специальное оборудование - анализатор гармоник тока.

В данной работе поставлена задача аппроксимировать кривую намагничивания сердечника, если известна вольт-амперная характеристика индуктивной катушки для действующих значений.

Выберем в качестве выражения, аппроксимирующего кривую намагничивания для мгновенных значений, гиперболичес-

кий синус, который довольно часто используется при аналитическом расчете цепей, содержащих катушки с ферромагнитными сердечниками

$$h = \alpha \operatorname{sh} \beta b, \quad (1)$$

где h , b - мгновенные значения напряженности магнитного поля и магнитной индукции; α , β - коэффициенты аппроксимации.

Найдем действующее значение напряженности магнитного поля

$$H = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T h^2 dt}. \quad (2)$$

Откуда

$$H^2 = \frac{1}{T} \int_0^T h^2 dt = \frac{\alpha^2}{T} \int_0^T \operatorname{sh}^2 \beta b dt. \quad (3)$$

Но

$$\operatorname{sh}^2 \beta b = \frac{1}{2} \operatorname{ch} 2 \beta b - \frac{1}{2}. \quad (4)$$

Таким образом,

$$H^2 = \frac{\alpha^2}{2T} \int_0^T (\operatorname{ch} 2 \beta b - 1) dt. \quad (5)$$

Пусть магнитная индукция изменяется по закону косинуса

$$b = B_m \cos \omega t, \quad (6)$$

тогда $\operatorname{ch}(2 \beta B_m \cos \omega t) = J_0(2 \beta B_m) +$

$$+ 2J_2(2 \beta B_m) \cos 2 \omega t + 2J_4(2 \beta B_m) \cos 4 \omega t + \dots, \quad (7)$$

где $J_n(2 \beta B_m)$ - модифицированная функция Бесселя n -го порядка.

Подставляя (7) в (5) и выполняя интегрирование, получим

$$H^2 = \frac{\alpha^2}{2} [J_0(2 \beta B_m) - 1]. \quad (8)$$

Коэффициенты α и β могут быть определены по двум характерным точкам кривой намагничивания. Подставляя координаты этих точек в выражение (8), получим систему двух уравнений

$$\begin{aligned} H_1^2 &= \frac{\alpha^2}{2} [J_0(2\beta B_{1m}) - 1]; \\ H_2^2 &= \frac{\alpha^2}{2} [J_0(2\beta B_{2m}) - 1]. \end{aligned} \quad (9)$$

Из уравнений (9) находим коэффициенты аппроксимации α и β .

Так, разделив первое уравнение на второе, получим

$$\left(\frac{H_1}{H_2}\right)^2 = \frac{J_0(2\beta B_{1m}) - 1}{J_0(2\beta B_{2m}) - 1}. \quad (10)$$

Учитывая, что $\frac{H_1}{H_2} = \frac{I_1}{I_2}$, (11)

окончательно получим

$$\left(\frac{I_1}{I_2}\right)^2 = \frac{J_0(2\beta B_{1m}) - 1}{J_0(2\beta B_{2m}) - 1}. \quad (12)$$

Используя приближенные приемы вычисления, находим из (12) коэффициент β .

Коэффициент α находим из (9):

$$\alpha = \frac{H_1}{\sqrt{\frac{1}{2}[J_0(2\beta B_{1m}) - 1]}} = \frac{H_2}{\sqrt{\frac{1}{2}[J_0(2\beta B_{2m}) - 1]}} \quad (13)$$

где H_1 и B_{1m} , H_2 и B_{2m} - находятся по вольт-амперной характеристике для действующих значений.

Вольт-амперная характеристика для действующих значений снималась на индуктивной катушке с тороидальным сердечником из стали Э42. Данные катушки: число витков $W_1 = 320$; $W_2 = 320$. Данные сердечника: сечение $S = 12,6 \text{ см}^2$; длина средней силовой линии $l = 45,3 \text{ см}$.

Выбираем на вольт-амперной характеристике (рис. 1) две точки, которые определяют рабочий участок характеристики.

Пусть $U_1 = 110 \text{ В}$, $U_2 = 60 \text{ В}$, что соответствует $B_{1m} = 1,229 \text{ Т}$ и $B_{2m} = 0,67 \text{ Т}$.

Тогда $I_1 = 0,62$ А, $I_2 = 0,105$ А, что соответствует $H_1 = 438$ А/м и $H_2 = 74$ А/м.

Подставляя значения магнитной индукции и напряженности поля в выражения (12) и (13), находим коэффициенты β и α :

$$\beta = 3,4 \quad \text{и} \quad \alpha = 25,3.$$

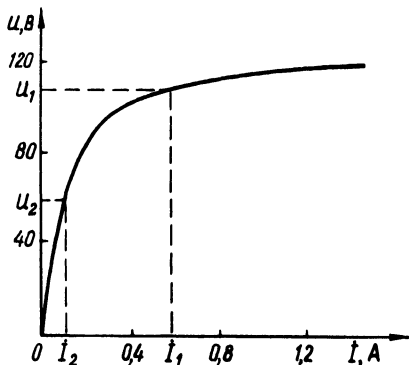


Рис. 1. Вольт-амперная характеристика катушки для действующих значений.

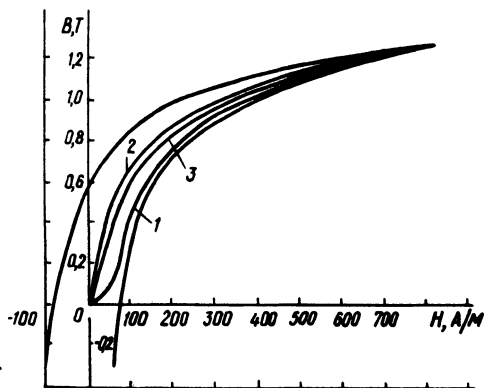


Рис. 2. Кривые намагничивания и петля гистерезиса при $B_m = 1,229$ Т: 1 — основная кривая намагничивания; 2 — средняя; 3 — расчетная.

На рис. 2 приведены снятые экспериментально различные магнитные характеристики: петля гистерезиса, "средняя" кривая намагничивания, основная кривая намагничивания. Там же для сравнения показана кривая намагничивания, рассчитанная по предложенному методу. Как видно из рисунка, расчетная кривая намагничивания приближается к "средней" кривой.

Л и т е р а т у р а

1. Янус Р.И., Фридман Я.А. О случаях неправильного применения коммутационной кривой магнитности при приближенных расчетах цепей с ферромагнетиками. — Электричество, 1958, №6. 2. Савиновский Ю.А., Нерсисян В.С. Об аппроксимации процессов намагничивания ферромагнитных сердечников с учетом гистерезиса. — Электричество, 1969, №3. 3. Бладыко В.М., Бараш Н.В., Мазуренко А.А. Определение коэффициентов аппроксимации кривой намагничивания по

гармоническому составу кривой тока. - Изв. вузов СССР. Сер. "Энергетика", 1969, №11. 4. Бладыко В.М., Мехедко В.Ф., Сончик Л.И. Гармонический синтез кривой намагничивания. - Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1975, №10.

УДК 621.314.632

В.Г.Черномашенцев, В.А.Пацкевич

ОГРАНИЧЕНИЕ КОММУТАЦИОННЫХ ПЕРЕНАПРЯЖЕНИЙ В ТИРИСТОРНОМ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕ

Надежная работа силовых полупроводниковых приборов в схемах автономных инверторов во многом зависит от эффективности демпфирующих цепей, ограничивающих коммутационные перенапряжения. Однако применение существующих устройств для демпфирования перенапряжений приводит к значительным потерям в них [1, 2].

В данной работе рассматривается новая схема демпфирующей цепи, позволяющая ограничивать коммутационные перенапряжения с рекуперацией энергии в питающую сеть. Принципиальная схема демпфирующей цепи применительно к автономному инвертору со стабилизацией токов и напряжений изображена на рис. 1. Работа данного инвертора описана в [3].

Основной причиной коммутационных перенапряжений в схеме инвертора является обрыв диодом V_1 с большой скоростью обратного тока в момент восстановления им запирающих свойств. При этом на коммутирующем дросселе L_4 возникают перенапряжения значительной величины, которые при отсутствии демпфирующей цепи (L_2, L_3, C_1, C_2, V_2) пробивают диод V_1 и тиристоры $V_3 - V_6$.

Включение последовательной цепи C_1, V_2, C_2 параллельно диоду V_1 создает путь для протекания тока в момент закрытия последнего и накопленная коммутирующим дросселем энергия от протекания обратного тока диода передается конденсаторам C_1 и C_2 . Разряд конденсаторов C_1 и C_2 осуществляется через дроссели L_2 и L_3 . В процессе работы инвертора на диоде V_1 возникает импульсное напряжение, которое прикладывается через диод V_2 к конденсаторам C_1 и C_2 .

При анализе электромагнитных процессов в демпфирующей цепи принимаем, что величина индуктивности дросселей L_2 и L_3 настолько велика, что можно пренебречь величиной

переменной составляющей тока, протекающего через них. Пренебрегаем и потерями в элементах демпфирующей цепи. Разработанная демпфирующая цепь состоит из двух одинаковых частей, каждая из которых содержит демпфирующий конденсатор и разрядный дроссель. Соединены обе части вспомогательным диодом V_2 . Для упрощения рассматриваются процессы только в одной половине, предполагая, что емкости конденсаторов C_1 и C_2 одинаковы и напряжение на диоде V_1 распределяется равномерно между C_1 и C_2 . Так как скорость изменения напряжения на коммутирующем дросселе после включения тиристоров значительно больше, чем скорость изменения напряжения на демпфирующем конденсаторе при разряде его постоянным током, то считаем, что этот конденсатор заряжается за бесконечно малый промежуток времени. С учетом приведенных выше допущений форму напряжения на демпфирующем конденсаторе можно представить в виде, изображенном на рис. 2. На этом рисунке в момент времени t_0 (момент включения диагонали тиристорного моста) на конденсаторе демпфирующей цепи происходит возрастание напряжения от начального U_0 до максимального, равного удвоенному напряжению источника питания. Для данного инвертора величина максимального напряжения U_{max} не зависит от его параметров и является величиной постоянной, равной $2 U_d$.

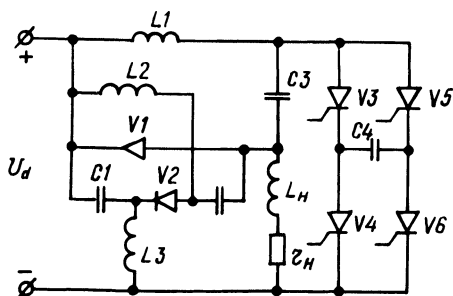


Рис. 1. Принципиальная схема инвертора с демпфирующей цепью.

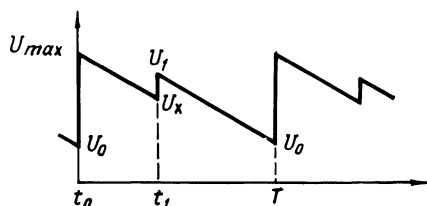


Рис. 2. График изменения напряжения на демпфирующем конденсаторе.

В промежутке от t_0 до t_1 (время проводимости тиристоров и диода V_1) напряжение на демпфирующем конденсаторе изменяется по линейному закону. В момент времени t_1 (момент выключения V_1) происходит подзаряд конденсатора демпфирующей цепи за счет энергии, накопленной дрос-

селем L_4 от протекания обратного тока. Далее осуществляется линейный разряд конденсатора до напряжения V_0 . С включением противофазной диагонали тиристорного моста снова напряжение на демпфирующем конденсаторе возрастает до $2V_d$ и в схеме протекают процессы, аналогичные уже описанным.

Так как за период работы схемы T демпфирующий конденсатор дважды получает энергию от инвертора, а отдает ее источнику питания в ходе непрерывного разряда через разрядный дроссель, то можно записать баланс энергии в виде

$$2V_d^2 C - \frac{V_0^2 C}{2} + \frac{W_L}{2} = V_d I_d T, \quad (1)$$

где V_d - напряжение источника питания; C - величина емкости демпфирующего конденсатора; W_L - величина энергии, запасаемой в коммутирующем дросселе от протекания обратного тока; I_d - ток разрядного дросселя; T - период частоты тока нагрузки.

Разряд демпфирующего конденсатора осуществляется постоянным током I_d через дроссель на источник питания. Это позволяет записать для напряжения u_c на конденсаторе

$$\frac{1}{T} \int u_c dt = V_d; \quad (2)$$

$$u_c(t_1) = 2V_d - I_d \frac{t_1}{C}. \quad (3)$$

Раскрывая выражение (2), получаем

$$V_0 \left(\frac{1-\delta}{2} \right) + V_x \frac{\delta}{2} + B = 0, \quad (4)$$

где V_0 - напряжение на демпфирующем конденсаторе перед включением тиристоров; V_x - напряжение на демпфирующем конденсаторе перед выключением диода;

$$B = V_d \delta + \frac{V_1}{2} (1-\delta) - V_d,$$

где V_1 - напряжение на демпфирующем конденсаторе непосредственно после выключения диода; $\delta = \frac{t_1}{T}$.

Так как перед выключением диода на демпфирующем конденсаторе существует напряжение V_x , а после выключения — напряжение V_1 и энергия W_L распределяется между двумя конденсаторами, то можно записать

$$W_L = CV_1^2 - CV_x^2. \quad (5)$$

Необходимо отметить, что напряжение V_x не может быть отрицательным из-за наличия диода V_1 , а величину напряжения V_1 нерационально допускать больше $2V_d$. Отсюда следует, что величина емкости демпфирующего конденсатора

должна быть больше C_{min} , где $C_{min} = \frac{W_L}{4V_d^2}$.

Величина энергии W_L , входящая в формулы (1) — (5), зависит от параметров диода, нагрузки инвертора и напряжения, прикладываемого к диоду в обратном направлении в момент выключения, и определяется по приближенной формуле [2]

$$W_L \approx \frac{V^2 t_b^2}{2L}, \quad (6)$$

где V — напряжение, прикладываемое к диоду в обратном направлении; t_b — время восстановления диодом запирающих свойств в обратном направлении; L — величина индуктивности коммутационного дросселя.

