

# ВЕСТНИК

ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО №11 (111)  
ГОСУДАРСТВЕННОГО  
УНИВЕРСИТЕТА 2008

ISSN 1990-8512

СЕРИЯ

«ЭНЕРГЕТИКА»

Выпуск 9

ПОСВЯЩАЕТСЯ  
65- ЛЕТИЮ ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА

Журнал включен в Реферативный журнал и Базы данных ВИНТИ. Сведения о журнале ежегодно публикуются в международной справочной системе по периодическим и продолжающимся изданиям «Ulrich's Periodicals Directory».

**Редакционная коллегия:**

д.т.н., профессор, член-корреспондент АЭН РФ **Ю.И. Хохлов** (*отв. редактор*);  
к.т.н., доцент **Б.Г. Булатов** (*зам. отв. редактора*);  
к.т.н., доцент **Л.Т. Волков**; **Д.В. Коробатов** (*отв. секретарь*);  
д.т.н., профессор, заслуженный деятель науки и техники РФ **Е.В. Торопов**;  
д.т.н., профессор **Л.И. Цыгович**; д.т.н., профессор **Ш.Н. Хусаинов**

## СОДЕРЖАНИЕ

### Электроэнергетика

ЗАСЛАВЕЦ Б.И., ИГУМЕНЦЕВ В.А., МАЛАФЕЕВ А.В., БУЛАНОВА О.В., РОТАНОВА Ю.Н. Представление машин переменного тока в расчётах динамической устойчивости систем электроснабжения промышленных предприятий с собственными электростанциями .....	3
ХУСАИНОВ Ш.Н., НАРАЕВА Р.Р. Исследование влияния величины проводимости изоляции в месте повреждения на точность её определения косвенным методом .....	9
КАЛИНИНА А.С., НЕПОПАЛОВ В.Н., СИДОРОВ А.И. Определение токов утечки при отсутствии контакта человека с грунтом .....	16
КРЫМСКИЙ В.В., СТАРОВЕРОВ А.С. Прямая и обратная задача для молниевых раз- ряда: формулировка задач и методы их решения .....	22

## Содержание

---

АНДРЕЕВ А.Н., САДОВНИКОВ А.Н. Алгоритмы централизованных комплексов релейной защиты и автоматики .....	25
КОРЖОВ А.В., ТОМАШЕВА Е.В. Энергетическая диаграмма силового кабеля для анализа активных потерь, влияющих на состояние изоляции .....	29
<b>Преобразовательная техника</b>	
ХОХЛОВ Ю.И., ГИЗЗАТУЛЛИН Д.В., ОСИПОВ А.Г. Моделирование электромагнитных процессов в компенсированном выпрямителе с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ .....	32
АЛТУНИН Б.Ю., СЛЕПЧЕНКОВ М.Н., КАРНАВСКИЙ И.А. Корректор коэффициента мощности в высоковольтной распределительной электросети на базе многоуровневого каскадного преобразователя с ШИМ на высокой частоте .....	39
<b>Теплоэнергетика</b>	
ТОРОПОВ Е.В., МАКАРОВ Д.Н. Основные особенности гидродинамики и теплообмена в системе циркуляционного подогрева жидкого топлива .....	45
<b>Электромеханика</b>	
ЖИДКОВ А.М., ОСИПОВ О.И. Электропривод барабанных шахтных подъемных машин .....	48
УСЫНИН Ю.С., ГРИГОРЬЕВ М.А., ВИНОГРАДОВ К.М., ГОРОЖАНКИН А.Н. Удельные показатели электропривода с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения .....	52
ЛОХОВ С.П., КРАВЕЦ Д.Н. Регулируемый асинхронный электропривод с дросселями и выключаемыми вентилями в цепи ротора .....	54
ВАЛОВ А.В. Энергетические показатели импульсно-векторного управления асинхронным электроприводом с фазным ротором .....	57

## ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАШИН ПЕРЕМЕННОГО ТОКА В РАСЧЕТАХ ДИНАМИЧЕСКОЙ УСТОЙЧИВОСТИ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРЕДПРИЯТИЙ С СОБСТВЕННЫМИ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЯМИ

*Б.И. Заславец, В.А. Игуменцев, А.В. Малафеев, О.В. Буланова,  
Ю.Н. Ротанова  
г. Магнитогорск, МГТУ*

Сформулирована задача анализа переходных режимов с целью оценки устойчивости в системах электроснабжения промышленных предприятий с собственными электростанциями. Приведены требования к способам представления машин переменного тока в таких расчетах. Рассмотрены способы представления синхронных и асинхронных машин в задаче анализа устойчивости в режимах параллельной и раздельной работы.

**Введение.** Коренные изменения, произошедшие в последнее время в структуре энергетического хозяйства России, ставят в ряд приоритетных задач развитие крупными промышленными предприятиями собственной энергетической базы. Одним из его основных направлений следует считать увеличение генерирующих мощностей собственных электростанций. Такая структура системы электроснабжения в сочетании со значительной долей высоковольтной двигательной нагрузки делает необходимым анализ динамической устойчивости в аварийных и послеаварийных режимах с целью обеспечения надежной работы. Такой анализ осложняется возможностью выхода собственных электростанций на раздельную работу в результате ликвидации аварии. В этих условиях оперативно-диспетчерский персонал должен обеспечить бесперебойное электроснабжение потребителей, что невозможно без обеспечения запаса устойчивости в возможных эксплуатационных режимах. Для оценки динамической устойчивости такого узла необходима разработка соответствующего программного обеспечения, позволяющего определять параметры переходных режимов, имеющих место при параллельной и раздельной работе с энергосистемой. Основными требованиями к такому программному обеспечению являются учет индивидуальных особенностей отдельных турбогенераторов, их систем возбуждения и регулирования скорости, синхронной и асинхронной двигательной нагрузки, динамических характеристик комплексной нагрузки и других особенностей. В связи с этим необходимо разработать алгоритм расчета переходных процессов для системы электроснабжения любой сложности, позволяющий учитывать особенности промышленных элек-

трических станций, сетей и нагрузки в разных эксплуатационных режимах.

Такая работа проделана на кафедре ЭПП МГТУ, за основу взят алгоритм расчета переходных процессов методом последовательных интервалов [1] в сочетании с расчетом промежуточного установившегося режима на каждом шаге интегрирования по методу последовательного эквивалентирования.

### Представление генераторов в расчетных схемах

Традиционно при исследовании переходных режимов, сопровождающихся значительными изменениями параметров, генераторы вводятся в расчетную схему переходными э.д.с. за переходными сопротивлениями или сверхпереходными э.д.с. за сверхпереходными сопротивлениями и углом нагрузки. Однако при протекании длительного электрохимического процесса эти параметры претерпевают значительные изменения, что приводит к необходимости их коррекции в соответствии с техническими характеристиками, данными наладки, а также особенностями исследуемого режима в данной сети.

Так, при исследовании режимов необходимо учитывать:

1. Тип возбудителя генератора, который определяет скорость изменения вынужденной э.д.с.  $E_{qe}$  и величину постоянной времени  $T_e$  (для электромашиного возбудителя принимается равной 0,3 с, а для тиристорного равной 0,01–0,02 с).

2. Закон регулирования тока возбуждения синхронного генератора, который определяет характер изменения  $E_{qe}$  в зависимости от параметров режима. При отсутствии автоматического регулирования возбуждения и форсировки возбуж-

дения ЭДС  $E_{qe}$  считаем неизменной, при работе форсировки с заданной кратностью  $k_\phi$  имеем при росте тока возбуждения:

$$E_{qe(n)} = k_\phi E_{qe(0)} - (k_\phi E_{qe(0)} - E_{qe(m)}) e^{-\frac{(n-m)\Delta t}{T_e}}$$

Здесь  $m$  – интервал, на котором включается (отключается) форсировка;  $T_e$  – постоянная времени возбудителя, с. Работа АРВ учитывается сходным образом.

3. Технические характеристики регуляторов скорости генератора, которые определяются постоянной времени сервомотора  $T_s$  и величиной коэффициента статизма активной мощности по частоте.

При расчете методом последовательных интервалов изменение мощности, обусловленное действием регулятора, может быть определено:

$$\Delta P_{p(n)} = \frac{P_H \Delta \delta_{(n)}}{\sigma T_s 360 f_0} \left[ 1 + \frac{\Delta \delta_{(n)}}{\Delta t \omega_0} \right] - \frac{\Delta t}{T_s} P_{p(n-1)} \frac{1 + \frac{\Delta \delta_{(n)}}{\Delta t \omega_0}}{1 + \frac{\Delta \delta_{(n-1)}}{\Delta t \omega_0}}$$

где  $n$  – номер интервала,  $P_H$  – номинальная мощность турбины,  $\Delta \delta_{(n)}$  – изменение угла ротора на данном интервале,  $\sigma$  – коэффициент неравномерности,  $T_s$  – постоянная времени сервомотора,  $f_0$  – частота сети,  $\Delta t$  – временной интервал.

4. Степень нечувствительности регулятора скорости, которая определяет быстроту и точность действия системы регулирования скорости турбины.