В реальных условиях не вся энергия, запасаемая в коммутационном дросселе, переходит в энергию электрического поля демпфирующих конденсаторов. Это объясняется тем, что на практике диод восстанавливает запирающие свойства не мгновенно, а за конечный промежуток времени. Отмеченное вызывает меньшую величину перенапряжений, чем в рассматриваемом идеализированном случае.

Приведенные аналитические зависимости позволяют выполнить расчет параметров демпфирующей цепи по известным исходным данным: V_d , V , t_b , L , T , которые определяются при

анализе электромагнитных процессов в инверторе. Время восстановления диодом запирающих свойств в обратном направлении берется из справочных данных на применяемый диод. Выполнив расчет параметров инвертора и построив для различных C , δ и T графики зависимостей тока I_d от величины энергии W_L , можно определить величины емкости демпфирующего конденсатора и тока I_d , что позволит выбрать тип диода $V2$ и разрядный дроссель.

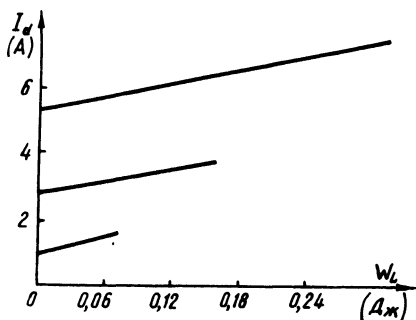


Рис. 3. Зависимость тока I_d от энергии W_L при различных величинах емкости демпфирующего конденсатора.

В качестве примера на рис. 3 изображена расчетная зависимость тока I_d от энергии W_L для величины емкости демпфирующего конденсатора: а - 0,5 мкФ; б - 0,25 мкФ; в - 0,1 мкФ. Данная зависимость построена при $V_d = 520 \text{ В}$, $\delta = 0,7$, $T = 100 \text{ мкс}$ и может быть использована при расчете инвертора частотой 10 кГц мощностью до 100 кВт.

Таким образом, в результате проведенного анализа получены основные соотношения, позволяющие выбрать параметры рассмотренной демпфирующей цепи.

Л и т е р а т у р а

1. Тиристорные преобразователи частоты для индукционного нагрева металлов. Труды УАИ, вып. XXII. - Уфа, 1971. 2. Магетто Г. Тиристор в электротехнике. Пер. с франц. М.: Энергия, 1977. 3. А.с. 547019 (СССР). Последовательный тиристорный инвертор/ С.М.Кацнельсон, Ю.М.Зинин, А.В. Иванов и др. - Опубл. в Б.И., 1977, №6.

ГАРМОНИЧЕСКИЙ СОСТАВ ТОКА И НАПРЯЖЕНИЯ НА ВЫХОДЕ ЦИКЛОКОНВЕРТОРА

В данной статье рассмотрена методика проведения гармонического анализа тока и напряжения циклоконвертора (с прямоугольной модуляцией, с естественной коммутацией, при работе на эквивалентную двигателю RL нагрузку в режиме непрерывного тока) с учетом как выпрямительного, так и инверторного режима работы вентиля преобразователя.

Формирование кривых тока и напряжения (рис. 1) на выходе такого циклоконвертора происходит следующим образом. Сначала на вентили преобразователя подаются управляющие импульсы с углом α (ток возрастает), что соответствует выпрямительному режиму работы, а затем – с углом β (ток начинает уменьшаться), что соответствует инверторному режиму работы вентиля. Когда ток становится равным нулю, последний проводивший вентиль закрывается, а в систему управления подается от датчика тока сигнал, разрешающий переходить к формированию отрицательной полуволны выходного тока циклоконвертора. Через промежуток времени ψ_{Π} , не меньший времени восстановления запирающих свойств вентиля, подаются управляющие импульсы с углом α при отрицательной полярности анодного напряжения и начинается формирование отрицательной полуволны выходного тока циклоконвертора в той же последовательности, как при формировании положительной полуволны тока.

Напряжение и ток на выходе циклоконвертора (рис. 1) в течение полупериода выходного тока $T_2/2$ можно записать в виде:

$$u_2 = \sum_{n=0}^N U_m \sin(\omega_1 t + \theta_B - n\lambda) + \sum_{n=N+1}^F U_m \sin[\omega_1 t + \theta_{\Pi} - (n-1)\lambda - \lambda_{\Pi}]; \quad (1)$$

$$i_2 = \sum_{n=0}^N \left\{ I_m \sin(\omega_1 t + \theta_B - \varphi - n\lambda) + [i_n(0) - \right.$$

$$\begin{aligned}
 & -I_m \sin(\theta_B - \varphi) \Big] e^{-\left(\omega_1 t - n\lambda\right) \operatorname{ctg} \varphi} \Big\} + \\
 & + \sum_{n=N+1}^F \left\{ I_m \sin\left(\omega_1 t + \theta_{II} - \varphi - (n-1)\lambda - \lambda_{II}\right) + \right. \\
 & \left. + \left[i_n(0) - I_m \sin(\theta_{II} - \varphi) \right] e^{-\left[\omega_1 t - (n-1)\lambda - \lambda_{II}\right] \operatorname{ctg} \varphi} \right\} (2) ,
 \end{aligned}$$

где для участков проводимости вентилях $n = 0, 1, 2, \dots, (N - 1)$ на интервале выпрямления $n\lambda \leq \omega_1 t \leq (n+1)\lambda$; для участка ($n = N$) перехода от выпрямительного режима к инверторному $n\lambda \leq \omega_1 t \leq n\lambda + \lambda_{II}$; для участков $n = (N + 1), (N + 2), \dots, (F - 1)$ на интервале инвертирования $(n - 1)\lambda + \lambda_{II} \leq \omega_1 t \leq n\lambda + \lambda_{II}$; для участка ($n = F$) в конце полупериода выходного тока $(n - 1)\lambda + \lambda_{II} \leq \omega_1 t \leq (n - 1)\lambda + \lambda_{II} + \lambda_K$; N, M - количество участков проводимости вентилях соответственно на интервалах выпрямления и инвертирования (без участка перехода от выпрямительного режима к инверторному); $F = N + M$; $\omega_1 = 2\pi f_1$; U_m, f_1 - амплитудное значение напряжения и частота питающей сети циклоконвертора; θ_B, θ_{II} - углы отпирания вентилях соответственно в выпрямительном и инверторном режимах; $\theta_B = \frac{\pi}{2} - \frac{\pi}{m} + \alpha$; $\theta_{II} = \frac{3\pi}{2} - \frac{\pi}{m} - \beta$; m - число фаз питающей сети циклоконвертора; $\lambda = \frac{2\pi}{m}$ - длительность участков проводимости вентилях как в выпрямительном, так и в инверторном режимах работы; λ_{II} - длительность участка перехода от выпрямительного режима к инверторному; $\lambda_{II} = \pi + \frac{2\pi}{m} - (\alpha + \beta)$; $\lambda_K \leq \frac{2\pi}{m}$ - длительность участка проводимости в конце полуволны выходного тока; $I_m = \frac{U_m}{\sqrt{R^2 + (\omega_1 L)^2}}$; $\varphi = \arctg \frac{\omega_1 L}{R}$; $i_n(0)$ - начальное значение тока на n -м участке проводимости вентилях.

Целое число F определяется из рис. 1:

$$F = \frac{\pi \nu - \lambda_{II}}{\lambda} - \epsilon , \quad (3)$$

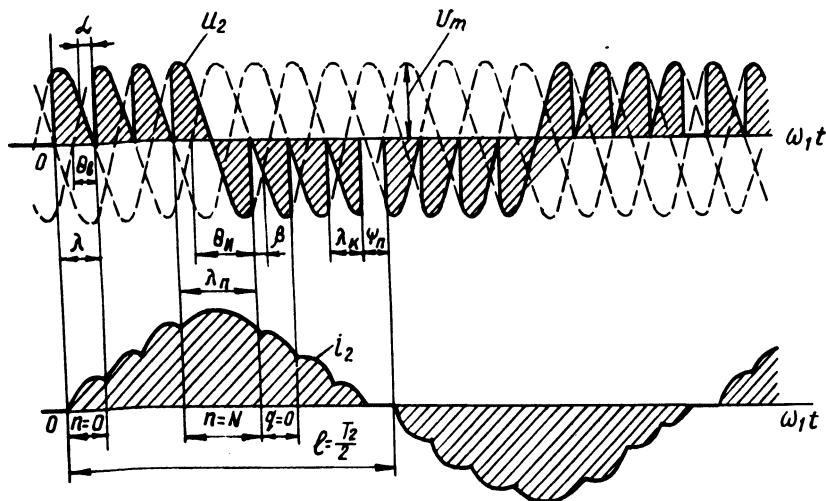


Рис. 1. Характер изменения во времени выходного напряжения (U_2) и тока (i_2) трехфазного циклоконвертора при работе на RL нагрузку в режиме непрерывного тока.

где ϵ - дробное число ($\epsilon < 1$), учитывающее наличие паузы φ между работой анодной и катодной групп вентилей циклоконвертора; $\nu = f_1 / f_2$ - кратность частот на входе (f_1) и выходе (f_2) циклоконвертора.

Начальный ток $i_n(0)$ для любого участка проводимости вентилей может быть определен с помощью решетчатых функций и уравнений в конечных разностях [1]:

$$i_n(0) = A \left[\frac{1 - e^{-B \cdot n}}{1 - e^{-B}} + i_0(0) \right] e^{-B \cdot n}, \quad (4)$$

где $B = \lambda \cdot \text{ctg} \varphi$; $A = I_m \left[\sin(\lambda + \theta - \varphi) - \sin(\theta - \varphi) e^{-B} \right]$
 $n = 0, 1, 2, \dots$ - номер участка проводимости вентилей; $i_0(0)$ - значение начального тока на первом участке рассматриваемого процесса, т.е. значение тока в начале интервала выпрямления или инвертирования; θ - угол отпирания вентилей.

Начальный ток на первом участке ($n = 0$) интервала выпрямления $i_{0В}(0) = 0$, а начальный ток на первом участке ($q = 0$) интервала инвертирования $i_{0И}(0)$ равен

значению тока в конце участка перехода от выпрямительно - го режима к инверторному и определяется из выражения [2]:

$$i_{0и}(0) = C + A_B e^{-D} \frac{1 - e^{-B \cdot N}}{1 - e^{-B}}, \quad (5)$$

где $C = I_m [\sin(\lambda_{\Pi} + \theta_B - \varphi) - \sin(\theta_B - \varphi) e^{-D}]$;

$$D = \lambda_{\Pi} \times \text{ctg} \varphi ; A_B = I_m [\sin(\lambda + \theta_B - \varphi) - \sin(\theta_B - \varphi) e^{-B}] .$$

Тогда на основе (4) значение тока в начале любого n -го участка проводимости вентиля на интервале выпрямления $i_n(0)$ и значение тока в начале любого q -го участка проводимости вентиля на интервале инвертирования $i_q(0)$ можно определить по формулам:

$$i_n(0) = A_B \int \frac{1 - e^{-B \cdot n}}{1 - e^{-B}} ; \quad (6)$$

$$i_q(0) = A_{и} \int \frac{1 - e^{-B \cdot q}}{1 - e^{-B}} + i_{0и}(0) \int e^{-B \cdot q}, \quad (7)$$

где $A_{и} = I_m [\sin(\lambda + \theta_{и} - \varphi) - \sin(\theta_{и} - \varphi) e^{-B}]$; $n = 0, 1, 2, \dots, (N - 1)$; $q = 0, 1, 2, \dots, (M - 1)$.

Численные значения N и M можно определить по выражениям [3]:

$$N = \text{ЦЧ} \left(\frac{\ln F_1}{-B} \right); M = F - N, \quad (8)$$

$$\text{где } F_1 = \frac{1 - H \cdot C - \frac{A_B}{A_{и}} e^{-D}}{e^{FB} - \frac{A_B}{A_{и}} e^{-D}} ; H = \frac{1 - e^{-B}}{A_{и}}$$

ЦЧ - целая часть.

Длительность λ_k последнего участка в конце полуволны выходного тока вычисляется из уравнения

$$I_m \sin(\lambda_k + \theta_{и} - \varphi) + [i_q(0) - I_m \sin(\theta_{и} - \varphi)] e^{-\lambda_k \cdot \text{ctg} \varphi} = 0, \quad (9)$$

при этом $i_q(0)$ на данном участке определяется по выражению (7) при $q = M - 1$.

Кривые выходного напряжения и тока циклоконвертора (рис. 1) симметричны относительно оси абсцисс, поэтому разложения их в ряд Фурье содержат только нечетные гармоники, причем коэффициенты Фурье, например, для тока

$$\left. \begin{aligned} A_{ik} &= \frac{2}{1} \int_0^1 i_2(\omega_1 t) \sin\left(\frac{k\pi}{1} \omega_1 t\right) d(\omega_1 t); \\ B_{ik} &= \frac{2}{1} \int_0^1 i_2(\omega_1 t) \cos\left(\frac{k\pi}{1} \omega_1 t\right) d(\omega_1 t), \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где $k = 1, 3, 5, 7, \dots, \infty$; $1 = \pi \nu$.