5. Действие паровых объемов на механический момент на валу турбины при значительных сбросах нагрузки [2]. Для его учета предлагается воспользоваться уравнением, которое для турбины без промежуточного перегрева пара выглядит следующим образом:

$$\frac{dp}{dt} = \frac{\mu}{T_\mu} - \frac{\rho}{T_p}$$

где  $T_p$  – постоянная времени парового объема;

$T_\mu$  – постоянная времени регулятора скорости;

$\rho = \frac{\Delta p}{p_0}$  – относительное изменение давления в паровом объеме;  $\mu = \frac{\Delta z}{z_{\max}}$  – относительное перемещение регулирующего клапана.

Решая это уравнение в конечных приращениях и считая, что приращение мощности за счет регулятора  $P_{per(n)}$  линейно зависит от перемещения регулирующего клапана, получим:

$$\Delta P_{p(n)} = \frac{P_{per(n)}}{T_\mu P_{T0}} - \frac{P_{(n-1)}}{T_p} \Delta t,$$

$$P_{p(n)} = P_{p(n-1)} + \Delta P_{p(n)},$$

где  $P_{T0}$  – мощность, развиваемая турбиной в начальный момент времени.

Общая избыточная мощность в переходном процессе несколько увеличится, что приведет к увеличению угла и активной мощности, и определится как:

$$\Delta P_{(n)} = \Delta P_{(n-1)} + P_{p(n)}.$$

6. Характер электромагнитных моментов на валу генератора, претерпевающих значительные изменения в зависимости от условий протекания переходного процесса, в особенности асинхронного хода, который наблюдается в наиболее тяжелых режимах.

К данным электромагнитным моментам относятся моменты, причиной которых являются следующие активные мощности:

- синхронная мощность, которая при асинхронном ходе носит знакопеременный характер и ее среднее значение близко к нулю, в силу чего данная мощность не создает значительного тормозного момента на валу;

- знакопеременная мощность, протекающая в первые моменты нарушения режима;

- активная мощность, обусловленная потерями в статоре и создающая тормозной момент;

- активная мощность, обусловленная потерями в роторе, так же создающая тормозной момент;

- асинхронная мощность, величина которой зависит от условий протекания режима и может изменяться в широких пределах.

Следует отметить, что в асинхронных режимах очень часто величина асинхронной мощности является определяющей. Именно эта мощность создает тормозной момент, способствующий втягиванию генераторов в синхронизм.

При параллельной работе собственной электростанции с энергосистемой генераторы, выпавая из синхронизма, начинают вырабатывать асинхронную мощность, обусловленную проворотами относительно вектора напряжения системы, поскольку поток от нее в основном определяет величину напряжения на шинах генераторов. Таким образом, асинхронная мощность определяется скольжением ротора относительно электромагнитного поля статора, вращающегося со скоростью, соответствующей частоте в энергосистеме.

В момент выхода на отдельную работу собственной электростанции асинхронные мощности генераторов будут определяться частотой энергосистемы, к которой она была подключена, поскольку в результате аварии связь нарушена. Генераторы же в выделившемся узле, в общем случае, имеют соизмеримые мощности и, следовательно, в равной мере определяют потокораспределение в автономно работающем участке сети. Если выход на отдельную работу произошел в результате ликвидации короткого замыкания, то за время существования короткого замыкания роторы генераторов получили некоторое ускорение и

на раздельную работу, в общем случае, вышли с разными скоростями. Следовательно, каждый генератор относительно других будет вырабатывать некоторую асинхронную мощность, знак которой определяется соотношением скоростей рассматриваемой пары генераторов, а величина в большей степени зависит от потока мощности, текущего от генератора, относительно которого определяется скольжение. Это потокораспределение и соответствующее ему напряжение на шинах исследуемого генератора может быть определено с использованием метода наложения при проведении последовательных расчетов, в которых поочередно находится во включенном состоянии каждый из генераторов. Результатом вычислений является ряд асинхронных мощностей, которые в совокупности на валу генераторов создают тормозной или ускоряющий момент, способствующий втягиванию генераторов в синхронизм друг относительно друга при новой частоте узла, величина которой определяется избытком или недостатком активной мощности. Следует отметить, что исход переходного процесса во многом определяется положением точки короткого замыкания относительно генераторов узла.

Учет приведенных особенностей расчета позволяет наиболее корректно определять параметры переходных режимов, имеющих место при коротких замыканиях с последующим их отключением при параллельной с энергосистемой работе или отделении от нее, а также оценивать динамическую устойчивость генераторов собственных электростанций промышленных предприятий.

#### Особенности представления синхронной нагрузки

Одной из особенностей промышленных электрических сетей является значительная доля синхронной нагрузки, причем мощности одиночных электроприемников могут быть соизмеримы с мощностями генераторов собственных электростанций. Следовательно, в ряде случаев возникает необходимость представления в расчетной схеме таких двигателей не в составе комплексной нагрузки, а индивидуальными электроприемниками с учетом их технических особенностей.

В общем случае, к таким особенностям могут быть отнесены:

- тип возбудителя;
- закон регулирования возбуждения или его отсутствие;
- характер момента сопротивления на валу двигателя;
- особенности режима работы приводного механизма в соответствии с технологическим процессом.

Так, особенностью расчета режима раздельной работы является то, что синхронные двигатели задаются не переходными э.д.с. за переходными сопротивлениями, а потоками активной и реактив-

ной мощности, полученными из следующих формул:

$$P = \frac{E' \cdot U}{x_d} \cdot \sin \delta'' ,$$
$$Q = \left( \frac{E' \cdot U}{x_d} \cdot \cos \delta'' \right) - \frac{U^2}{x_d} ,$$

где  $\delta''$  – угол между переходной э.д.с. и напряжением.

Индивидуальное представление синхронных двигателей позволяет значительно более корректно оценить динамическую устойчивость в узлах с собственными электростанциями за счет учета взаимного влияния генераторов и двигателей, так как последние зачастую оказывают решающее влияние на устойчивость генераторов, что обусловлено во многом использованием тиристорных возбудителей. Кроме того, ток короткого замыкания в узлах с синхронными двигателями содержит значительную составляющую, обусловленную подпиткой от них. Представление двигателей отдельными машинами в этом случае позволяет точно учесть затухание тока подпитки к моменту отключения короткого замыкания в соответствии с техническими особенностями двигателей и механизмов и их электрической удаленностью от точки короткого замыкания. При выходе на раздельную работу после короткого замыкания восстановление синхронной работы также во многом зависит от крупных синхронных двигателей, которые в таком режиме потребляют асинхронную мощность, выдаваемую каждым из генераторов отделившегося узла в связи с тем, что во время существования короткого замыкания происходит увеличение скорости генераторов и торможение двигателей.

#### Особенности представления асинхронной нагрузки

Несмотря на меньшие в сравнении с синхронными двигателями одиночные мощности, асинхронные двигатели высокого напряжения являются одним из наиболее распространенных видов электроприемников и их суммарная мощность велика. При анализе режимов короткого замыкания также более корректным следует считать представление асинхронных двигателей самостоятельными электроприемниками при учете индивидуальных особенностей приводного механизма, а именно характера статического момента и технологических особенностей.

Уравнение движения в данном случае решается следующим образом.

Первоначально определяется статический момент на валу (о.е.):

$$M_{ст} = M_{нач} + (1 - M_{нач}) \cdot (k_f (1 - s_{(n-1)}))^p ,$$

где  $k_f = \frac{f}{f_{ном}}$ .

Полученный момент корректируется по величине скорости на интервале, после чего определяется мощность на валу:

$$P_{\text{мех}(n)} = M_{\text{ст}} \cdot P_{\text{мех}0} \cdot \frac{n_{(n-1)}}{n_0}$$

$$\Delta P_{(n)} = P_{(n)} - P_{\text{мех}(n)}$$

Приращение скольжения на интервале определяется:

$$\Delta s_{(n)} = \Delta P_{(n)} \cdot \frac{\Delta t}{T_j} \quad \text{и} \quad s_{(n)} = s_{(n-1)} + \Delta s_n$$

Это позволяет выявить поведение двигателей в зависимости от места возникновения короткого замыкания, поскольку от этого сильно зависит величина подпитки точки короткого замыкания от каждого из двигателей и условия опрокидывания двигателей. Учет подпитки точки короткого замыкания, в свою очередь, позволяет более точно выявить условия нарушения устойчивости.

Анализ процесса самозапуска двигателей также требует индивидуального рассмотрения каждой из машин.

Рассмотрим, каким образом, влияют способы представления машин переменного тока на ход и результаты расчета переходных режимов систем электроснабжения.

### Характеристика объекта исследования

Роль крупной сетевой организации, отвечающей за электроснабжение Магнитогорского промышленного узла (МПУ), выполняет ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат». Суммарная мощность всех потребителей составляет 860 МВт, из которых собственными электростанциями покрывается: ТЭЦ–330 МВт, ЦЭС–205 МВт, паровоздуховодной электростанцией (ПВЭС-1,2)–100 МВт, паросиловым цехом (ПСЦ)–15 МВт. Самой крупной электростанцией МПУ является ТЭЦ, главная электрическая схема

которой является комбинированной и содержит неблочную (ТГ–2,3) и блочную части (ТГ–1,4,5,6), а также соизмеримый с ТЭЦ узел ЦЭС-ПВЭС, особенностью которого является выдача электроэнергии на различных уровнях напряжения от 3 до 10 кВ с большим разбросом номинальных мощностей от 4 до 40 МВт.