Подставив в (10) выражение (2) для относительного тока \bar{i}_2 (по отношению к I_m), после интегрирования и преобразований получим следующие общие выражения для определения \bar{A}_{ik} и \bar{B}_{ik} :

$$\begin{aligned} \bar{A}_{ik} &= \frac{2}{\pi \nu} \sum_{n=0}^{\infty} \left\{ \frac{\nu}{\nu - k} \cos \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 - \frac{k}{\nu} \right) + \right. \right. \\ &+ d_n \left. \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 - \frac{k}{\nu} \right) \right] - \\ &- \frac{\nu}{\nu + k} \cos \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 + \frac{k}{\nu} \right) + d_n \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 + \right. \right. \\ &+ \left. \left. \frac{k}{\nu} \right) \right] + \frac{\bar{A}_n \nu^2 c}{\nu^2 c^2 + k^2} \left[\sin \frac{k}{\nu} a_n + \right. \\ &+ \left. \frac{k}{\nu c} \cos \frac{k}{\nu} a_n - e^{-(b_n - a_n)c} \left(\sin \frac{k}{\nu} b_n + \right. \right. \end{aligned}$$

$$+ \frac{\kappa}{\nu c} \cos \frac{\kappa}{\nu} b_n) \left. \right\} ; \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \bar{B}_{ik} = & \frac{2}{\pi \nu} \sum_{n=0}^F \left\{ \frac{\nu}{\nu - \kappa} \sin \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 - \frac{\kappa}{\nu} \right) + \right. \right. \\ & \left. \left. + d_n \right] \cdot \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 - \frac{\kappa}{\nu} \right) \right] + \right. \\ & \left. + \frac{\nu}{\nu + \kappa} \sin \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 + \frac{\kappa}{\nu} \right) + \right. \right. \\ & \left. \left. + d_n \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 + \frac{\kappa}{\nu} \right) \right] + \right. \\ & \left. + \frac{\bar{A}_n \nu^2 c}{\nu^2 c^2 + \kappa^2} \left[\cos \frac{\kappa}{\nu} a_n - \frac{\kappa}{\nu c} \sin \frac{\kappa}{\nu} a_n - \right. \right. \\ & \left. \left. - e^{-(b_n - a_n) c} \left(\cos \frac{\kappa}{\nu} b_n - \frac{\kappa}{\nu c} \sin \frac{\kappa}{\nu} b_n \right) \right] \right\}, \quad (12) \end{aligned}$$

где $\nu \neq \kappa$; $c = \operatorname{ctg} \varphi$; для участков проводимости вентилей на интервале выпрямления $a_n = n\lambda$; $b_n = (n+1)\lambda$; $\bar{A}_n = \bar{i}_n(0) - \sin(\theta_B - \varphi)$; $d_n = \theta_B - \varphi - n\lambda$; для участка ($n = N$) перехода от выпрямительного режима к инверторному $a_n = N \cdot \lambda$; $b_n = N\lambda + \lambda_{II}$; $d_n = \theta_B - \varphi - N\lambda$; $\bar{A}_n = \bar{i}_N(0) - \sin(\theta_B - \varphi)$; для участков проводимости вентилей на интервале инвертирования $a_n = (n-1)\lambda + \lambda_{II}$; $b_n = n\lambda + \lambda_{II}$; $d_n = \theta_{II} - \varphi - (n-1)\lambda - \lambda_{II}$; $\bar{A}_n = \bar{i}_n(0) - \sin(\theta_{II} - \varphi)$; для участка ($n = F$) в конце полуволны выходного тока $a_n = (n-1)\lambda + \lambda_{II}$; $b_n = (n-1)\lambda + \lambda_{II} + \lambda$; $d_n = \theta_{II} - \varphi - (n-1)\lambda - \lambda_{II}$; $\bar{A}_n = \bar{i}_n(0) - \sin(\theta_{II} - \varphi)$.

Коэффициенты ряда Фурье \bar{A}_{uk} и \bar{B}_{uk} кривой напряжения на выходе циклоконвертора определяются формулами (11) и (12) при подстановке в них $\varphi = 0$, т.е.

$$\bar{A}_{ук} = \frac{A_{ук}}{U_m} = \frac{2}{\pi v} \sum_{n=0}^F \left\{ \frac{v}{v-k} \cos \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 - \frac{k}{v} \right) + \theta_{n-a_n} \right] \cdot \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 - \frac{k}{v} \right) \right] - \frac{v}{v+k} \cos \left[\frac{b_n + a_n}{2} \left(1 + \frac{k}{v} \right) + \theta_{n-a_n} \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} \left(1 + \frac{k}{v} \right) \right] \right\}; \quad (13)$$

$$\bar{B}_{ук} = \frac{2}{\pi v} \sum_{n=0}^F \left\{ \frac{v}{v-k} \sin \left[\frac{b_n + a_n}{2} x \right] \times \left(1 - \frac{k}{v} \right) + \theta_{n-a_n} \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} x \right] \times \left(1 - \frac{k}{v} \right) \right] + \frac{v}{v+k} \sin \left[\frac{b_n + a_n}{2} x \right] \times \left(1 + \frac{k}{v} \right) + \theta_{n-a_n} \right] \sin \left[\frac{b_n - a_n}{2} x \right] \times \left(1 + \frac{k}{v} \right) \right\}. \quad (14)$$

По выражениям (13), (14) была составлена программа и произведены расчеты на ЦВМ численных значений гармоник выходного напряжения трехфазного циклоконвертора. Анализ полученных результатов показывает, что наибольшую амплитуду имеют высшие гармоники порядка $k = 3$ и $k = m v \pm 1$; наличие паузы ψ_{Π} в кривой напряжения приводит к уменьшению первой гармоники, особенно существенно при малых значениях v ; учет в кривой напряжения как выпрямительного, так и инверторного режима работы вентиля цикло-

конвертора позволяет точнее определить не только первую гармонику, но и высшие, а соответственно, и энергетические показатели системы электропривода.

Л и т е р а т у р а

1. Ровинский П.А. Особенности регулируемых приводов с асинхронными двигателями и тиристорными преобразователями частоты с непосредственной связью. - В сб.: Статические преобразователи в электроприводах переменного тока. Л.: Наука, 1968. 2. Павлович С.Н. Определение числа включений вентилей НПЧ в интервалах выпрямления и инвертирования. - Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1974, №6. 3. Павлович С.Н. Аналитическое определение числа включений вентилей циклоконвертора в интервалах выпрямления и инвертирования. Деп. в Информэлектро, 1978, № 39-д/1-61.

УДК 621.313.22.019.3

В.Н.Горбарук, В.С.Лившиц, О.А.Дементьев

ОПЫТ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРИЧИН АВАРИЙНОСТИ ДВИГАТЕЛЕЙ ПОСТОЯННОГО ТОКА

На Минском камвольном комбинате примерно через год после начала эксплуатации начали выходить из строя двигатели постоянного тока прядильных машин: наблюдался пробой изоляции обмоток якоря и возбуждения. Для выявления причин аварий проведено было исследование, результаты которого излагаются в данной статье.

Двигатель постоянного тока имеет следующие характеристики:

Номинальная мощность, кВт	- 18
Номинальная частота вращения, об/мин	- 3000
Наибольшее напряжение на якоре, В	- 370
Наибольший ток якоря, А	- 55
Класс изоляции обмоток по нагревостойкости	- Е
Наибольшая длительно допустимая температура обмоток, °С	- 115.

Исполнение двигателя закрытое, охлаждение - воздушное с самовентилирующей по замкнутому циклу.

Анализ возможных причин пробоя изоляции обмоток выдвинул на первый план следующие варианты:

1) наличие заводских дефектов изоляции или ее повреждение в процессе монтажа и наладки:

2) усиленное тепловое старение изоляции вследствие недостаточного охлаждения или перегрузки двигателей.

Тщательный осмотр обмоток якоря и возбуждения на ряде двигателей не позволил обнаружить каких-либо видимых дефектов изоляции или ненормальностей в выполнении обмоток.

Одновременно было предпринято обследование теплового режима и загрузки двигателей. На двигателях наиболее загруженных прядильных машин измерение температуры обмоток якоря и возбуждения было выполнено более предпочтительным методом сопротивления, дающим среднюю температуру обмотки [1]. Оказалось, что температуры обеих обмоток приблизительно одинаковы (температура обмотки якоря на несколько градусов выше). После этого для получения надежных результатов были измерены температуры обмотки якоря на всех прядильных машинах. Эти измерения с целью снижения трудоемкости выполнялись ртутными термометрами. Температура обмотки якоря измерялась в лобовой части сразу после остановки машины. Время измерения выбиралось так, чтобы тепловой режим в двигателе заведомо установился.

Выполненные измерения показали, что нагрев обмоток двигателей всех без исключения прядильных машин значительно (на 30 - 40°C) ниже допустимого. Эти результаты находились в хорошем соответствии с измерениями загрузки двигателей по току, которая на разных машинах составила от 40 до 75% номинальной. Приведенные данные позволили исключить предположение о возможности пробоев изоляции обмоток вследствие ее теплового старения.

На следующем этапе внимание было обращено на такой фактор, как медно-угольная пыль, неизбежно образующаяся при работе машин постоянного тока вследствие износа коллектора и щеток. В исследуемом двигателе эта пыль постоянно и в возрастающем количестве циркулирует вместе с охлаждающим воздухом внутри двигателя и может влиять на изоляцию обмоток [2]. Инструкция по эксплуатации двигателя учитывала это и предусматривала очистку от пыли через каждые 6 месяцев работы.

Пыль удалялась сжатым воздухом, причем при каждой продувке выдувалось значительное количество пыли. Для исследования влияния медно-угольной пыли на качество изоляции была снижена до 1 месяца периодичность профилактических

продувки и организовано измерение сопротивления изоляции обмоток якоря и возбуждения относительно корпуса до и после продувки. Измерения проводились мегомметром на 500 В на двигателях всех прядильных машин в течение 5 месяцев.

Полученные данные подтвердили, что медно-угольная пыль оказывает воздействие на сопротивление изоляции, однако результаты этого воздействия оказались различными для разных двигателей. Так, на одном двигателе, имеющем в целом высокое сопротивление изоляции обмотки якоря, в течение трех месяцев подряд это сопротивление в результате месячной эксплуатации снижалось с 1000 до 500 МОм, а в результате продувки — снова восстанавливалось до 1000 МОм. Однако на другом двигателе сопротивление изоляции обмотки якоря в результате продувки снизилось со 150 до 100 МОм, а в результате месячной эксплуатации повысилось со 100 до 1000 МОм, т.е. в 10 раз. Подобные "нелогичные" изменения сопротивления изоляции имели место и на других двигателях. Обнаружилось также, что некоторые двигатели обладают достаточно стабильным и, как правило, высоким сопротивлением изоляции обмоток, в то время как на других двигателях это сопротивление невелико и резко колеблется.

Эти факты объясняются, с одной стороны, различной степенью защищенности обмоток против проникновения пыли, а с другой — случайным характером изменения сопротивления изоляции при попадании пыли в те или иные области обмотки. Если в процессе эксплуатации двигателя пыль будет случайно удалена охлаждающим воздухом из мест с ослабленной изоляцией, то общее сопротивление изоляции вместо ожидаемого уменьшения возрастет. И, напротив, при продувке двигателя, наряду с общим удалением пыли, возможно ее "задувание" в области с местными дефектами изоляции, в этом случае сопротивление изоляции уменьшается.

Для сравнения измерений сопротивления изоляции на различных двигателях, обладающих разным уровнем этого сопротивления, были введены два коэффициента: K_1 и K_2 .

Коэффициент K_1 характеризует изменение сопротивления изоляции обмоток в процессе эксплуатации:

$$K_1 = \frac{R_{из(n+1)}}{R_{из(n)}},$$

где $R_{из(n)}$, $R_{из(n+1)}$ — сопротивления изоляции в начале и в конце межпрофилактического периода эксплуатации.

Значения $K_1 < 1$ говорят о том, что сопротивление изоляции за период эксплуатации снизилось: $K_1 = 1$ - сопротивление изоляции не изменилось; $K_1 > 1$ - сопротивление увеличилось.

Исследования показали, что в 70% случаев в течение межпрофилактического периода эксплуатации (в среднем 1 месяц) сопротивление обмоток изменилось, причем примерно в 45% случаев оно снизилось, а в 25% - повысилось. Поскольку месячный период эксплуатации весьма невелик, то полученные данные свидетельствуют о значительной степени влияния медно-угольной пыли на сопротивление изоляции обмоток. Возрастание сопротивления изоляции в 25% случаев не может рассматриваться как положительное явление, так как вслед за увеличением сопротивления на ряде двигателей наблюдалось его резкое снижение. Удовлетворительным можно признать только такое положение, когда сопротивление изоляции стабилизируется на некотором уровне, пусть не самом высоком.

Коэффициент K_2 представляет отношение

$$K_2 = \frac{R_{из}(n)}{R_{из}(n-1)},$$

где $R_{из}(n-1)$, $R_{из}(n)$ - сопротивления изоляции обмотки до и после профилактической продувки.

Совокупность значения K_2 также показала зависимость сопротивления изоляции от медно-угольной пыли, поскольку за короткий отрезок времени, требуемый на продувку двигателя, примерно в 60% случаев, для которых $K_2 \neq 1$, сопротивление изоляции в результате удаления пыли делает скачок, иногда весьма существенный (10-, 20-кратный и более). Этот вывод становится еще более убедительным, если учесть структуру группы измерений с $K_2 = 1$. Оказалось, что 73% измерений в этой группе приходится на двигатели с сопротивлением изоляции обмотки якоря 1000 МОм. В 283 случаях из 388 сопротивление изоляции обмотки якоря в результате продувки не повысилось потому, что уже до продувки было весьма высоким (1000 МОм). Если к этим 283 продувкам прибавить 564 со значениями $K_2 > 1$, то можно сказать, что результаты 85% продувок подтверждают вывод о том, что сопротивление изоляции обмоток снижается вследствие про-никновения в них пыли.

Таким образом, результаты выполненного исследования привели к выводу, что имевшие место неоднократные пробоя изоляции обмоток вызваны чрезмерным загрязнением последних медно-угольной пылью. В связи с этим происходило недопустимое снижение сопротивления изоляции вследствие образования токопроводящих мостиков и развития местных дефектов. Этот вывод был подтвержден практикой в ходе самого исследования. Систематическое измерение сопротивления изоляции обмоток позволило своевременно выявлять двигатели с ослабленной изоляцией и принимать необходимые меры (продувка, пропитка обмоток лаком) вплоть до замены двигателя. В результате такой профилактической работы выход двигателей из строя из-за пробоя изоляции обмоток вначале резко снизился, а затем и вовсе прекратился.

Достигнутый успех связан с напряженным режимом профилактического обслуживания двигателей. Поэтому в качестве кардинальных мер защиты обмоток двигателей от вредного воздействия медно-угольной пыли рекомендовано:

а) повышение стойкости обмоток к проникновению в них пыли путем пропитки обмоток лаком и дополнительной защиты лобовых частей слоем покровного лака или эмали;

б) снижение количества циркулирующей в двигателе пыли путем установки в замкнутой системе охлаждения двигателя воздушного фильтра.

Эти мероприятия не требуют конструктивных переделок двигателя и сохраняют его закрытое исполнение, что согласно ПУЭ [2] необходимо для пожароопасных помещений, каким является прядильный цех.

Воздушные фильтры с гофрированным элементом из картона ПВК (фильтрующая поверхность 2000 см^2) испытывались в течение 2 месяцев на 5 двигателях. После установки фильтров сопротивление изоляции обмоток якоря и возбуждения почти не изменялось на протяжении всего испытательного периода. В связи с ухудшением условий охлаждения температура внутри двигателей повышалась на $7 - 10^\circ$, что при имеющем место значительном недогреве обмоток вполне приемлемо.

Внедрение указанных мероприятий позволит нормализовать режим профилактического обслуживания двигателей и обеспечить их безаварийную работу.

Л и т е р а т у р а

1. Жерве Г.К. Промышленные испытания электрических машин. - Л.: Энергия, 1968.
2. Гемке Р.Г. Неисправности электрических машин. - Л.: Энергия, 1975.
3. Правила устройства электроустановок. - М.: Энергия, 1975.

УДК 62 - 83:621.313.333.072.9

Ю.Н.Петренко, В.П.Беляев, В.Г.Беккерман,
Ю.В.Черныш

ИССЛЕДОВАНИЕ ЧАСТОТНОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ ПИТАНИИ ОТ ИНВЕРТОРА НАПРЯЖЕНИЯ С ШИРОТНО-ИМПУЛЬСНОЙ МОДУЛЯЦИЕЙ

Частотный электропривод с автономным инвертором напряжения (АИН) находит широкое применение в промышленности [1]. Выходное напряжение серийных преобразователей частоты с АИН имеет шестиступенчатую форму, что обусловлено однократной коммутацией тиристорov в течение периода выходного напряжения. Такие АИН можно назвать преобразователями с однократной модуляцией.

Недостатком такого электропривода, ограничивающим область его применения, является низкий диапазон регулирования частоты, поскольку минимальное ее значение составляет величину 5 Гц. В ряде производственных механизмов даже этот предел невозможен из-за неустойчивой работы электродвигателя, вызванной влиянием высших гармоник напряжения, которые приводят к появлению пульсирующих составляющих электромагнитного момента [2]. Расширение диапазона регулирования можно достичь улучшением гармонического состава напряжения. Одним из возможных путей является применение АИН с многократной модуляцией, среди которых внимание уделяется АИН с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ). Многообразие видов ШИМ, характеризующихся в основном различными законами распределения импульсов, вызывает необходимость исследования их влияния на электромагнитные процессы в двигателе, что в конечном итоге позволяет выбрать наиболее рациональный из них. Независимо от закона ШИМ формирование напряжения производится посредством переключения тиристорov, закон которого определяет вид ШИМ и форму фазного напряжения инвертора. При ШИМ фазное напря-

жение трехфазного инвертора состоит из ряда прямоугольных импульсов одинаковой амплитуды, равной половине напряжения источника питания постоянного тока U_d . Наиболее характерной является двухполярная ШИМ (рис. 1). Значения углов коммутации тиристоров A_1, A_2, \dots, A_N фазы А зависят от выбранного способа модуляции и определяются заранее по одной из известных методик [2]. Для фаз В и С трехфазной симметричной системы напряжений определение углов коммутации производится по формулам

$$\begin{aligned} B_N &= A_N + 2\pi/3; \\ C_N &= A_N + 4\pi/3; \end{aligned} \quad (1)$$

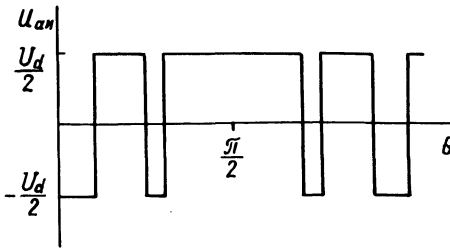


Рис. 1. Кривая фазного напряжения инвертора.

Для удобства ввода в ЦВМ напряжение фазы А инвертора в первый полупериод можно записать в виде

$$u_{aи} = (-1)^k \frac{u_d}{2}, \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \text{где } k &= 2 \quad \text{при } A_{2n-1} < \theta \leq A_{2n}; \\ k &= 1 \quad \text{при } A_{2n} < \theta \leq A_{2n+1}; \\ n &= 1, 2, 3, \dots; \quad 0 < \theta \leq \pi. \end{aligned} \quad (3)$$

Во втором полупериоде напряжение формируется аналогичным образом по (2) с учетом условия

$$\begin{aligned} k &= 1 \quad \text{при } A_{2n-1} < \theta \leq A_{2n}; \\ k &= 2 \quad \text{при } A_{2n} < \theta \leq A_{2n+1}; \\ n &= 1, 2, 3, \dots; \quad \pi < \theta \leq 2\pi. \end{aligned} \quad (4)$$

Напряжения на выходе инвертора u_{AB}, u_{BC}, u_{CA} находятся как разность фазных. Фазные напряжения нагрузки при соединении звездой равны

$$\begin{aligned}
 u_a &= \frac{2}{3} u_{AB} + \frac{1}{3} u_{BC}; \\
 u_b &= -\frac{1}{3} u_{CA} - \frac{2}{3} u_{AB}; \\
 u_c &= \frac{1}{3} (u_{CA} - u_{BC}).
 \end{aligned}
 \tag{5}$$

Далее, используя метод обобщающих векторов, решается система дифференциальных уравнений двигателя, представленных в форме Коши [3].

Таким образом, алгоритм расчета электромагнитных процессов в частотном электроприводе с АИН – ШИМ представляется следующим.

1. Заранее рассчитанные значения углов коммутации инвертора для одной фазы (например, фазы А) вводятся в программу.

2. Производится расчет углов коммутации для фаз В и С.

3. Определяется фазное напряжение инвертора по выражениям (3) и (4).

4. Расчет составляющих обобщающего вектора напряжения и решение системы дифференциальных уравнений производится по известной методике [2, 3].

Напряжение при однополярной ШИМ может быть легко получено из (2) и (3).

Некоторые результаты расчета электромагнитных процессов для двигателя мощностью 4 кВт, полученные по изложенной методике, представлены на рис. 2,3.

Сравнительная оценка качественных характеристик формы годографа вектора тока статора \vec{I}_S при холостом ходе (рис. 2) и при номинальной нагрузке (рис. 2,б) с результатами, полученными при питании двигателя от АИН с однократной модуляцией [2], показывает, что при ШИМ форма тока значительно приближается к синусоидальной. Такой же вывод следует и из рассмотрения кривой фазного тока двигателя i_a (рис. 3). Характерной является кривая электромагнитного момента (рис. 3). Известно [2], что при питании от АИН с однократной модуляцией электромагнитный момент содержит составляющую, пульсирующую с шестикратной частотой, что имеет место благодаря действию 5-й и 7-й гар-

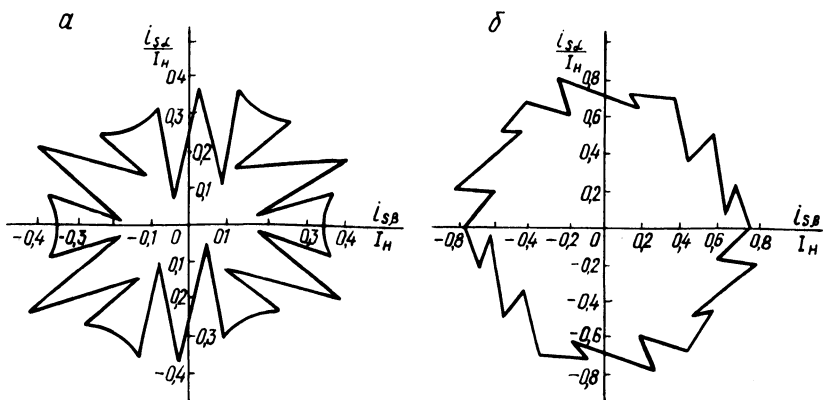


Рис. 2. Годограф вектора тока статора при холостом ходе (а) и при номинальной нагрузке (б).

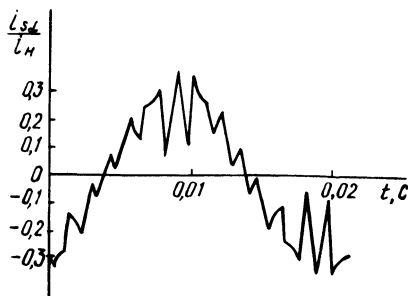


Рис. 3. Ток фазы статора двигателя.

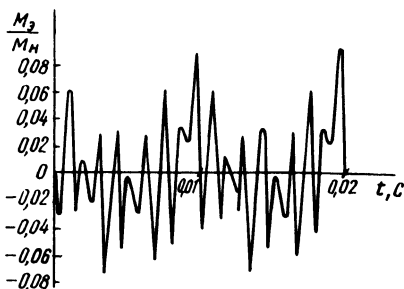


Рис. 4. Электромагнитный момент двигателя.

моник в кривой напряжения. В исследуемом случае (рис. 4) благодаря значительному подавлению наиболее существенных гармоник частота пульсаций повышается, а амплитуда снижается, что благоприятно сказывается на пульсациях частоты вращения двигателя.

Л и т е р а т у р а

1. Беляев В.П., Петренко Ю.Н. Эффективность применения регулируемых электроприводов переменного тока в промышленности БССР. - Минск: БелНИИТИ, 1978. 2. Структуры систем управления автоматизированным электроприводом/

О.П.Ильин, В.И.Панасюк, Ю.Н.Петренко, В.П.Беляев. – Минск: Наука и техника, 1978. З. Ильин О.П., Петренко Ю.Н., Якубович Л.Ю. Об исследовании частотного электропривода с инвертором напряжения. – Изв. вузов СССР. Сер. Энергетика, 1978, №12.

УДК 621.313.629

Л.С.Писарик

О ПРОЕКТИРОВАНИИ ТЯГОВОГО ЭЛЕКТРОПРИВОДА АВТОМОБИЛЯ НА МИНИМУМ СЕБЕСТОИМОСТИ ТРАНСПОРТНОЙ РАБОТЫ

Наиболее распространенными критериями, используемыми при проектировании электрооборудования, являются минимумы приведенной стоимости, массы или объема изделия, максимум коэффициента полезного действия или комбинированные критерии, которые так или иначе учитывают частичные перечисленные, а также и другие технико-экономические показатели проектируемого изделия или системы [1]. Сложность здесь заключается в установлении степени значимости каждого частичного критерия.

Если принять за критерий оптимальности системы тягового электропривода автомобиля экстремум какого-либо показателя, характеризующего не систему электропривода как таковую, а автомобиль в целом, то эта сложность может быть преодолена. Тогда степень значимости таких технико-экономических показателей проектируемого электропривода, как его масса, габариты, коэффициент полезного действия, стоимость определится их влиянием на данный показатель автомобиля.

Обобщенным показателем, используемым для оценки транспортного средства, предназначенного для перевозки грузов, является себестоимость тонно-километра выполняемой работы. Поэтому будет правильным степень оптимальности системы тягового электропривода грузового автомобиля оценить по его влиянию на величину себестоимости транспортной работы автомобиля, приняв за критерий оптимальности минимум себестоимости.

Система тягового электропривода автомобиля в общем случае включает в себя тяговый генератор с редуктором и устройством возбуждения, преобразователь электрической энергии генератора, тяговые двигатели мотор-колес с их редук-

торами, аппаратуру управления и коммутации. Сюда же относится и электропривод вентиляторов систем вентиляции тяговых двигателей и генератора.

Элементами системы, определяющими в основном ее массо-габаритные, энергетические и стоимостные показатели, являются генератор, преобразователь и тяговые двигатели. Рассмотрим, как показатели главных элементов системы влияют на себестоимость транспортной работы автомобиля.

Ограниченность мощности первичного теплового двигателя предъявляет к электроприводу автомобиля требование высокого значения коэффициента полезного действия. Очевидно, что выполнение этого требования наталкивается на определенные массогабаритные ограничения. Эти ограничения четко выражены по отношению к тяговым двигателям, которые конструктивно объединяются с колесом автомобиля в мотор-колесо, в то время как по отношению к генератору, преобразователю и другим элементам системы они не столь жестки.

Это обстоятельство позволяет рассматривать проектирование тяговых двигателей как относительно самостоятельную подзадачу. Связь этой подзадачи с общей задачей проектирования системы привода автомобиля существенно проявляется в основном на начальном этапе проектирования системы. Здесь решается вопрос обеспечения требуемого диапазона регулирования скорости движения автомобиля при полном использовании отведенной на тягу мощности теплового двигателя. На этом этапе выбор величин коэффициента ослабления поля тяговых двигателей и коэффициента кратности максимального напряжения генератора, сильно влияющих на массу машин, может производиться по минимуму суммарной массы генератора, преобразователя и двигателей. После выбора указанных коэффициентов основным ограничением при проектировании тяговых двигателей, которое определяет самостоятельность этой подзадачи, становятся габаритные требования мотор-колеса.

Как показано в [2], абсолютная величина минимума суммарной массы электрических машин привода сильно зависит от величин их номинальных коэффициентов полезного действия. Для установления оптимальных величин номинальных КПД генератора и двигателей используем критерий минимальной себестоимости транспортной работы автомобиля, выполнив это следующим образом.

1. Взяв за базу вариант системы электропривода, спроектированный на минимум суммарной массы при предварительно выбранных значениях номинальных КПД генератора и двига-

телей, рассчитываем ряд вариантов генератора, отличающихся от базового значениями номинального КПД и соответственно массами и стоимостями; устанавливаем зависимости массы и стоимости проектируемого генератора от его КПД.