Собственные нужды станции питаются от семи трансформаторов напряжением 10/3 кВ и содержат в своем составе ряд асинхронных двигателей топливоподачи, газовоздушного тракта, обслуживания электрофильтров, перекачки конденсата, деаэрации, подогрева питательной воды.

Рассмотрим переходные режимы при коротких замыканиях в схеме ТЭЦ [3].

### Влияние учета отдельных факторов на характер переходных режимов

При рассмотрении вопросов динамической устойчивости генераторов и двигательной нагрузки одними из наиболее важных факторов являются следующие.

1. Закон регулирования. Расчет при отключенном и введенном АРВ пропорционального действия представлен на рис. 1, 2, из которых видно, что угол отклонения при наличии АРВ составляет  $126^\circ$  и носит затухающий характер, а при его отсутствии соответственно  $143^\circ$  и наблюдается медленное раскачивание. На промышленных электростанциях иногда практикуется с целью увеличения активной мощности снижение выдачи реактивной при выведенном АРВ, что отрицательно сказывается на динамической устойчивости.

2. Влияние асинхронной мощности на предельное время отключения короткого замыкания. В одном и том же режиме наблюдается увеличение предельного времени отключения с 0,3 с до 0,6 с, что является положительным аспектом для проектов реконструкции устройств релейной защиты и автоматики и позволяет снизить капи-

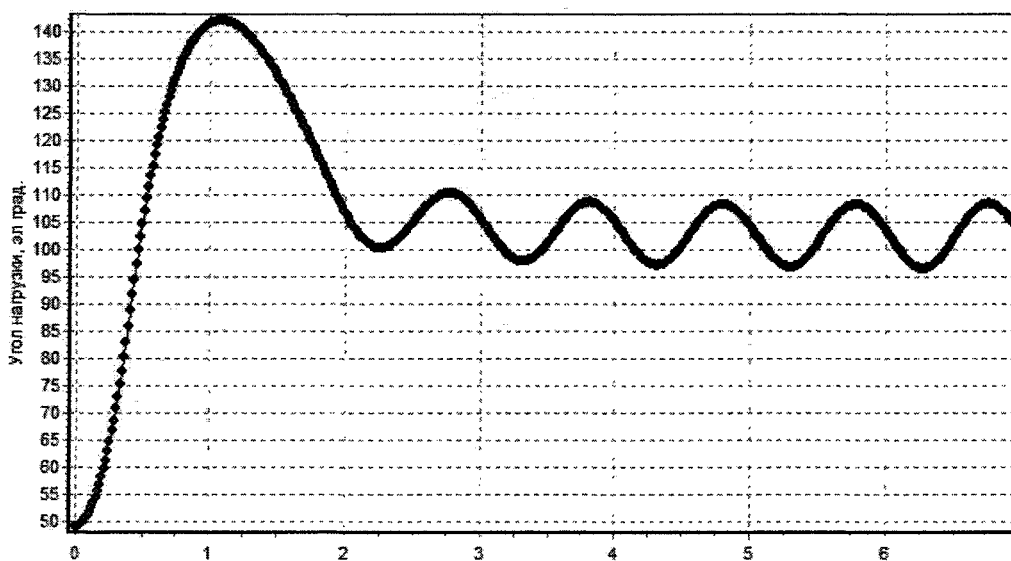


Рис. 1. Изменение угла ротора на валу генератора при отсутствии АРВ при времени отключения короткого замыкания 0,4 с на шинах 110 кВ ТЭЦ на примере ТГ-6

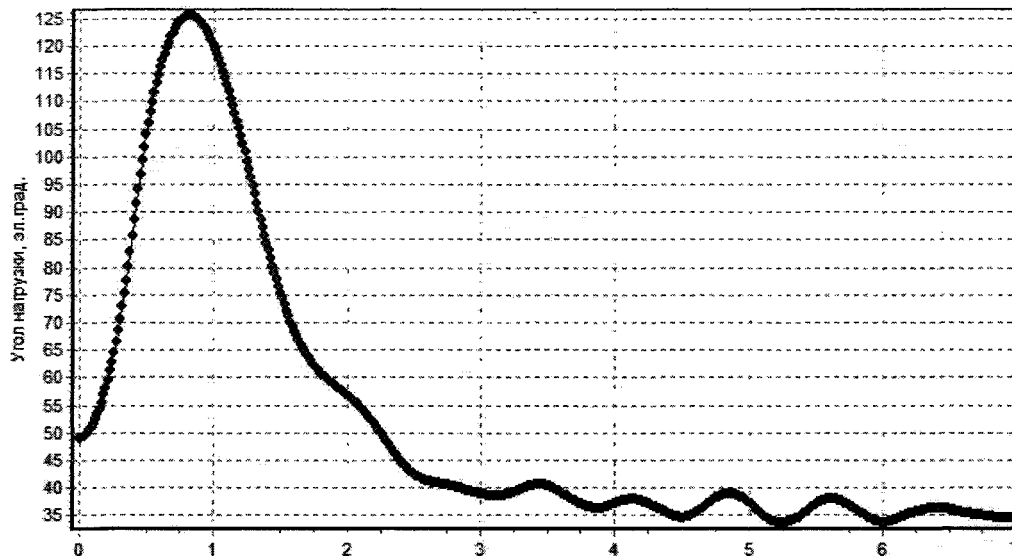


Рис. 2. Изменение угла ротора генератора с АРВ пропорционального действия при времени отключения короткого замыкания 0,4 с на шинах 110 кВ ТЭЦ на примере ТГ-6

тальные затраты и его себестоимость в целом.

3. Учет влияния паровых объемов между регулирующим клапаном и первым рядом лопаток турбины на переходный процесс при коротких замыканиях.

Пример расчета показан на рис. 3, 4. Из зависимостей изменения собственных углов во времени видно, что учет паровых объемов дает увеличение общей избыточной мощности, приводит к увеличению скорости ротора и в целом дает худшие показатели динамической устойчивости, не повлияв при этом на предельное время отключения короткого замыкания (ТГ-4 ПВЭС – 138° без учета паровых объемов (рис. 3) и 140° с учетом паровых объемов (рис. 4)).

При расчете токов короткого замыкания важ-

но учитывать подпитку не только синхронными, но и асинхронными двигателями. Рассмотрим влияние этого параметра на примере трехфазного короткого замыкания на секции собственных нужд ТЭЦ 3 кВ при времени отключения 0,5 с. Величина периодической составляющей в начальный момент времени составляет  $I_{кз} = 14,12$  кА. В случае пренебрежения подпиткой  $I_{кз} = 7,5$  кА, что может привести к ошибочному выбору электрооборудования и выходу его из строя. При этом остаточные напряжения будут ниже, что связано с учетом динамических характеристик комплексной нагрузки [4], которые позволяют описать поведение системы электроснабжения промышленного предприятия более реальной картиной происходящего

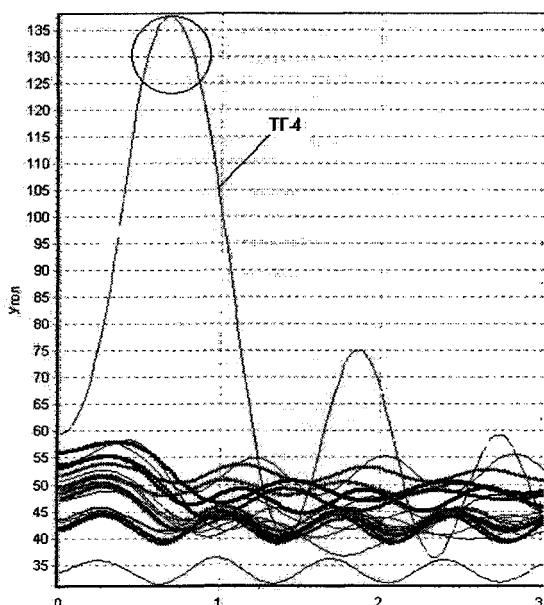


Рис. 3. Собственные углы генераторов МПУ без учета паровых объемов

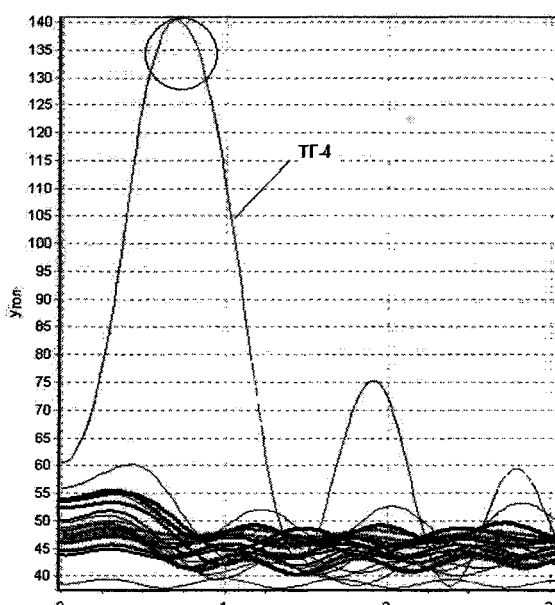


Рис. 4. Собственные углы генераторов МПУ с учетом паровых объемов

процесса и сделать более корректную оценку. Влияние на устойчивость двигательной нагрузки выражается в увеличении расчетного времени самозапуска при учете подпитки.