2. Записываем в общем виде выражение для расчета себестоимости тонно-километра работы автомобиля и, используя зависимости из п.1, преобразовываем его, получая себестоимость как функцию величины номинального КПД генератора.

3. Находим значение КПД генератора, обеспечивающее минимум себестоимости тонно-километра.

4. Если габаритные ограничения на тяговый двигатель позволяют, рассчитываем ряд вариантов двигателя, отличающихся значениями номинального КПД и соответственно массами и стоимостями.

5. Расчеты по пунктам 2 - 3 повторяем, вводя всякий раз в расчет новый вариант тяговых двигателей из п.4.

6. По полученным результатам определяем оптимальные значения КПД генератора и двигателей и получаем тем самым оптимальный вариант электрических машин системы электропривода. Преобразователь системы остается тем же, что в базовом варианте, так как он проектируется по максимальным значениям напряжения и тока генератора, которые во всех расчетах остаются неизменными.

Основой для выполнения п.2 является методика расчета себестоимости тонно-километра, принятая на предприятиях Минавтопрома. В соответствии с ней величина себестоимости тонно-километра работы автомобиля определяется по формуле (без учета затрат на погрузку-разгрузку, дорожных и социальных)

$$C = \frac{Z_{гсм} + Z_{то} + Z_{а} + Z_{ш} + Z_{внр}}{G \xi \beta}, \quad (1)$$

в которой слагаемые числителя представляют собой затраты отнесенные к одному километру, на горючее и смазочные материалы $Z_{гсм}$, на техническое обслуживание $Z_{то}$, на амортизацию $Z_{а}$, на ремонт и восстановление шин $Z_{ш}$, на зарплату водителя и накладные расходы $Z_{внр}$. Сомножители знаменателя: G - грузоподъемность; ξ - коэффициент использования грузоподъемности; β - коэффициент использования пробега.

При известной мощности теплового двигателя, отведенной на тягу, требование получения определенных динамических по-

казателей автомобиля ограничивает его полную массу с грузом некоторым предельным значением $G_{\text{пред}}$. Поэтому грузоподъемность можно выразить так:

$$G = G_{\text{пред}} - G_0 - G_{\text{эл}}, \quad (2)$$

где G_0 - масса порожнего автомобиля без системы тягового электропривода; $G_{\text{эл}}$ - масса электропривода. В свою очередь масса электропривода складывается из массы генератора m_{Γ} , массы двигателей $m_{\text{д}}$ и массы остальных элементов привода m_0 . Линеаризуя зависимость массы генератора от величины его номинального КПД^x, получим

$$m_{\Gamma} = m_{\Gamma}^* + \mu (\eta_{\Gamma}^* - \eta_{\Gamma}). \quad (3)$$

Здесь величины со звездочками соответствуют базовому варианту.

В излагаемой методике величина m_0 неизменна, но при уточнении расчетов ее также можно связать с КПД генератора.

В формуле (1) слагаемое $Z_{\text{гсм}}$ и $Z_{\text{внр}}$, а также коэффициенты ξ и β величины постоянные, что касается остальных слагаемых числителя, то можно показать, что

$$Z_{\text{гсм}} = \frac{A}{\eta_{\Gamma}}; \quad (4)$$

$$Z_{\text{а}} = \frac{B}{\eta_{\Gamma}} + B \eta_{\Gamma} + \Gamma; \quad (5)$$

$$Z_{\text{внр}} = \frac{D}{\eta_{\Gamma}}. \quad (6)$$

Здесь А, В, В, Г, Д - постоянные (при фиксированном варианте тяговых двигателей). Выражения (4) - (6) получены при следующих условиях: автомобиль транспортирует груз на заданное расстояние S при работе привода в номинальном режиме; стоимость генератора линейно связана с его КПД. После подстановок (2) - (6) в (1) и преобразований получаем следующую зависимость себестоимости тонно-километра C от величины номинального КПД генератора:

^xПри неудовлетворительной точности линеаризации применение более точной аппроксимации также дает возможность получить решение.

$$C = \frac{a \eta_{\Gamma}^2 + b \eta_{\Gamma} + c}{d \eta_{\Gamma}^2 + e \eta_{\Gamma}} \quad (7)$$

Это выражение позволяет найти значение КПД генератора, которое соответствует минимальной себестоимости тонно-километра.

Л и т е р а т у р а

1. Домбровский В.В., Хуторецкий Г.М. Основы проектирования электрических машин переменного тока. - Л.: Энергия, 1974. 2. Электрические машины в тяговом автономном электроприводе/ Под ред. А.П.Пролыгина. - М.: Энергия, 1979.

УДК 621.313.333.07

А.И.Лapidус, Н.А.Каплан

ТИРИСТОРНАЯ СХЕМА УПРАВЛЕНИЯ КВАЗИСТАТИЧЕСКИМ РЕЖИМОМ АСИНХРОННОГО ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЯ

Частотный метод регулирования скорости асинхронных электродвигателей является наиболее универсальным методом, однако его реализация требует сложного и дорогостоящего оборудования. Если по условиям работы механизма регулирование скорости электропривода должно быть непродолжительным, предпочтение можно отдать более простому, импульсному способу регулирования. Массовый выпуск тиристоров, способных коммутировать значительные токи с высокой частотой, открывает большие возможности для промышленного использования этого метода регулирования скорости [1, 2].

Метод импульсного регулирования позволяет осуществлять глубокое снижение скорости порядка 1:20 и даже 1:60. При этом электродвигатель работает в режиме ускорений и замедлений, что вызывает колебание угловой скорости ω (относительно среднего значения $\omega_{\text{ср}}$) в пределах от ω_1 до ω_2 (рис. 1). Величина средней скорости $\omega_{\text{ср}} = \frac{\omega_1 + \omega_2}{2}$ зависит от среднего момента $M_{\text{ср}}$, развиваемого электро-

двигателем за время цикла $t_{\text{ц}} = t_1 + t_2$, где t_1 и t_2 - время ускорения и замедления электропривода.

Значение среднего момента можно определить из уравнения [3]

$$M_{\text{ср}} = \frac{M_1 t_1 + M_2 t_2}{t_1 + t_2} = M_2 + (M_1 - M_2) \gamma, \quad (1)$$

где M_1, M_2 - моменты, развиваемые электродвигателем соответственно при ускорении и замедлении; $\gamma = \frac{t_1}{t_{\text{ц}}}$ -

скважность импульсов. Если регулирование скорости осуществлять на холостом ходу периодическим включением и выключением электродвигателя, то при этом

$$M_1 = \frac{2M_{\text{к}}}{\frac{S}{S_{\text{к}}} + \frac{S_{\text{к}}}{S}}; \quad M_2 = 0,$$

и уравнение механической характеристики электродвигателя при таком варианте импульсного регулирования скорости примет вид

$$M_{\text{ср}} = \frac{2M_{\text{к}}}{\frac{S}{S_{\text{к}}} + \frac{S_{\text{к}}}{S}} \gamma, \quad (2)$$

где $M_{\text{к}}$ - критический момент, развиваемый электродвигателем; $S_{\text{к}}$ - критическое скольжение.

Режим, соответствующий статическому в системе с непрерывным регулированием, в системе с импульсным регулированием скорости является квазистатическим.

На рис. 2 представлена схема, с помощью которой может быть реализовано импульсное регулирование скорости асинхронного короткозамкнутого электродвигателя. Схема работает следующим образом. При запуске электродвигателя M или в моменты, когда скорость электродвигателя ниже заданной, напряжение рассогласования, поступающее с задатчика скорости - резистора R_5 и датчика скорости - тахогенератора

ТГ на вход тиристора управления ТЗ, не может включить этот тиристор, так как поданное напряжение шунтируется диодом ДЗ. Поэтому первым же импульсом напряжения трансформатора Тр1 силовой тиристор Т1 открывается, мостовой выпрямитель Вп1 замыкается через резистор R1, и начинается разгон электродвигателя.

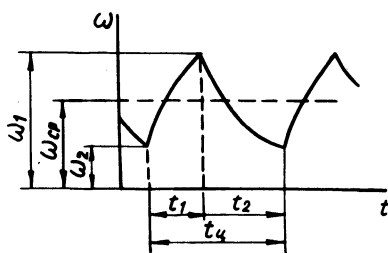


Рис. 1. График изменения скорости при импульсном регулировании.

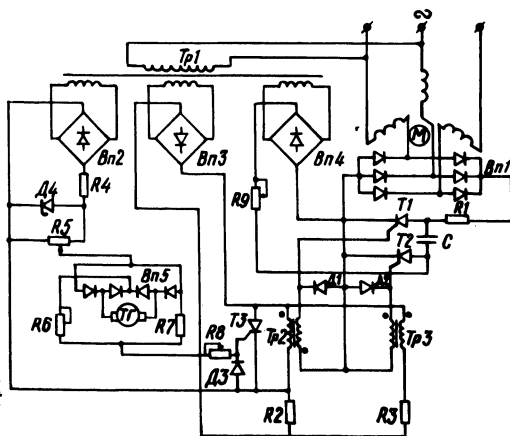


Рис. 2. Схема управления электродвигателем.

Обмотки трансформаторов Тр2 и Тр3 сфазированы так, чтобы импульсы вторичного напряжения, поступающие на управляющие электроды тиристоров Т1 и Т2, находились в противофазе. Вследствие этого импульс на включение вспомогательного тиристора Т2 подается с некоторым сдвигом во времени по отношению к импульсу напряжения, поступившему на управляющий электрод тиристора Т1. Тиристор Т2 включается с частотой пульсаций напряжений вспомогательного источника Вп4 и трансформатора Тр3, т.е. 100 раз в секунду. Столько же раз в секунду он закрывается, так как ток тиристора Т2 во время снижения напряжений источника Вп4 становится меньше тока удержания. Когда открыт силовой тиристор Т1 и закрыт тиристор Т2, емкость С заряжается током вспомогательного источника пониженного напряжения Вп4 через резистор R9 и тиристор Т1, в результате чего при очередном открывании тиристора Т2 заряженная положительным потенциалом обкладка конденсатора подсоединяется к катоду

тиристора Т1 и последний закрывается. Если электродвигатель к этому моменту не успел достигнуть заданной скорости и, следовательно, напряжение датчика скорости не достигло величины, снимаемой с резистора R 5, то тиристор Т3 остается закрытым, а на тиристор Т1 вновь поступит включающее его напряжение – и скорость электродвигателя будет продолжать увеличиваться. Когда напряжение тахогенератора превысит заданное, то тиристор Т3 откроется, зашунтирует первичную обмотку трансформатора Тр2 и силовой тиристор Т1 отключится, звезда обмоток статора окажется разомкнутой. Скорость электродвигателя будет снижаться до тех пор, пока напряжение датчика скорости не станет меньше напряжения, снимаемого с задатчика скорости – резистора R 5. В результате таких последовательных включений и отключений электродвигателя скорость его поддерживается на заданном уровне.

Для включения силового и вспомогательного тиристоров здесь не нужен формирователь управляющих импульсов. Это сильно упрощает схему. Включение тиристов Т1 и Т2 обусловлено тем, что выпрямленные по двухполупериодной схеме и совпадающие по фазе напряжения одновременно подаются как на входные, так и на выходные цепи тиристов [4]. Причем на выход тиристора Т2 напряжение подается непосредственно, а на выход Т1 – через последовательно включенную емкость С. Входная цепь тиристора Т1 подключена к трансформатору Тр2, управляемому только одним тиристором Т3, а входная цепь Т2 – к неуправляемому трансформатору Тр3. Таким образом, используется скорость нарастания прямого напряжения и соответственно требуется во много раз меньшая амплитуда тока управляющего электрода при включении тиристора. Поэтому цепь управления маломощна и экономична, несмотря на относительно пологий фронт управляющего импульса. По той же причине вспомогательный источник для принудительной коммутации нужен значительно меньшей мощности и габаритов, чем при условии, когда он выполнен для постоянного фильтрованного напряжения.

Конденсатор С заряжается от выпрямителя Вп4 через тиристор Т1 постепенно, постоянная времени заряда τ зависит от величины емкости С и сопротивления R 9. И тиристор Т1 закрывается не при первом же включении тиристора Т2, а когда становится достаточной для этого энергия, накопленная в конденсаторе. В результате класс тиристов мо-

жет быть выбран меньшим, чем обычно при коммутации звезды статора через трехфазный мостовой выпрямитель [5].

Минимальная величина необходимой емкости коммутирующего конденсатора C может быть определена [5] по формуле

$$C = \frac{I_{d \max} \cdot t_{в \max}}{0,7 U_C}, \quad (3)$$

где $I_{d \max}$ - максимальное значение выпрямленного тока в момент коммутации; $t_{в \max}$ - максимально возможное время восстановления управляющих свойств тиристора; U_C - напряжение на обкладках конденсатора.

Для того чтобы управляющий импульс действовал в момент наибольшей скорости нарастания прямого напряжения на тиристорах, здесь в качестве трансформаторов $Tr1$ и $Tr2$ использованы не насыщающиеся импульсные, а оконечные для транзисторных схем типа ТОТ-173.

Исследовался электродвигатель АОЛ2-21-4 мощностью 1,1 кВт, работающий в импульсном режиме без нагрузки на валу. Для уменьшения нагрева электродвигателя и ослабления вращающего момента, а следовательно, ускорения ротора, последовательно с тиристором $T1$ включено сопротивление

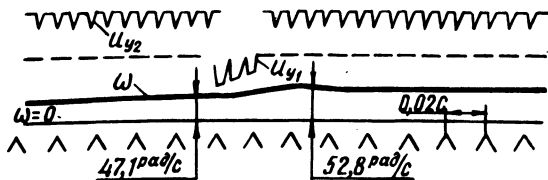


Рис. 3. Осциллограмма процесса регулирования скорости электродвигателя типа АОЛ2-21-4.