**Вывод.** Разработанное программное обеспечение позволяет учесть особенности систем электроснабжения промышленного предприятия с собственными электростанциями и адекватно оценить устойчивость ее работы в аварийных и послеаварийных режимах с учетом вероятного выхода на раздельную работу.

Предложенные способы представления генераторов, синхронной и асинхронной двигательной нагрузки могут быть использованы в расчетах переходных режимов электрических сетей промышленных предприятий любой сложности, с любым количеством источников электроэнергии независимо от отрасли промышленности.

### Литература

1. *Игуменцев, В.А. Расчет установившегося режима системы электроснабжения промышленного предприятия методом последовательного эквивалентирования / В.А. Игуменцев, И.А. Сала-*

*матов, Ю.П. Коваленко // Электричество. – 1986. – № 8. – С. 7–12.*

2. *Кириллов, И.И. Регулирование паровых и газовых турбин / И.И. Кириллов. – М.–Л.: Госэнергоиздат, 1952. – 428 с.*

3. *Свидетельство об официальной регистрации программы для ЭВМ № 2007611306. Программа «Расчет и оптимизация установившихся и переходных эксплуатационных режимов параллельной и раздельной работы с энергосистемой и режимов замыкания на землю с оценкой влияния на электрооборудование в системах электроснабжения промышленных предприятий» / В.А. Игуменцев, В.В. Зиновьев, А.В. Малафеев, О.В. Буланова // Оф. бюл. «Программы для ЭВМ, базы данных, ТИМС» – М.: ФИПС, 2007. – № 2.*

4. *Ротанова, Ю.Н. Исследование динамической устойчивости систем электроснабжения промышленных предприятий на примере ОАО «ММК» при трехфазных коротких замыканиях с учетом динамических характеристик нагрузки / Ю.Н. Ротанова // Сб. докл. Междунар. науч.-техн. конф. «Энергетика и энергоэффективные технологии» / ЛГТУ. – Липецк, 2007. – С. 44–50.*

**Заславец Борис Иванович** в 1966 г. окончил Свердловский горный институт, в 1973 г. защитил диссертацию на тему: «Исследование надежности и оптимизация электроснабжения глубоких железорудных карьеров». Заслуженный работник высшей школы Российской Федерации, заведующий кафедрой электроснабжения промышленных предприятий МГТУ, профессор.

**Игуменцев Валентин Алексеевич** окончил Уральский политехнический институт им. С.М. Кирова, в 1976 г. защитил диссертацию на тему: «Расчет и анализ оптимальных режимов электроснабжения крупных промышленных предприятий». Доцент кафедры электроснабжения промышленных предприятий.

**Малафеев Алексей Вячеславович** в 1995 г. окончил Магнитогорскую государственную горно-металлургическую академию, в 2004 г. защитил диссертацию на тему: «Оптимизация эксплуатационных режимов систем электроснабжения промышленных предприятий с собственными источниками электроэнергии». Доцент кафедры электроснабжения промышленных предприятий МГТУ.

**Буланова Ольга Викторовна** в 2002 г. окончила Магнитогорский государственный технический университет, в 2007 г. защитила диссертацию на тему: «Управление режимами промышленных электростанций при выходе на раздельную работу». Старший преподаватель кафедры электроснабжения промышленных предприятий МГТУ.

**Ротанова Юлия Николаевна** в 2004 г. окончила Магнитогорский государственный технический университет, аспирант заочной формы обучения, старший преподаватель кафедры электроснабжения промышленных предприятий.



# ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ВЕЛИЧИНЫ ПРОВОДИМОСТИ ИЗОЛЯЦИИ В МЕСТЕ ПОВРЕЖДЕНИЯ НА ТОЧНОСТЬ ЕЁ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КОСВЕННЫМ МЕТОДОМ

Ш.Н. Хусаинов, Р.Р. Нараева  
г. Челябинск, ЮУрГУ

В данной работе исследуется влияние величины проводимости изоляции в месте повреждения на точность ее определения и на возможность определения поврежденного участка линии в зависимости от величины проводимости в месте повреждения расчетным методом по результатам измерения режимных параметров.

В работе [1] исследовались возможности определения проводимостей изоляции участков линии с отпайкой в зависимости от выбранных схем замещения и методов расчета. По анализу погрешностей результатов расчета параметров изоляции линии с отпайкой для двух вариантов схем замещения П-образной и Т-образной, полученных при расчете по методу узловых потенциалов (МУП) и методу контурных токов (МКТ) в работе [1] была выбрана П-образная схема замещения линии с отпайкой. Кроме того, в работе [1] были проанализированы результаты расчетов для случая ухудшения изоляции в фазе А на первом (головном) участке сети при заданном коэффициенте распределения проводимости  $m$  для всех трех фаз без повреждения.

В настоящей работе, с учетом результатов исследований, проведенных в [1] расчеты выполняются для П-образной схемы замещения линии с отпайкой по методу узловых потенциалов (МУП).

Как и в работе [1] считается, что заданной является трехфазная цепь с симметричным источником ЭДС и симметричной нагрузкой, поэтому расчеты выполняются для схемы фазы А. Схема замещения фазы участка сети представлена на рисунке.

Расчеты выполняются с использованием данных двух цифровых моделей (ЦМ):

– одна ЦМ рассчитана в работе [1] для линии с отпайкой, имеющей П-образную схему замещения для симметричного режима,

– вторая ЦМ рассчитана в данной работе для случая ухудшения изоляции в фазе А при  $\underline{Y}_{a1} = \underline{Y}_{b1} + 10 \operatorname{Re}(\underline{Y}_{sb})$  по методике, описанной в работе [1],

здесь  $\underline{Y}_{a1}$  – проводимость изоляции в фазе А на первом участке;

$\underline{Y}_{b1}$  – проводимость изоляции в фазе В на первом участке;

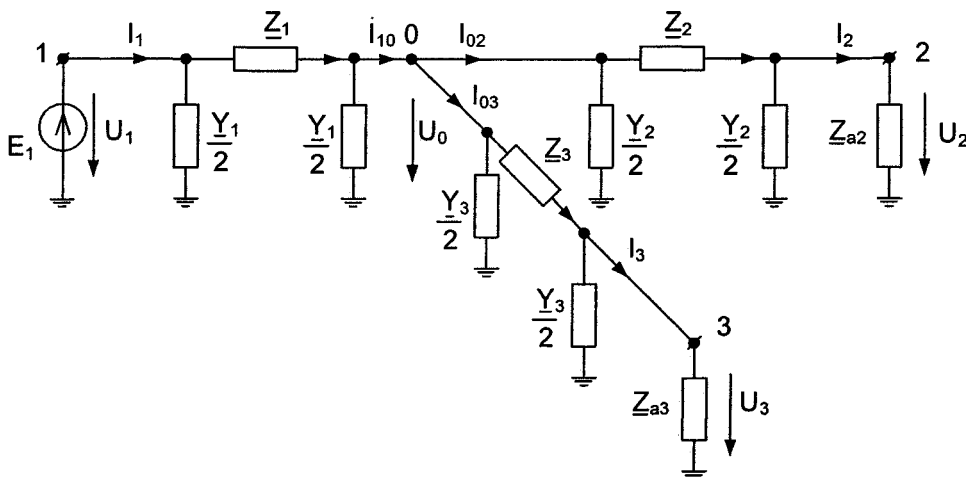
$\underline{Y}_{sb}$  – суммарная проводимость изоляции в фазе В,

где  $\underline{Y}_{sb} = \underline{Y}_{b1} + \underline{Y}_{b2} + \underline{Y}_{b3}$ ;

$\underline{Y}_{b2}$  – проводимость изоляции в фазе В на втором участке;

$\underline{Y}_{b3}$  – проводимость изоляции в фазе В на отпаечном участке.

Действительные значения измеряемых величин, полученные в цифровых моделях, используются при моделировании измерений напряжений и токов приборами класса 0,1 для 100 циклов изме-



П-образная схема замещения фазы участка сети

рений. Расчеты выполняются по методу узловых потенциалов для П-образной схемы замещения (см. рисунок) по трем вариантам уравнений цепи.

Вариант 1

В расчетах принимаем  $\dot{U}_1 = U_1$ ;  
 $\dot{U}_2 = U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)}$ ;  $\dot{U}_3 = U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)}$ ,

где  $\psi = \psi_2 + j\psi_3$ , здесь  $\psi_2$  – начальная фаза напряжения  $\dot{U}_2$  в конце второго участка;  $\psi_3$  – начальная фаза напряжения  $\dot{U}_3$  в конце отпаечной линии.

Так же, как и в работе [2] вводятся обозначения:  $\dot{I}_1 = I_1 \cdot e^{-j\varphi_1}$ ;  $\dot{I}_2 = I_2 \cdot e^{-j\varphi_2}$ ;  $\dot{I}_3 = I_3 \cdot e^{-j\varphi_3}$ .

Данными цифровых моделей являются:

$$\underline{Y}, \underline{Y}_3, m, \psi = \psi_2 + j\psi_3,$$

где  $\underline{Y}$  – проводимость основной линии;  $\underline{Y}_3$  – проводимость отпаечной линии;  $m$  – коэффициент распределения проводимости или доля проводимости первого участка в основной линии.

Расчеты ведем по данным двух цифровых моделей отдельно.

Запишем уравнения по методу узловых потенциалов:

$$\phi_1 = \dot{U}_1;$$

$$\phi_2 = \dot{U}_2;$$

$$\phi_3 = \dot{U}_3;$$

$$\phi_0 \cdot \underline{Y}_{00} - \phi_1 \cdot \underline{Y}_{01} - \phi_2 \cdot \underline{Y}_{02} - \phi_3 \cdot \underline{Y}_{03} = 0,$$

$$\text{где } \underline{Y}_{01} = \frac{1}{\underline{Z}_1}; \quad \underline{Y}_{02} = \frac{1}{\underline{Z}_2}; \quad \underline{Y}_{03} = \frac{1}{\underline{Z}_3};$$

$$\underline{Y}_{00} = \frac{1}{\underline{Z}_1} + \frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{1}{\underline{Z}_3} + \underline{Y}_0; \quad \underline{Y}_0 = \frac{\underline{Y}_1}{2} + \frac{\underline{Y}_2}{2} + \frac{\underline{Y}_3}{2},$$

здесь  $\underline{Z}_1$  – сопротивление первого участка линии;  $\underline{Z}_2$  – сопротивление второго участка линии;  $\underline{Z}_3$  – сопротивление отпаечной линии.

Сделав замены согласно формул  $\frac{1}{\underline{Z}_1} + \frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{1}{\underline{Z}_3} = g$ ;  $\underline{Y} = \underline{Y}_1 + \underline{Y}_2$ , получим.

$$\underline{Y}_{00} = g + \frac{\underline{Y} + \underline{Y}_3}{2}.$$

С учетом приведенных выше обозначений уравнения по методу узловых потенциалов запишутся в виде:

$$\dot{U}_0 \cdot \left(g + \frac{\underline{Y} + \underline{Y}_3}{2}\right) - U_1 \cdot \frac{1}{\underline{Z}_1} - U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_2} - U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_3} = 0;$$

$$\frac{U_1 - \dot{U}_0}{\underline{Z}_1} + U_1 \cdot \frac{m \cdot \underline{Y}}{2} - \dot{I}_1 = 0;$$

$$\frac{U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} - \dot{U}_0}{\underline{Z}_2} + U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} \cdot (1-m) \cdot \frac{\underline{Y}}{2} + \dot{I}_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} = 0;$$

$$\frac{U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} - \dot{U}_0}{\underline{Z}_3} + U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} \cdot \frac{\underline{Y}_3}{2} + \dot{I}_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} = 0.$$

Из второго уравнения выразим напряжение в месте присоединения отпайки

$$\dot{U}_0 = U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1$$

и подставим в остальные уравнения системы. В результате получим:

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(g + \frac{\underline{Y} + \underline{Y}_3}{2}\right) - U_1 \cdot \frac{1}{\underline{Z}_1} - U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_2} - U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_3} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(\frac{-1}{\underline{Z}_2}\right) + \left[ U_2 \cdot \left(\frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y}}{2}\right) + \dot{I}_2 \right] \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(\frac{-1}{\underline{Z}_3}\right) + \left[ U_3 \cdot \left(\frac{1}{\underline{Z}_3} + \frac{\underline{Y}_3}{2}\right) + \dot{I}_3 \right] \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} = 0.$$

и выполним расчет данных уравнений в программе MathCAD.

Вариант 2

К полученным выше уравнениям дадим дополнительные уравнения для токов  $\dot{I}_{10}, \dot{I}_{02}, \dot{I}_{03}$  в месте присоединения отпайки, записанные по законам Кирхгофа и Ома для трех участков линии. В результате получим уравнения:

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(g + \frac{\underline{Y} + \underline{Y}_3}{2}\right) - U_1 \cdot \frac{1}{\underline{Z}_1} - U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_2} - U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_3} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(\frac{-1}{\underline{Z}_2}\right) + \left[ U_2 \cdot \left(\frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y}}{2}\right) + \dot{I}_2 \right] \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left(1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left(\frac{-1}{\underline{Z}_3}\right) + \left[ U_3 \cdot \left(\frac{1}{\underline{Z}_3} + \frac{\underline{Y}_3}{2}\right) + \dot{I}_3 \right] \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} = 0;$$

$$\left[ \dot{I}_1 - \frac{m \cdot \underline{Y}}{2} \cdot \left[ U_1 \cdot \left(2 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2}\right) - \dot{I}_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \right] - \dot{I}_{10} = 0;$$

$$\left[ \dot{I}'_2 + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y}}{2} \cdot \left[ U_2 \cdot \left( 2 + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_2}{2} \right) + \dot{I}'_2 \cdot \underline{Z}_2 \right] \right] -$$

$$-I_{02} = 0;$$

$$\left[ \dot{I}'_3 + \frac{\underline{Y}_3}{2} \cdot \left[ U_3 \cdot \left( 2 + \frac{\underline{Y}_3 \cdot \underline{Z}_3}{2} \right) + \dot{I}'_3 \cdot \underline{Z}_3 \right] \right] - I_{03} = 0.$$

и выполним расчет данных уравнений в программе MathCAD.

### Вариант 3

К полученным выше по 1-му варианту уравнениям введем дополнительные уравнения для напряжения  $\dot{U}_0$  в месте присоединения отпайки, записанные по законам Кирхгофа и Ома для трех участков линии. В результате получим уравнения:

$$\left[ U_1 \cdot \left( 1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2} \right) - \dot{I}'_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left( g + \frac{\underline{Y} + \underline{Y}_3}{2} \right) - U_1 \cdot \frac{1}{\underline{Z}_1} -$$

$$-U_2 \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_2} - U_3 \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} \cdot \frac{1}{\underline{Z}_3} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left( 1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2} \right) - \dot{I}'_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left( \frac{-1}{\underline{Z}_2} \right) +$$

$$+ \left[ U_2 \cdot \left( \frac{1}{\underline{Z}_2} + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y}}{2} \right) + \dot{I}'_2 \right] \cdot e^{j\text{Re}(\psi)} = 0;$$

$$\left[ U_1 \cdot \left( 1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2} \right) - \dot{I}'_1 \cdot \underline{Z}_1 \right] \cdot \left( \frac{-1}{\underline{Z}_3} \right) +$$

$$+ \left[ U_3 \cdot \left( \frac{1}{\underline{Z}_3} + \frac{\underline{Y}_3}{2} \right) + \dot{I}'_3 \right] \cdot e^{j\text{Im}(\psi)} = 0;$$

$$\left| U_1 \cdot \left( 1 + \frac{m \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_1}{2} \right) - \dot{I}'_1 \cdot \underline{Z}_1 \right| - U_0 = 0;$$

$$\left| U_2 \cdot \left( 1 + \frac{(1-m) \cdot \underline{Y} \cdot \underline{Z}_2}{2} \right) + \dot{I}'_2 \cdot \underline{Z}_2 \right| - U_0 = 0;$$

$$\left| U_3 \cdot \left( 1 + \frac{\underline{Y}_3 \cdot \underline{Z}_3}{2} \right) + \dot{I}'_3 \cdot \underline{Z}_3 \right| - U_0 = 0.$$

Все три варианта уравнений с данными двух цифровых моделей (симметричной и с ухудшением изоляции) решаются методом минимизации среднеквадратичной погрешности в программе MathCAD.

Результаты расчета погрешности определения суммарной проводимости изоляции по двум цифровым моделям для трех вариантов уравнений цепи приведены в табл. 1 и 2.

Из табл. 1 видно, что для симметричной цепи 3-й вариант с дополнительными уравнениями по напряжению дает большую погрешность в определении параметров изоляции. Это связано с тем, что напряжение в начале линии  $\dot{U}_1$  и в месте присоединения отпайки  $\dot{U}_0$  мало отличаются друг от друга, так как падение напряжения на первом участке с сопротивлением  $\underline{Z}_1$  незначительно. Дополнительные уравнения по напряжению накладывают в расчеты дополнительную погрешность, в результате чего увеличивается общая погрешность в определении параметров изоляции. Поэтому 3-й вариант расчетов с дополнительными уравнениями по напряжению для симметричной цепи при определении проводимости изоляции и места повреждения в дальнейших расчетах не рассматривается.

Данные погрешности из табл. 2 получились из-за того, что не учтено изменение коэффициента распределения проводимости  $m$ . В случае ухудшения изоляции коэффициент  $m$  не соответствует распределению проводимости по участкам сети. Поэтому необходимо выполнить перерасчет коэффициента распределения проводимости  $m$  по предполагаемым гипотезам повреждения участков сети.