$R1=30$ Ом. На рис. 3 представлена осциллограмма, на которой записана скорость ротора ω и напряжения U_{y1} и U_{y2} на управляющих электродах тиристоров $T1$ и $T2$. Из осциллограммы видно, что при замыкании звезды статора на время $t = 0,03$ с скорость рывком увеличилась с $\omega = 47,1$ рад/с до $\omega = 52,8$ рад/с. Такой бросок скорости объясняется главным образом отсутствием нагрузки на валу. При наличии нагрузки пульсации резко уменьшаются. Для исследуемого электродвигателя с указанными параметрами схемы приведены амплитуды пульсации скорости, которые получены при различных средних скоростях вращения:

$\omega_{\text{ср}}$, рад/с 15,7 26,2 41,9 54,4 69 86,9 115,1 130,8

$\pm \Delta \omega$, рад/с 2,6 4,1 5,2 7,3 8,3 10,5 15,7 20,9

Л и т е р а т у р а

1. Зимин Е.Н., Илеусузова Р.Б. О применении тиристор-ов для импульсного регулирования скорости асинхронного электродвигателя. - Вестник АН Казахской ССР, 1967, № 5.
2. Танатар А.И. Методы регулирования скорости асинхронных двигателей. - Киев: Техника, 1968.
3. Голован А.Г. Основы электропривода. - М. - Л.: ГЭИ, 1959.
4. А.с. 598206 (СССР). Устройство для импульсного регулирования скорости трехфазного асинхронного двигателя/ Н.А. Каплан, А.А.Крупчук . - Оpubл. в Б.И., 1978, №10.
5. Импульс-ный регулируемый электропривод с фазными электродвигателя-ми/ Э.В.Шикуть, М.И. Крайцберг, П.А.Фукс, А.Э.Газга-нов. - М.: Энергия, 1972.

УДК 621.315.616.97:537.226

Г.М.Гордеев, А.В.Сотникова

ИССЛЕДОВАНИЕ СТОЙКОСТИ ПОЛИЭТИЛЕНТЕРЕФТАЛАТНОЙ ПЛЕНКИ К ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ РАЗРЯДАМ

Полимерные пленки помимо традиционного применения в качестве диэлектрика электрических конденсаторов в последнее время широко используются в электрической изоляции токо-проводящих элементов КРУ, высоковольтных кабелей, обмоток трансформаторов и электрических машин. Во всех этих устройствах изоляция находится в условиях воздействия однородного или слабо неоднородного электрического поля при оптимальных значениях рабочей напряженности.

Стойкость электроизоляционных материалов к электричес-ким разрядам является важным критерием для оценки надеж-ности и долговечности электрической изоляции. Под действием электрических разрядов, которые могут возникнуть при неблагоприятных условиях в различного рода газовых включениях и прослойках внутри изоляции или на поверхности изоляции, происходит разрушение диэлектрика. Это ведет к снижению электрической прочности и в конечном счете к пробую изоля-ции.

В данном сообщении приводятся результаты исследования стойкости к электрическим разрядам полиэтилентерефталатной пленки толщиной 20 мкм, используемой, в частности, в качестве электрической изоляции сухих трансформаторов высокого напряжения.

Полимерная пленка в один или несколько слоев (в зависимости от опыта) размещалась в слегка натянутом состоянии на заземленном плоском электроде-основании испытательной установки. На расстоянии 0,7 мм от поверхности пленки закреплялось 20 латунных электродов, к которым через плавкие предохранители от испытательного трансформатора ИОМ - 35 подводилось напряжение промышленной частоты. Для четкого срабатывания предохранителей при пробое пленки параллельно вторичной обмотке трансформатора подключался конденсатор емкостью 0,001 мкФ на рабочее напряжение 35 кВ. Испытание пленки проводилось при напряжении 2,3 кВ. При пробое пленки под одним из электродов перегорал соответствующий предохранитель и с этого электрода снималось напряжение. При этом режим испытания остальных участков пленки не нарушался. В качестве электродов были применены цилиндрические электроды диаметром 10 мм с плоской поверхностью и электроды в виде конуса, образующие которого составляли угол порядка 30° . Поверхность электродов полировалась перед каждым испытанием. Исследовалась стойкость к действию электрических разрядов одного и двух слоев пленки, а также двух слоев пленки, разделенной слоем конденсаторной бумаги КОН-1. В процессе испытания фиксировалось время от подачи напряжения до каждого пробоя.

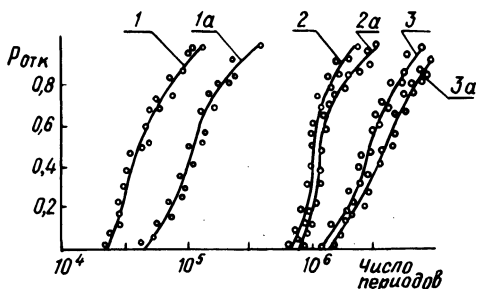


Рис. 1. Вероятность отказа полиэтилентерефталатной пленки при воздействии электрических разрядов.

Результаты испытаний представлены в виде графиков на рис. 1. Ординаты графиков соответствуют вероятности отказа (пробоя) $P_{отк}$ участка пленки под электродом при данном

числе периодов приложенного напряжения ($p_{\text{отк}} = \frac{n_{\text{отк}}}{n_{\text{исп}}}$, где

$n_{\text{отк}}$ - число пробоев при данном количестве периодов приложенного напряжения, а $n_{\text{исп}}$ - количество всех испытаний, равное 20). По оси абсцисс отложено число периодов напряжения. Кривые 1, 2, 3 характеризуют вероятность пробоя одного (1), двух (2) и двух слоев пленки, разделенных слоем КОН-1 (3) в системе электродов цилиндр-плоскость, а кривые 1а, 2а, 3а - то же, но в системе электродов конус-плоскость.

Анализ вероятностных характеристик отказа 1 и 1а показывает, что при конфигурации электродов, создающих близкое к однородному электрическое поле, время жизни одного слоя пленки при $P = 0,5$ примерно в 5 раз ниже, чем в системе электродов, создающих неоднородное электрическое поле. Это может быть вызвано следующими причинами.

1. При испытании в системе плоских электродов воздействию электрических разрядов подвергается больший участок поверхности пленки, что повышает вероятность попадания в зону разрядов "слабого" места.

2. В неоднородном электрическом поле вблизи острия образуется положительный объемный заряд, который искажает электрическое поле в промежутке и снижает энергию электрических зарядов, соударяющихся с поверхностью пленки.

Влияние конфигурации электродов на стойкость диэлектрической пленки к электрическим разрядам отмечалось также в [1].

Исследования показывают (рис. 1, кривые 2, 2а, 3, 3а), что эффект конфигурации электродов при испытании двух слоев пленки проявляется значительно слабее, чем при испытании одного слоя. Это может быть объяснено уменьшением количества "слабых" мест в зоне электрических разрядов, а также искажением электрического поля в диэлектрике при появлении проводящего канала в первом слое пленки. Также слабо проявляется этот эффект при наличии между двумя слоями пленки бумаги КОН-1.

Несмотря на то что конденсаторная бумага обладает весьма низкой стойкостью к электрическим разрядам, прокладка из КОН-1 примерно в пять раз повысила время жизни двух слоев пленки.

Л и т е р а т у р а

1. Доморадская С. Влияние конфигурации электродной системы на время жизни пленочной изоляции, находящейся под воздействием частичных разрядов. - *Zesz. nauk. Pzodz.*, 1977, N 288, с. 25 - 34.

УДК 62 - 83:621.313.13

В.Л.Анхимюк, М.П.Слука

АНАЛИТИЧЕСКОЕ КОНСТРУИРОВАНИЕ ЛИНЕЙНЫХ РЕГУЛЯТОРОВ ДЛЯ СИСТЕМ СТАБИЛИЗАЦИИ ЧАСТОТЫ ВРАЩЕНИЯ ЭЛЕКТРОПРИВОДА

В настоящее время при проектировании САУ получил распространение метод аналитического конструирования регуляторов, основанный на функциональном уравнении Беллмана и оптимальной функции Ляпунова [1], с помощью которого синтезируется структурная схема управления, обеспечивающая движение электропривода с выполнением заданного интегрального квадратичного критерия качества

$$I_1 = \int_0^{\infty} [W(z) + cU'^2] dt, \quad (1)$$

где $W(z) = \lambda_1 z_1^2 + \lambda_2 z_2^2 + \dots + \lambda_n z_n^2$ - определено положительная функция координат системы, которая для удовлетворения полной наблюдаемости включает в себя все фазовые координаты; $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n$; c - весовые множители; U' - управление, минимизирующее функционал (1) и обеспечивающее обращение z_1, z_2, \dots, z_n в нуль при $t = \infty$.

Подобно решению задачи (1), в общем, как показано в [2], имеет место решение изопериметрической задачи, в которой находится оптимальное управление u' , минимизирующее функционал

$$I_2 = \int_0^{\infty} W(z) dt \quad (2)$$

при ограничении вида

$$\int_0^{\infty} U'^2 dt = \text{const}, \quad (3)$$

где const зависит от начальных условий, но не зависит от коэффициентов искомого управления, а величина $\int_0^{\infty} U'^2 dt$ представляет собой работу, совершаемую исполнительным устройством (органом управления) за время переходного процесса.

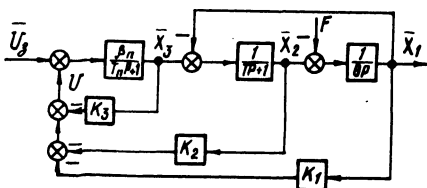


Рис. 1. Структурная схема оптимальной системы регулирования.

Известно [1,2], что рассматриваемый метод аналитического конструирования позволяет получить наиболее простой по структуре регулятор, содержащий лишь жесткие обратные связи по координатам объекта, а также сравнительно несложно найти коэффициенты усиления регулятора, если в критерии качества (2) заданы весовые множители [3], однако, выбор весовых множителей остался той проблемой, которая не получила в аналитическом конструировании убедительного решения [4].

В статье рассмотрена методика определения весовых множителей функционала (2) и ее применение на примере синтеза линейной системы оптимального управления электроприводом постоянного тока с неизменным потоком возбуждения двигателя и регулируемым источником питания в цепи якоря, работающей преимущественно в режиме стабилизации частоты вращения (рис. 1).

Возмущенное движение силовой части электропривода в фазовом пространстве отклонений при приложении возмущающего воздействия F в общем случае описывается следующей системой дифференциальных уравнений:

$$\dot{x}_i = \sum_{k=1}^n b_{ik} \cdot x_k + mU, \quad (4)$$

где x_i , $i = 1, 2, \dots, n$ - фазовые координаты (отклонения) объекта управления; m, b_{ik} - коэффициенты, зави-

сящие от параметров объекта; n - порядок системы уравнений (4). Для структурной схемы рис. 1 уравнения (4) принимают вид:

$$\begin{aligned}\dot{x}_1 &= b_{12}(x_2 - F); \\ \dot{x}_2 &= b_{21}(-x_1 - x_2 + x_3); \\ \dot{x}_3 &= -b_{33}x_3 + mU;\end{aligned}\quad (5)$$

где $b_{12} = \frac{1}{\theta}$, $b_{21} = \frac{1}{T}$; $b_{33} = \frac{1}{T_{\Pi}}$; $m = \frac{\beta_{\Pi}}{T_{\Pi}}$; $x_1 = \Delta e$, $x_2 = iR_0$, $x_3 = \Delta e_{\Pi}$ - отклонения соответственно э.д.с. двигателя, напряжения, пропорционального току цепи якоря и э.д.с. преобразователя от их значений при идеальном холостом ходе.

Чтобы рассматривать переходный процесс как свободное движение с различными ненулевыми начальными условиями, перенесем начало координат в точку, соответствующую $t = \infty$, $x_{1\infty} = -F \nu_c$; $x_{2\infty} = F$; $x_{3\infty} = F(1 - \nu_c)$, где ν_c - относительное статическое отклонение скорости двигателя в установившемся режиме от скорости идеального холостого хода [1]. Тогда движение объекта в новых координатах после ряда преобразований будет описываться следующими уравнениями:

$$\begin{aligned}\dot{z}_1 &= z_2; \\ \dot{z}_2 &= z_3; \\ \dot{z}_3 &= -\beta_{31}z_1 - \beta_{32}z_2 - \beta_{33}z_3 + m' U',\end{aligned}\quad (6)$$

где $z_1 = x_1 + \nu_c F$; $z_2 = b_{12}(x_2 - F)$; $z_3 = b_{12} \cdot b_{21}(-x_1 - x_2 + x_3)$;

$$\begin{aligned}\beta_{31} &= b_{12} \cdot b_{21} \cdot b_{33}; \quad \beta_{32} = b_{12} \cdot b_{21} \left(1 + \frac{b_{33}}{b_{12}}\right); \\ \beta_{33} &= b_{21} \left(1 + \frac{b_{33}}{b_{21}}\right); \quad m' = b_{12} \cdot b_{21} \cdot m; \quad U' = U - F \frac{1 - \nu_c}{\beta_{\Pi}}.\end{aligned}\quad (7)$$

Структурная схема объекта в новых координатах в соответствии с (6) показана на рис. 2.

Алгоритм управления при регулировании по отклонению, найденный на основании минимизации функционала (2) с учетом ограничения (3) и обозначений (7), имеет вид [1] :

$$U = - (K_1 x_1 + K_2 x_2 + K_3 x_3), \quad (8)$$

где $K_1 = m'A_{13}$; $K_2 = m'A_{23}$; $K_3 = m'A_{33}$ - коэффициенты усиления регулятора (рис.1), которые определяются коэффициентами квадратичной формы A_{13} , A_{23} , A_{33} , получа-

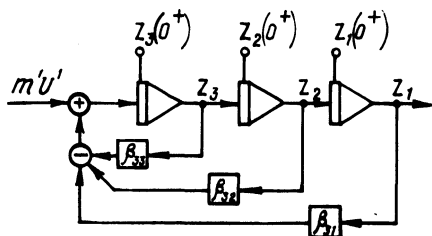


Рис. 2. Схема объекта регулирования в переменных состояниях.

емыми при решении системы шести (в общем случае $\frac{n(n+1)}{2}$)

нелинейных алгебраических уравнений при помощи ЦВМ [3] при известных весовых множителях функционала (2).

Рассмотрим общую постановку задачи определения весовых множителей функционала (2).

Для фазовых координат z_i (рис. 2) функционал (2) можно рассматривать как оценку приближения переходного процесса в оптимальной САУ к экстремали, определяемой решением дифференциального уравнения

$$a_0 z^{n-1} + a_1 z^{n-2} + \dots + a_{n-2} z + a_{n-1} = 0, \quad (9)$$

где $a_0 = \sqrt{\lambda_n}$; $a_1 = \sqrt{\lambda_{n-1}}$; ...; $a_{n-1} = \sqrt{\lambda_1}$.

Таким образом, задавшись желаемым качеством переходного процесса (экстремалью) (колебательностью, перерегулированием, быстродействием), а также ограничениями фазовых координат и статической ошибкой ν_c , можно определить по формулам Виета коэффициенты уравнения (9) и, следовательно, весовые множители λ_i функционала (2).

Следует иметь в виду, что для правильного решения задачи необходимо, чтобы весовые множители, являющиеся коэффициентами диагональной матрицы $L = \text{diag}[\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_n]$, удовлетворяли также условию Сильвестра, что в данном случае эквивалентно их определенной положительности.

Характеристическое уравнение для (9) преобразуем к виду

$$p^{n-1} + B_1 \Omega p^{n-2} + \dots + B_{n-1} \Omega^{n-2} p + \Omega^{n-1} = 0, \quad (10)$$

где $\Omega = + \sqrt[n-1]{\frac{a_{n-1}}{a_0}} = + \sqrt[n-1]{\prod_{i=1}^{n-1} |p_i|}$ - среднегеометрический

корень;

$$B_k = \frac{a_k}{a_0} \Omega^{-k}; \quad a_{n-1} = \frac{1}{\sqrt{c}}.$$

Очевидно, уравнению (10) соответствует переходный процесс, построенный для безразмерного времени $t = \Omega t_p$.

Потребуем, чтобы: 1) переходный процесс имел максимальное быстродействие при перерегулировании менее 5%; 2) производная тока по времени была ограничена допустимым по условиям коммутации в двигателе значением a .

Первому условию соответствуют корни комплексные, не кратные, с равными вещественными частями α , мнимые части которых γ образуют арифметическую прогрессию с разностью γ , т.е. $(\frac{\alpha}{\gamma}) = 1; 1,45; 0,79; 1,5, \dots$ соответственно при $n = 3; 4; 5; 6$ (при четном n имеет место один действительный корень, по модулю равный α).

Второе условие можно записать в виде:

$$\frac{1}{a} \leq t_M, \quad (11)$$

где t_M - время, при котором ток главной цепи достигнет статического тока нагрузки, что соответствует $(\frac{de}{dt}) = 0$, или

в новых координатах $(\frac{dz_1}{dt}) = 0$. Тогда

$$\Omega = (\Omega t_p) / t_M. \quad (12)$$

Таблица 1

n	t_p	λ_1	λ_2	λ_3	λ_4	λ_5	λ_6
3	$\frac{0,66}{a}$	$1/\nu_c^2$	$9,83 \cdot 10^{-2} \frac{\lambda_1}{a^2}$	$2,71 \cdot 10^{-3} \frac{\lambda_2}{a^2}$			
4	$\frac{1}{a}$	$1/\nu_c^2$	$2,95 \cdot 10^{-1} \frac{\lambda_1}{a^2}$	$3,81 \cdot 10^{-2} \frac{\lambda_2}{a^2}$	$3,62 \cdot 10^{-3} \frac{\lambda_3}{a^2}$		
5	$\frac{0,742}{a}$	$1/\nu_c^2$	$2,04 \cdot 10^{-1} \frac{\lambda_1}{a^2}$	$4,79 \cdot 10^{-2} \frac{\lambda_2}{a^2}$	$2,49 \cdot 10^{-3} \frac{\lambda_3}{a^2}$	$1,84 \cdot 10^{-4} \frac{\lambda_4}{a^2}$	
6	$\frac{1}{a}$	$1/\nu_c^2$	$4,08 \cdot 10^{-1} \frac{\lambda_1}{a^2}$	$6,92 \cdot 10^{-2} \frac{\lambda_2}{a^2}$	$1,18 \cdot 10^{-2} \frac{\lambda_3}{a^2}$	$4,74 \cdot 10^{-4} \frac{\lambda_4}{a^2}$	$5,82 \cdot 10^{-5} \frac{\lambda_5}{a^2}$

В табл. 1 приведены весовые множители функционала (2), рассчитанные в соответствии с изложенной методикой (коэффициент демпфирования принят равным $\xi_s = 0,75$, что соответствует переходному процессу, близкому к техническому оптимуму, при котором $\xi_s = 0,707$) на основе стандартных переходных характеристик [5].

Таким образом, изложенный метод выбора функционала и расчета его весовых множителей позволяет однозначно решить задачу аналитического конструирования линейных регуляторов для систем стабилизации частоты вращения электропривода.

Л и т е р а т у р а

1. Анхимюк В.Л. Применение метода динамического программирования к построению систем стабилизации скорости электропривода. – Изв. вузов. Сер. Электромеханика, 1975, №9.
2. Литовченко И.А. К изопериметрической задаче аналитического конструирования оптимального регулятора. – В сб.: Автоматика и телемеханика, т. XXII, 1961, №12.
3. Анхимюк В.Л., Опейко О.Ф., Новицкая В.А. Понижение чувствительности систем управления электроприводом к вариациям параметров объекта. – В сб.: Электроэнергетика. Минск: Высшейшая школа, 1974, вып.4.
4. Петров Ю.П. Вариационные методы теории оптимального управления. – Л.: Энергия, 1977.
5. Красовский Н.Н., Пospelов Г.С. Основы автоматки и технической кибернетики. – М.; Госэнергоиздат, 1962.

СО Д Е Р Ж А Н И Е

Бразовский В.П., Яковлев Б.В. Исследование условий использования АЭС в крупных системах централизованного теплоснабжения 3

Электроэнергетика

Поспелов Г.Е., Запатрин Р.И. Особенности расчетов нормальных режимов и технико-экономических показателей дальнейшей линии электропередачи с промежуточными присоединениями на ЭЦВМ	13
Федин В.Т., Ступак И.А. Определение комплекса полной мощности линии электропередачи с коаксиальными фазами	16
Валов Б.М., Прокопчик В.В. Погрешности аппаратурного определения плотности распределения при контроле показателей качества электроэнергии	22
Черейцкий М.С. Исследование оптимальной компенсации реактивной мощности в энергосистеме при применении на воздушных линиях изолирующих траверс	27
Ямный О.Е. Регистратор напряжений прикосновения	31
Сущенко Л.Р. Разработка методических основ анализа работы электрических сетей	34
Ус А.Г., Ничипорович Л.В. Расчет надежности системы электроснабжения в условиях АСУЭ	38
Лебедев Т.П., Сильченко Ю.И. Автоматизация расчета нормативной численности персонала энергосистемы	43
Яцкевич В.В., Демиденко Л.И. Расчет потерь напряжения в распределительной сети 10 кВ по коэффициенту мощности нагрузки	47
Анисимов Л.П., Биндлер И.И. Использование β -распределения для вероятностно-статистического моделирования электрических сетей	51
Новаш В.И., Шевцов Е.И., Бладыко Ю.В. Логико-математическое описание перемежающейся дуги в цифровых моделях защит от замыканий на землю	56

Теплоэнергетика

Внуков А.К., Кальтман И.И., Шпорта И.П., Ватенмахин В.М., Александрова Р.А. Экономическая оценка затрат на снижение токсичности выбросов ТЭЦ при очистке мазута на НПЗ	61
Кулаков Г.Т., Кулаков А.Т., Шайковский Н.Л. Инженерный метод расчета настроек ПИ-регуляторов при обработке задающих воздействий с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа	66
Смурага Л.Н., Козлов А.И. Определение коэффициента теплопередачи в печи в случае Bi садки стремится к нулю	72
Хутская Н.Г. Экспериментальное исследование теплообмена при течении воздушно-водяного потока в диффузоре	76
Шкода Н.И., Бусел В.А., Ивашкевич А.И. Оптимизация режима работы системы теплофикации в зоне "срезки" температурного графика	80
Степанчук В.Ф., Брушков А.М. Анализ теплообмена при конденсации паромасляной смеси	84
Ковалев В.А., Степанчук В.Ф. Анализ горения серы	88
Северянин В.С., Верба М.И. Теплогенератор с пульсирующим горением	92
Толчинский Е.Н., Дунский В.Д., Фейгина Н.А. Исследование влияния конструктивных и режимных параметров на размольные характеристики мельниц-вентиляторов	96

Электрооборудование промышленных предприятий

З а й д е л ь К., П р а ц ы Ф., Р о з у м Т.Т. Расчет токов переходного режима при включении ненагруженного трансформатора	102
И л ь и н О.П., Б е л я е в В.П., Г о л о в а ч О.А. Анализ гармонического состава напряжения трехфазной ШИМ переменного тока	106
М а к с и м о в В.Я. Метод синтеза беспоисковой самонастраивающейся системы с сигнальной настройкой электромеханических объектов	111
Г о н ч а р А.А. О показателях асинхронного двигателя при отклонении частоты от номинального значения	119
П е т р е н к о Ю.Н., Г у л ь к о в Г.И. О выборе электродвигателя главного движения продольно-шлифовального станка	124
Б л а д ы к о В.М., С о н ч и к Л.И., Ж у п и н с к и й В.П. Определение коэффициентов аппроксимации кривой намагничивания сердечника по вольт-амперной характеристике катушки для действующих значений.	128
Ч е р н о м а ш е н ц е в В.Г., П а ц к е в и ч В.А. Ограничение коммутационных перенапряжений в тиристорном преобразователе	132
П а в л о в и ч С.Н., Ч е р н ы ш Ю.В. Гармонический состав тока и напряжения на выходе циклоконвертора	137
Г о р б а р у к В.Н., Л и в ш и ц В.С., Д е м е н т ь е в О.А. Опыт исследования причин аварийности двигателей постоянного тока	144
П е т р е н к о Ю.Н., Б е л я е в В.П., Б е к к е р м а н Б.Г., Ч е р н ы ш Ю.В. Исследование частотного электропривода при питании от инвертора напряжения с широтно-импульсной модуляцией	149
П и с а р и к Л.С. О проектировании тягового электропривода автомобиля на минимум себестоимости транспортной работы	153
Л а п и д у с А.И., К а п л а н Н.А. Тиристорная схема управления квазистатическим режимом асинхронного электродвигателя	157
Г о р д е е в Г.М., С о т н и к о в а А.В. Исследование стойкости полиэтилентерефталатной пленки к электрическим разрядам	162
А н х и м ю к В.Л., С л у к а М.П. Аналитическое конструирование линейных регуляторов для систем стабилизации частоты вращения электропривода	165

РЕФЕРАТЫ

УДК 621.311.25:621.039:697.34

Бразовский В.П., Яковлев Б.В. Исследование условий использования АЭС в крупных системах централизованного теплоснабжения. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 3-12.

Приведен анализ предпосылок использования АЭС как источника тепла для теплоснабжения крупных городов и промышленных узлов. Определены основные параметры системы централизованного теплоснабжения при использовании АЭС в качестве основного источника. - Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.311

Поспелов Г.Е., Запатрин Р.И. Особенности расчетов нормальных режимов и технико-экономических показателей дальней линии электропередачи с промежуточными присоединениями на ЭЦВМ. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 13 - 15.

Рассмотрены вопросы построения общего алгоритма расчетов и анализа установившихся режимов и технико-экономических показателей дальней линии электропередачи с промежуточными присоединениями на ЭЦВМ. Анализируются результаты расчетов технико-экономических показателей, полученные при работе программы на ЭВМ. Сформулирован ряд условий, обеспечивающих нормальную работу дальних линий электропередачи с промежуточными отборами мощности. - Библиогр. 2.

УДК 621.311.1:537.312.62

Федин В.Т., Ступак И.А. Определение комплекса полной мощности линий электропередачи с коаксиальными фазами. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 16 - 22.

Для криогенных и газовых линий электропередачи с коаксиальными фазами выведены зависимости для определения напряжения коаксиала. Рассмотрены различные варианты схем коаксиальной ЛЭП, для которых получены выражения комплекса полной мощности и проанализированы частные случаи

применения этих схем. На основе примера расчета проведено сравнение исследованных схем с точки зрения их пропускной способности. - Ил.2. Табл. 1.

УДК 621.316.1:658.26

Валов Б.М., Прокопчик В.В. Погрешности аппаратного определения плотности распределения при контроле показателей качества электроэнергии. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 22 - 26.

Показано, что погрешность определения плотности распределения в значительной степени зависит от характера изменения во времени исследуемых показателей качества электроэнергии.

Предлагается методика выбора оптимальных величин продолжительности измерения и интервалов дискретизации при проведении экспериментальных исследований. - Ил. 2.Табл. 1. Библиогр. 5.

УДК 621.311.1:621.316.722

Чернецкий М.С. Исследование оптимальной компенсации реактивной мощности в энергосистеме при применении на воздушных линиях изолирующих траверс. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 27 - 30.

Выполнены исследования по определению потерь активной и реактивной мощности в конкретной энергосистеме в случае применения изолирующих и традиционных траверс.

Установлено, что потери мощности для воздушных линий 110 - 500 кВ с изолирующими траверсами уменьшаются, снижается мощность компенсирующих устройств энергосистемы, и, как следствие, сокращаются затраты, необходимые на эксплуатацию энергосистемы. - Табл. 2. Библиогр. 1.

УДК 681.327.66

Ямный О.Е. Регистратор напряжений прикосновения."Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8,с.31 - 34.

Описан регистратор напряжения прикосновения, особенностью которого является то, что он автоматически включается при появлении входного сигнала, а после запоминания его накопительной емкостью отключается. - Ил. 1. Табл. 1.Библиогр. 3.

УДК 338:6П2

Сущенок Л.Р. Разработка методических основ анализа работы электрических сетей. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 34 - 38.