В расчетах используем средние значения проводимостей, полученные при определении параметров по всем трем вариантам уравнений:

– в случае ухудшения изоляции

$$\underline{Y}_{sa} = \frac{G_{s \max} + G_{s \min}}{2} + j \frac{B_{s \max} + B_{s \min}}{2} \quad \text{– средняя суммарная проводимость поврежденной фазы А;}$$

Таблица 1

Погрешности определения суммарной проводимости изоляции (для симметричной ЦМ)

Варианты уравнений	Gs max, %	Gs min, %	Bs max, %	Bs min, %
1	33,293	-47,492	49,587	-45,116
2	13,351	-22,356	10,659	-24,089
3	67,358	-116,513	215,448	-70,421

Таблица 2

Погрешности определения суммарной проводимости изоляции (для ЦМ с ухудшением изоляции)

Варианты уравнений	Gs max, %	Gs min, %	Bs max, %	Bs min, %
1	7,770	4,338	348,277	209,274
2	44,067	28,542	32,795	17,588
3	46,266	6,990	123,921	-68,617

– в симметричном режиме

$$Y_{sb} = \frac{G_{s \max} + G_{s \min}}{2} + j \frac{B_{s \max} + B_{s \min}}{2} \quad \text{– средняя суммарная проводимость фазы В;}$$

средняя суммарная проводимость фазы В;

$$Y = \frac{G_{s \max} + G_{s \min}}{2} + j \frac{B_{s \max} + B_{s \min}}{2} \quad \text{– средняя}$$

проводимость главной линии;

$$Y_3 = \frac{G_{s \max} + G_{s \min}}{2} + j \frac{B_{s \max} + B_{s \min}}{2} \quad \text{– средняя}$$

проводимость отпаечной линии;

$\Delta Y = Y_{sa} - Y_{sb}$  – величина ухудшения суммарной проводимости изоляции.

Гипотеза 1

Предполагается ухудшение изоляции в фазе А на первом (головном) участке (1–0). Тогда для второго участка без повреждения величина проводимости  $Y_2 = (1 - m) \cdot Y$  определяется по заданному коэффициенту распределения проводимости  $m$ .

На первом участке проводимость  $Y_1$  определяем с учетом ухудшения изоляции как  $Y_1 = Y - Y_2$ , где проводимость  $Y$  определяется с учетом ухудшения изоляции как  $Y = Y' + \Delta Y$ , здесь  $Y'$  – среднее значение проводимости главной линии, рассчитанное выше. После этого выполняем перерасчет коэффициента распределения проводимости  $m = \frac{Y_1}{Y}$ .

Далее выполняются расчеты по всем трем вариантам уравнений в программе MathCAD.

Гипотеза 2

Предполагается ухудшение изоляции в фазе А на втором участке (0–2). Тогда для первого участка без повреждения величина проводимости  $Y_1 = m \cdot Y$  определяется по заданному коэффициенту распределения проводимости  $m$ .

На втором участке проводимость  $Y_2$  определяем с учетом ухудшения изоляции как  $Y_2 = Y - Y_1$ , где проводимость  $Y$  определяется с учетом ухудшения изоляции аналогично гипотезе 1 как  $Y = Y' + \Delta Y$ . Аналогично выполняем перерас-

чет коэффициента распределения проводимости

$$m = 1 - \frac{Y_2}{Y}$$

Далее выполняются расчеты по всем трем вариантам уравнений в программе MathCAD.

Гипотеза 3

Предполагается ухудшение изоляции в фазе А на третьем участке (0–3). Тогда для третьего участка величина проводимости  $Y_3 = Y_3' + \Delta Y$ , где  $Y_3'$  – среднее значение проводимости отпаечной линии, рассчитанное выше.

Коэффициент распределения проводимости  $m$  сохранился.

Далее аналогично выполняются расчеты по всем трем вариантам уравнений методом минимизации среднеквадратичной погрешности в программе MathCAD.

Результаты расчета погрешности определения суммарной проводимости изоляции по трем гипотезам для трех вариантов уравнений цепи приведены в табл. 3.

Проанализируем результаты расчетов, представленные в табл. 3.

Вполне допустимые результаты расчетов по 1 варианту уравнений наблюдаются по гипотезе 1. Результаты расчета погрешностей по 2 и 3 гипотезам по некоторым суммарным проводимостям в сотни, тысячи раз превышают показатели по 1 гипотезе.

Результаты расчетов 2 варианта с дополнительными уравнениями по току дают хороший результат также по 1 гипотезе. Погрешности расчетов по 2 и 3 гипотезам превышают в десятки, сотни раз показатели суммарной проводимости по 1 гипотезе.

Результаты расчетов 3 варианта с дополнительными уравнениями по напряжению дают также лучший результат по 1 гипотезе по сравнению с гипотезами 2 и 3. Однако даже по 1 гипотезе наблюдается большая погрешность. Причина такой большой погрешности результатов расчета была отмечена выше, поэтому 3 вариант с дополнительными уравнениями по напряжению для случая ухудшения изоляции, также как и для симметрич-

Таблица 3

Погрешности определения суммарной проводимости изоляции

Варианты	Гипотезы	Gs max, %	Gs min, %	Bs max, %	Bs min, %
1	1	4,684	-2,034	79,292	-30,833
	2	13,904	-1309,841	5023,801	-104,958
	3	7,770	4,338	348,277	209,274
2	1	2,550	-2,994	10,126	-18,781
	2	-95,235	-95,680	-38,845	-43,600
	3	-94,413	-114,012	46,750	-48,379
3	1	7,790	-13,072	128,889	-77,515
	2	107,723	45,980	238,842	146,164
	3	41,527	-235,192	1120,569	-70,380

ного режима, в дальнейших расчетах по определению проводимости изоляции и места повреждения не рассматривается.

Таким образом, анализ данных табл. 3 дает положительный результат по 1 гипотезе, что подтверждает наличие повреждения изоляции на первом участке цепи. Гипотезы 2 и 3 в дальнейших расчетах не рассматриваются.

Анализ полученных значений погрешностей определения суммарной проводимости изоляции, приведенных в табл. 3, показывает, что лучшими являются результаты по 2 варианту с дополнительными уравнениями по току. Это связано со значительным изменением токов в цепи за счет довольно существенных токов утечки на землю. Поэтому дополнительные уравнения по току дают большую точность в расчетах, тем самым, уменьшая величину погрешности определения проводимости изоляции.

На следующем этапе для гипотезы 1 уже для оставшихся двух вариантов уравнений выполняется уточнение параметров изоляции линии с отпайкой и перерасчет правильной гипотезы по не-

скольким приближениям. Расчеты уравнений выполняются в программе MathCAD.

Для 1 варианта уравнений выполнено шесть приближений, результаты приведены в табл. 4.

Результаты, приведенные в табл. 4 показывают, что 4 ÷ 6 приближения практически не отличаются от 3-го приближения. Кроме того, погрешности расчетов меняются по случайному закону, и разница в погрешностях расчета определяется случайной погрешностью измерительных приборов, поэтому в дальнейших расчетах ограничиваемся тремя приближениями. Для проводимости третьего участка (отпаечной линии) получаем значения не совпадающие с действительными. Это связано с тем, что проводимость отпаечной линии на порядок меньше проводимости поврежденного участка.

Для 2 варианта с дополнительными уравнениями по току, с учетом изложенного выше, рассчитано три приближения, результаты приведены в табл. 5.

По данным табл. 5 можно отметить, что погрешности расчетов по определению проводимости изоляции в сравнении с данными табл. 4 уменьша-

Таблица 4

Уточнение погрешности определения проводимости изоляции и величины ухудшения суммарной проводимости по участкам сети по 1 варианту уравнений для гипотезы 1

Приближения	1	2	3
$\Delta Y$	0,00367+0,000158i	0,00360+0,0000236i	0,00359+0,00000555i
G max, %	55,784	59,781	60,366
G min, %	-57,756	-57,172	-57,088
B max, %	420,685	452,927	457,654
B min, %	-427,320	-422,740	-422,080
G3 max, %	1995,481	1975,698	1972,848
G3 min, %	-1966,970	-2111,870	-2133,120
B3 max, %	1078,294	1067,038	1065,417
B3 min, %	-1031,893	-1109,368	1065,417
Gs max, %	4,463	4,4292	4,424
Gs min, %	-5,511	-6,0261	-6,102
Bs max, %	74,551	73,852	73,752
Bs min, %	-63,507	-67,837	-68,468
Приближения	4	5	6
$\Delta Y$	0,00359+0,00000292i	0,00359+0,00000253i	0,00359+0,00000247i
G max, %	60,453	60,466	60,467
G min, %	-57,076	-57,074	-57,074
B max, %	458,351	458,454	458,469
B min, %	-421,983	-421,969	-421,967
G3 max, %	1972,429	1972,368	1972,359
G3 min, %	-2136,253	-2136,715	-2136,783
B3 max, %	1065,179	1065,144	1065,139
B3 min, %	-1122,387	-1122,634	-1122,671
Gs max, %	4,423	4,423	4,423
Gs min, %	-6,113	-6,115	-6,115
Bs max, %	73,737	73,735	73,734
Bs min, %	-68,561	-68,575	-68,577

Таблица 5

Уточнение погрешности определения проводимости изоляции и величины ухудшения суммарной проводимости по участкам сети по 2 варианту уравнений для гипотезы 1

Приближения	1	2	3
$\Delta Y$	0,0036+0,0000171i	0,00356+0,0000188i	0,0036+0,0000395i
G max, %	5,073	5,115	5,113
G min, %	-2,987	-2,945	-2,957
B max, %	81,605	82,194	81,590
B min, %	-59,797	-59,307	-59,893
G3 max, %	113,757	112,696	113,530
G3 min, %	-184,572	-185,949	-185,107
B3 max, %	132,125	131,100	132,040
B3 min, %	-184,012	-185,169	-184,322
Gs max, %	0,872	0,833	0,942
Gs min, %	-3,460	-1,567	-1,253
Bs max, %	10,076	15,801	12,972
Bs min, %	-18,2786	-18,247	-18,497

Таблица 6

Погрешности определения проводимости изоляции и величина ухудшения суммарной проводимости по участкам сети по результатам проверки правильности программы

Варианты	1	2
$\Delta Y$	0,00367+0,000158i	0,00360+0,0000171i
G max, %	55,527	4,575
G min, %	-53,933	-3,467
B max, %	418,072	76,049
B min, %	-398,001	-64,205
G3 max, %	1863,986	124,318
G3 min, %	-1960,548	-170,239
B3 max, %	1003,509	142,020
B3 min, %	-1028,482	-172,274
Gs max, %	4,185	1,024
Gs min, %	-5,565	-1,056
Bs max, %	69,168	8,954
Bs min, %	-64,112	-11,403

ются, особенно для отпаечной линии. Порядок величины погрешности определяется правильно, но сами значения для отпаечной линии не соответствуют действительным по причине, указанной выше. Так как результаты данных табл. 5 практически близки друг другу, то достаточного уточнения по 1-му приближению, и дальнейшее уточнение расчетов не требуются; то же самое можно сказать о результатах расчета приведенных в табл. 4.

Поэтому для гипотезы 1 выполняется проверка правильности программы для двух вариантов уравнений цепи по первому приближению, с перерасчетом коэффициента распределения проводимости  $m$  по данным цифровой модели с ухудшением изоляции

$$m = \frac{Y_{a1}}{Y_{a1} + Y_{a2}},$$

где  $Y_{a1}$  – проводимость на первом участке с ухудшением изоляции,  $Y_{a2}$  – проводимость на втором участке.

Расчеты уравнений выполняются в программе MathCAD. Результаты проверки правильности программы по расчету погрешности определения проводимости изоляции по участкам сети приведены в табл. 6.

Данные табл. 6 близки к результатам первого приближения по данным табл. 4 и 5. Это подтверждает правильность программы по расчету погрешности определения проводимости изоляции по участкам сети и дает возможность определения места повреждения участка линии, в зависимости от величины проводимости изоляции в месте повреждения.

*Литература*

1. Хусаинов, Ш.Н. Анализ методов определения проводимости изоляции для линии с отпайкой / Ш.Н. Хусаинов, Р.Р. Нараева // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2007. – Вып. 8. – № 20(92). – С. 32–37.

2. Хусаинов, Ш.Н. Определение параметров изоляции для линии с отпайкой по результатам измерения режимных параметров / Ш.Н. Хусаинов, А.И. Сидоров, Н.А. Хусаинова // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2001. – Вып. 1. – № 4(04). – С. 55–59.

**Хусаинов Шамиль Нагимович** окончил энергетический факультет Челябинского политехнического института (ныне Южно-Уральский государственный университет) в 1960 году. В 1988 году получил ученую степень доктора технических наук. Защита проходила в Московском энергетическом институте (техническом университете) по теме: «Развитие теории и методов анализа электрических схем с многополосными элементами». Утвержден в звании профессора в 1999 году. В настоящее время работает в Южно-Уральском государственном университете на кафедре «Системы электроснабжения».

**Нараева Рузалия Раисовна** окончила энергетический факультет Челябинского политехнического института (ЧПИ) в 1983 году. В настоящее время работает в Южно-Уральском государственном университете в должности старшего преподавателя кафедры «Электротехника».

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОКОВ УТЕЧКИ ПРИ ОТСУТСТВИИ КОНТАКТА ЧЕЛОВЕКА С ГРУНТОМ

А.С. Калинина, В.Н. Непопалов, А.И. Сидоров  
г. Челябинск, ЮУрГУ

В статье получены аналитические зависимости емкости цилиндрической фигуры относительно земли и заземленной проводящей поверхности. На основании полученных зависимостей показан характер распределения полного тока утечки при емкостной связи цилиндрической поверхности с землей и заземленной металлоконструкцией.

В соответствии с формулами, полученными в [1], вычислим значения тока утечки (рис. 1), протекающего через тело человека, находящегося под трехфазной линией электропередачи на расстоянии  $x$  от проекции средней фазы, при условии гальванической связи человека с землей и в удалении от металлоконструкций.

В производственных условиях подобная ситуация практически невозможна. Персонал, занятый обслуживанием ЭУ СВН, обут в специальную обувь и имеет емкостную связь с землей. Кроме того, изменение величины тока, протекающего через тело человека по сравнению с «идеализированной ситуацией» происходит за счет наличия на территории ОРУ заземленных металлоконструкций, в результате чего появляются емкостные связи человек-металлоконструкция. Вследствие этого, при расчете тока утечки необходимо учитывать емкостную связь человека, как с землей, так и с металлоконструкциями.

Поскольку расчет емкости тела человека относительно земли и относительно заземленной металлоконструкции вызывает определенные трудности, ток, протекающий через тело человека, определяется площадью его поверхности, тело человека заменим цилиндром высотой  $l = 1,8$  м и

радиусом  $r_0 = 0,25$  м, а заземленную металлоконструкцию – однородной проводящей поверхностью.

Определим емкость боковой поверхности указанного цилиндра, относительно плоскости земли. Фигура расположена на расстоянии  $d$  от земли (рис. 2).

Для расчета емкости сложных систем широко используется приближенный метод, предложенный Хоу [2].

Введем отображение цилиндрической поверхности в плоскости земли. При вычислении потенциала примем, что заряды отображенной поверхности распределены с одинаковой линейной плотностью на её оси.

Потенциал в точке  $u$  на оси фигуры  $l$  от заряда

$\frac{q}{l} d\xi$  равен:

$$dU_{y1} = \frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 lr} \quad (1)$$

Потенциал в той же точке  $u$  от заряда на элементе  $d\xi$  зеркального отображения равен:

$$dU_{y2} = -\frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 lr_1} \quad (2)$$

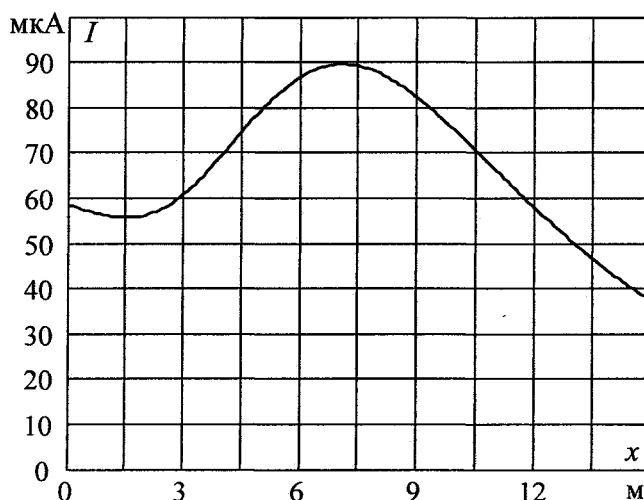


Рис. 1. Зависимость тока утечки на землю через тело человека, находящегося под трехфазной линией электропередачи



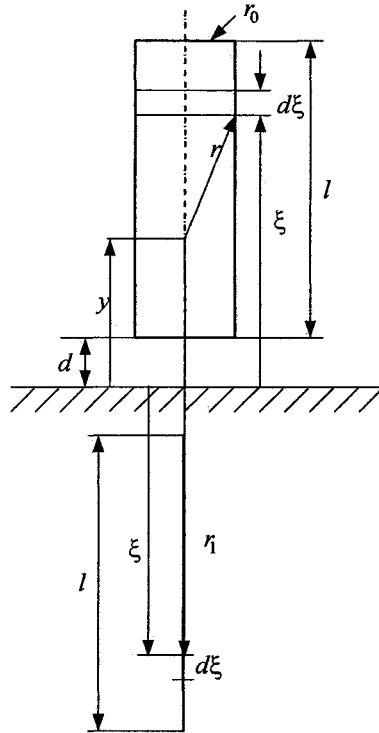


Рис. 2. Расчетная схема для вычисления емкости цилиндрической фигуры относительно земли

Полный элементарный потенциал в рассматриваемой точке равен:

$$dU_y = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r_1} \right). \quad (3)$$

Отсюда получаем

$$U_y = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r_1} \right) d\xi. \quad (4)$$

Расстояния  $r$  и  $r_1$  соответственно равны  $r = \sqrt{r_0^2 + (y - \xi)^2}$ ;  $r_1 = y + \xi$ .