Предложена методика экономического анализа работы электрических сетей. Анализ осуществляется в два этапа. Статистический анализ, целью которого является выяснение причин среднего уровня удельных затрат для разных районных энергоуправлений. Динамический анализ показывает тенденцию изменения затрат на рассматриваемый период времени. На основе разработанной методики выполнен экономический анализ для сетей Белорусской энергосистемы. - Ил.1. Табл. 2.

УДК 658.26:621.311] :65.011.56

Ус А.Г., Ничипорович Л.В. Расчет надежности системы электроснабжения в условиях АСУЭ. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 38 - 43.

Предлагается метод расчета надежности системы электроснабжения промышленного предприятия в условиях АСУЭ. Метод учитывает надежность элементов системы электроснабжения, схему ее и организацию обслуживания. - Табл. 2.

УДК 621.311.658.3.017

Лебедев Т.П., Сильченко Ю.И. Автоматизация расчета нормативной численности персонала энергосистемы. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 43 - 47.

Рассматриваются вопросы автоматизации расчета нормативной численности персонала энергосистемы. Кратко показывается, как функционирует автоматизированная система, где и как формируется входная информация, состав выходной информации, раскрываются трудности, стоящие при математической формализации задачи, даются рекомендации для оперативной корректировки нормативов на основе статистических методов.

УДК 621.316.13

Яцкевич В.В., Демиденко Л.И. Расчет потерь напряжения в распределительной сети 10 кВ по коэффициенту мощности нагрузки. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с.47 - 50.

Теоретически исследовано влияние коэффициента мощности на потерю напряжения в распределительной сети 10 кВ. Установлено, что для линий, выполненных проводами АС-35 - 120 мм², при изменении $\cos\varphi$ напряжение отличается от расчетного значения не больше чем на 6%. Вычислена среднеквадратичная относительная потеря напряжения, которая позволяет вести расчет потери напряжения по полной мощности и реактивному сопротивлению. - Ил. 1. Табл. 2. Библиогр.2.

УДК 621.311.1:517.616

Анисимов Л.П., Биндлер И.И. Использование β -распределения для вероятностно-статистического моделирования электрических сетей. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 51 - 55.

Обоснована целесообразность и показаны преимущества использования β -функции для описания законов распределения схемных и режимных параметров электрических сетей по сравнению с другими известными законами распределения. Получены рациональные выражения, связывающие параметры статистического распределения случайных величин и β -функции. Применение β -функции позволяет значительно увеличить точность расчетов параметров электрических сетей и имеет несомненное практическое значение. - Ил. 1. Табл. 1. Библиогр. 4.

УДК 621.316.925:51.001.57

Новаш В.И., Шевцов Е.И., Владыко Ю.В. Логико-математическое описание перемежающейся дуги в цифровых моделях защит от замыканий на землю. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с56 - 60.

Изложена методика математического моделирования электрической дуги, возникающей при однофазных замыканиях на землю. Приведена блок-схема определения состояния дугового промежутка и выбора шага численного интегрирования дифференциальных уравнений математической модели системы и устройств защиты. - Ил. 2. Библиогр. 2.

УДК 620.9:502.7.003

Эконометрическая оценка затрат на снижение токсичности выбросов ТЭЦ при очистке мазута на НПЗ/А.К.Внуков,

И.И.Кальтман, И.П.Шпорта и др. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 61 – 66.

На основании литературных данных по капитальным и эксплуатационным затратам на удаление серы из мазута на НПЗ и на подавление NO_2 при сжигании мазута построены дескриптивно-регрессионные модели, устанавливающие взаимосвязь между удельными приведенными затратами на пресечение выбросов и суммарным коэффициентом пресечения токсичности, а также суммарным выбросом SO_2 и NO_2 и их приземными концентрациями, пересчитанными на SO_2 . Определена оптимальная последовательность мероприятий по снижению токсичности выбросов мазутных ТЭЦ, исходя из минимума удельных приведенных затрат. – Ил. 2. Библиогр. 6.

УДК 62 – 52 (0.75.8)

Кулаков Г.Т., Кулаков А.Т., Шайковский Н.Л. Инженерный метод расчета настроек ПИ-регуляторов при отработке задающих воздействий с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 66 – 72.

Предложен инженерный метод определения параметров динамической настройки ПИ-регуляторов, обеспечивающий оптимальное качество при отработке задающих воздействий с учетом ограничения на максимальный выбег регулирующего органа. – Ил. 4. Библиогр. 4.

УДК 628.78.014.5

Смурага Л.Н., Козлов А.И. Определение коэффициента теплоотдачи в печи в случае V_i садки стремится к нулю. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 72 – 75.

Изложена методика определения коэффициента теплоотдачи в печи, когда V_i садки мал. Приведена зависимость коэффициента α от температуры. – Ил. 3. Библиогр. 2.

УДК 536.5:532.556.4.001.5

Хутская Н.Г. Экспериментальное исследование теплообмена при течении воздушно-водяного потока в диффузоре. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 76 – 80.

Изложены результаты экспериментального исследования теплообмена при течении воздушно-водяного потока в коническом диффузоре. Представлена зависимость безразмерных коэффициентов теплоотдачи от Re , весового влагосодержания. - Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.311.22:697.34.001.5

Шкода Н.И., Бусел В.А., Ивашкевич А.И. Оптимизация режима работы системы теплофикации в зоне температурного графика. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 80 - 84. "срезки"

Предлагается метод суточного регулирования температурного графика теплосети путем снижения в ночное время температуры в подающей линии. ТЭЦ. Внедрение такого режима приводит к снижению тепловых потерь в сетях и перегрева зданий, увеличивает естественную маневренность ТЭЦ. - Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 3.

УДК 621.17.013.1:536.763

Степанчук В.Ф., Брушков А.М. Анализ теплообмена при конденсации паромасляной смеси. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 84 - 87.

Разработана расчетная модель теплообмена, которая позволяет определить среднюю величину коэффициента теплопередачи при конденсации паромасляной смеси как средневзвешенную от коэффициентов теплоотдачи на пленочном и капельном участках конденсации. - Библиогр. 3.

УДК 661.242.5

Ковалев В.А., Степанчук В.Ф. Анализ горения серы. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 88 - 91.

Показана математическая модель горения серы в атомарном и молекулярном виде. Дано решение уравнения горения серы в атомарном виде. - Ил.1. Библиогр.1.

УДК 541.126.662.62.001.5

Северянин В.С., Верба М.И. Теплогенератор с пульсирующим горением. - Научные и прикладные проблемы энергетики, 1981, вып. 8, с. 92 - 96.

Описана конструкция теплогенератора, снабженного устройством пульсирующего горения. Приведены некоторые результаты испытания этого воздухоподогревателя. При расходе воздуха 4000 - 5000 кг/ч его температура 120 - 130°C, расход топлива (соляр) 14 - 20 кг/ч, к.п.д. 82 - 88%. Приведены данные по звуковому полю, работе конструктивных элементов. - Ил. 1. Табл. 2.

УДК 533.6:621.63

Толчинский Е.Н., Дунский В.Д., Фейгина Н.А. Исследование влияния конструктивных и режимных параметров на размольные характеристики мельниц-вентиляторов. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 96-101.

Изложены результаты экспериментальных исследований на модели мельницы-вентилятора размола модельного материала в зависимости от конструктивных параметров колеса и режимных факторов. - Ил.4. Библиогр. 4.

УДК 621.372.061.3

Зайдель К., Працны Ф., Розум Т.Т. Расчет токов переходного режима при включении ненагруженного трансформатора. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с.102 - 106.

Рассматривается методика расчета переходного процесса как результат наложения на установившийся режим нелинейной, отличной от экспоненты затухающей во времени свободной составляющей, которая рассчитывается аналитически или с помощью направленного графа. Данная методика приемлема для практических расчетов, так как проста, позволяет получить огибающую переходного процесса при малом объеме вычислений и достаточно высокой точности. - Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.314.572

Ильин О.П., Беляев В.П., Головач О.А. Анализ гармонического состава напряжения трехфазной ШИМ переменного тока. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 106 - 111.

В работе проводится анализ гармонического состава напряжения трехфазной ШИМ в цепи статора асинхронного дви-

гателя. Показаны преимущества управления асинхронного двигателя с такой ШИМ. - Ил. 3. Библиогр. 4.

УДК 62 - 501

Максимов В.Я. Метод синтеза беспойсковой самонастраивающейся системы с сигнальной настройкой электромеханических объектов. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 111 - 119.

Рассматривается самонастраивающаяся система управления с эталонной моделью и сигнальной настройкой. Синтез системы осуществляется на основе прямого метода Ляпунова. В качестве фазовых координат используются выходы звеньев структурной схемы обобщенного настраиваемого объекта. - Ил. 1. Библиогр. 2.

УДК 621.313.333.2

Гончар А.А. О показателях асинхронного двигателя при отклонении частоты от номинального значения. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с. 119-123.

Рассматривается изменение составляющих потерь асинхронного двигателя (АД) при его работе с частотой ниже номинальной.

Показано, что в АД при этом происходит перераспределение потерь: потери в обмотках статора и ротора, а также механические уменьшаются, потери в стали статора - увеличиваются. Суммарная величина потерь АД определяется соотношением между его отдельными составляющими. - Табл.1. Библиогр.3.

УДК 62 - 83:621.9

Петренко Ю.Н., Гульков Г.И. О выборе электродвигателя главного движения продольно-шлифовального станка. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 124-128.

Рассмотрен вопрос выбора электродвигателя привода главного движения продольно-шлифовального станка по мощности с учетом регулирования частоты вращения. Приведены диаграммы регулирования шлифовального круга и асинхронных электродвигателей. Показана целесообразность применения для привода главного движения продольно-шлифовального станка электродвигателя типа 4АВ16ОВ4УЗ. - Ил.1. Библиогр. 2.

УДК 621.3

Бладыко В.М., Сончик Л.И., Жупинский В.П. Определение коэффициентов аппроксимации кривой намагничивания сердечника по вольт-амперной характеристике катушки для действующих значений. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 128 - 132.

Разработан метод определения коэффициентов аппроксимации кривой намагничивания сердечника по вольт-амперной характеристике катушки для действующих значений. Результаты расчета сопоставляются с экспериментальными данными. -Ил. 2. Библиогр. 4.

УДК 621.314.632

Черномашенцев В.Г., Пацкевич В.А. Ограничение коммутационных перенапряжений в тиристорном преобразователе. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 132 - 136.

Анализируется работа демпфирующей цепи для ограничения коммутационных перенапряжений в тиристорном преобразователе и приводится методика определения параметров этой цепи. - Ил. 3. Библиогр. 3.

УДК 621.314.26

Павлович С.Н., Черныш Ю.В. Гармонический состав тока и напряжения на выходе циклоконвертора. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с.137-144.

Рассмотрена методика определения гармонического состава тока и напряжения на выходе циклоконвертора, позволяющая учитывать как выпрямительный, так и инверторный режим работы вентиля преобразователя, что приводит к повышению точности определения гармонического состава и энергетических показателей системы электропривода. - Ил.1. Библиогр. 3.

УДК 621.313.22.019.3

Горбарук В.Н., Лившиц В.С., Дементьев О.А. Опыт исследования причин аварийности двигателей постоянного тока. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 144 - 149.

Излагаются методика и результаты исследования причин выхода из строя двигателей постоянного тока прядильных машин на Минском камвольном комбинате. – Библиогр. 3.

УДК 62 – 83:621.313.333.072.9

Исследование частотного электропривода при питании от инвертора напряжения с широтно-импульсной модуляцией/ Ю. Н. Петренко, В. П. Беляев, Б. Г. Беккерман, Ю. В. Черныш. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 149 – 153.

Рассмотрено математическое моделирование и исследование на ЦВМ частотного электропривода при питании от автономного инвертора напряжения с широтно-импульсной модуляцией (ШИМ). Приведены некоторые результаты расчета на ЦВМ электромагнитных процессов. Предложенный алгоритм может быть использован для исследования различных видов ШИМ. – Ил. 4. Библиогр. 3.

УДК 621.313.629

Писарик Л. С. О проектировании тягового электропривода автомобиля на минимум себестоимости транспортной работы. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 153 – 157.

Рассмотрен вопрос выбора критерия оптимальности при проектировании системы тягового электропривода автомобиля с тепловым первичным двигателем.

Изложен подход, связывающий основные технико-экономические показатели электропривода – массу, коэффициент полезного действия, стоимость с обобщенным показателем автомобиля – себестоимостью тонно-километра его работы. – Библиогр. 2.

УДК 621.313.333.07

Лapidус А. И., Каплан Н. А. Тиристорная схема управления квазистатическим режимом асинхронного электродвигателя. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с. 157 – 162.

Рассматривается тиристорная схема импульсного регулирования скорости асинхронного короткозамкнутого электродви-

гателя, которая может быть использована в электроприводах, где по условиям работы механизма требуется непродолжительное регулирование скорости. – Ил.3. Библиогр. 5.

УДК 621.315.616.97:537.226

Гордеев Г.М., Сотникова А.В. Исследование стойкости полиэтилентерефталатной пленки к электрическим разрядам. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып. 8, с.162 – 165.

На основании экспериментальных исследований установлено, что стойкость полиэтилентерефталатной пленки к электрическим разрядам зависит от конфигурации системы электродов, в которой происходит испытание. При конфигурации электродов, создающих электрическое поле, близкое к однородному, время жизни одного слоя пленки значительно ниже, чем в системе электродов, создающих неоднородное поле. Эффект конфигурации электродов на время жизни существенно снижается при увеличении числа слоев пленки. – Ил. 1. Библиогр. 1.

УДК 62 – 83:621.313.13

Анхимюк В.Л., Слукa М.П. Аналитическое конструирование линейных регуляторов для систем стабилизации частоты вращения электропривода. "Научные и прикладные проблемы энергетики", 1981, вып.8, с.165 – 171.

Рассмотрен метод выбора функционала и расчета его весовых множителей, позволяющий однозначно решить задачу аналитического конструирования линейных регуляторов для систем стабилизации частоты вращения электропривода. – Ил. 2. Табл. 1. Библиогр. 5.