Обозначим:

$$J_1 = \int_d^{d+l} \frac{d\xi}{\sqrt{r_0^2 + (y - \xi)^2}}; \quad J_2 = \int_d^{d+l} \frac{d\xi}{y + \xi}.$$

В интеграле  $J_1$  делаем замену переменной:  $z = y - \xi$ , следовательно  $dz = -d\xi$ , при  $\xi = d$ ,  $z = y - d$ ;  $\xi = d + l$ ,  $z = y - d - l$ .

Находим

$$J_1 = \int_{y-d}^{y-d-l} \frac{-dz}{\sqrt{r_0^2 + z^2}} = \text{Arsh} \left( \frac{z}{r_0} \right) \Big|_{y-d-l}^{y-d} = \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y-d-l}{r_0} \right). \quad (5)$$

В интеграле  $J_2$  делаем замену переменной  $z = y + \xi$ , следовательно  $dz = d\xi$ , при  $\xi = d$ ,  $z = y + d$ ;  $\xi = d + l$ ,  $z = y + d + l$ .

Находим

$$J_2 = \int_{y+d}^{y+d+l} \frac{dz}{z} = \ln \frac{y+d+l}{y+d}. \quad (6)$$

Подставляя (5), (6) в формулу (4) получаем потенциал

$$U_y = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \left( \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y-d-l}{r_0} \right) - \ln \frac{y+d+l}{y+d} \right). \quad (7)$$

Среднее значение потенциала определяется по формуле:

$$U_{\text{ср}} = \frac{1}{l} \int_d^{d+l} U_y dy = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \left\{ \int_d^{d+l} \left( \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y-d-l}{r_0} \right) - \ln \frac{y+d+l}{y+d} \right) dy \right\}. \quad (8)$$

Интеграл

$$\int_d^{d+l} \left( \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y-d-l}{r_0} \right) \right) dy, \quad (9)$$

тогда

$$\left\{ \int_d^{d+l} \left( \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y-d-l}{r_0} \right) \right) dy \right\} = 2 \int_d^{d+l} \text{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) dy. \quad (10)$$

Следовательно

$$U_{cp} = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \left\{ 2 \int_d^{l+d} \operatorname{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) dy - \int_d^{l+d} \ln \frac{y+d+l}{y+d} dy \right\}. \quad (11)$$

Интеграл

$$2 \int_d^{l+d} \operatorname{Arsh} \left( \frac{y-d}{r_0} \right) dy = 2 \left[ l \cdot \ln \left( \frac{l + \sqrt{r_0^2 + l^2}}{r_0} \right) - \sqrt{r_0^2 + l^2} + r_0 \right] \quad (12)$$

не зависит от  $d$ .

Интеграл

$$\int_d^{l+d} \ln \frac{y+d+l}{y+d} dy = 2(d+l) \ln \left( \frac{l+d}{l+2d} \right) + 2d \ln \left( \frac{d}{l+2d} \right) + 2(2d+l) \ln(2). \quad (13)$$

Для упрощения обозначим:

$$\alpha_{11} = \frac{\left[ l \cdot \ln \left( \frac{l + \sqrt{r_0^2 + l^2}}{r_0} \right) - \sqrt{r_0^2 + l^2} + r_0 \right]}{l^2}; \quad (14)$$

$$\alpha_{12} = \frac{(d+l) \ln \left( \frac{l+d}{l+2d} \right) + d \ln \left( \frac{d}{l+2d} \right) + (2d+l) \ln(2)}{l^2}, \quad (15)$$

получим

$$U_{cp} = (\alpha_{11} - \alpha_{12}) \frac{q}{2\pi\epsilon_0}. \quad (16)$$

Емкость боковой поверхности цилиндрической фигуры относительно плоскости земли определяется по выражению

$$C(d) = q/U_{cp}, \quad (17)$$

следовательно

$$C = \frac{2\pi\epsilon_0}{\alpha_{11} - \alpha_{12}}. \quad (18)$$

Подставляя в формулу (18) с учетом (14) и (15) длину  $l$  цилиндрической поверхности, равной высоте роста среднего человека  $h = 1,8$  м и радиусом  $r_0 = 0,25$  м, получаем зависимость  $C(d)$  (рис. 3). В данном случае расстояние до земли  $d \neq 0$ .

Чтобы учесть возникающую емкостную связь с металлоконструкцией, определяем емкость боковой поверхности цилиндрической фигуры длиной  $l$ , радиусом  $r_0$ , относительно плоскости земли.

Как и в первом случае, цилиндрическая фигура расположена на расстоянии  $d$  от земли, но на расстоянии  $a$  от оси фигуры расположена заземленная проводящая поверхность (рис. 4). Полагается также, что суммарный заряд  $q$  распределен по длине фигуры  $l$  равномерно.

Введем отображения цилиндрической поверхности. При вычислении потенциала примем, что заряды отображающих поверхностей распределены с одинаковой линейной плотностью на их осях.

Потенциал в точке  $y$  на оси фигуры  $l$  от заряда

$\frac{q}{l} d\xi$  равен:

$$dU_{y11} = \frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 lr}. \quad (19)$$

Потенциалы в той же точке  $y$  от заряда  $\frac{q}{l} d\xi$

зеркальных отображений соответственно равны:

$$dU_{y12} = -\frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 lr_1}; \quad (20)$$

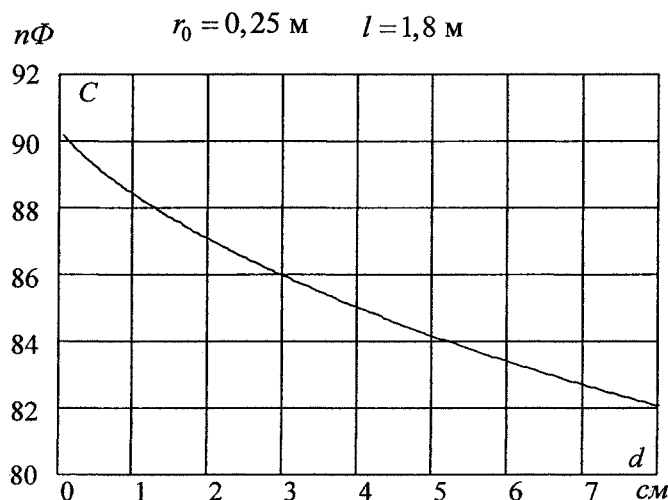


Рис. 3. Зависимость емкости боковой поверхности цилиндра относительно земли от расстояния до земли  $d$

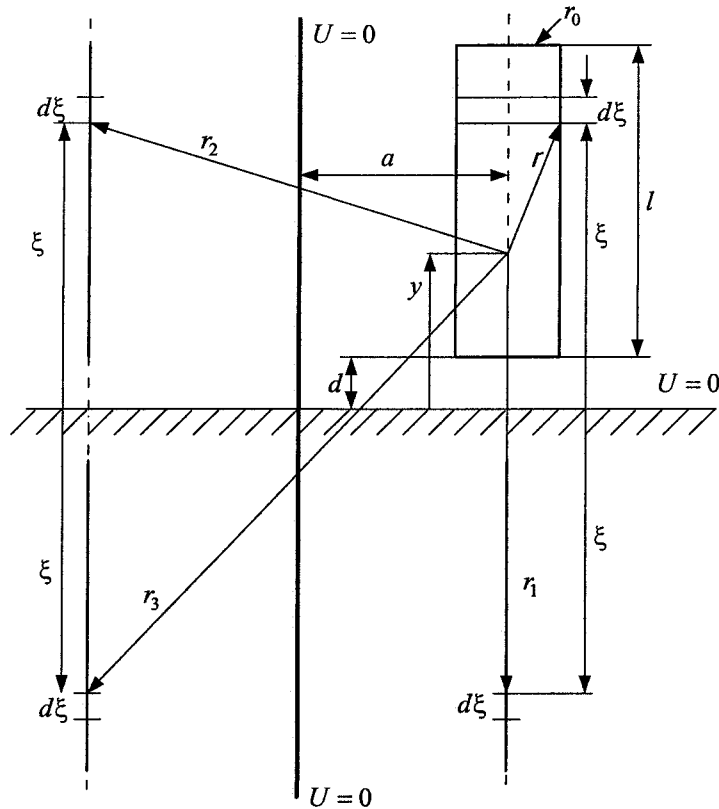


Рис. 4. Расчетная схема для вычисления емкости цилиндрической фигуры относительно земли с учетом заземленной проводящей поверхности

$$dU_{y2} = -\frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 r_2}; \quad (21)$$

$$dU_{y3} = \frac{qd\xi}{4\pi\epsilon_0 r_3}. \quad (22)$$

Расстояния  $r$ ,  $r_1$ ,  $r_2$  и  $r_3$  соответственно равны

$$r = \sqrt{r_0^2 + (y - \xi)^2}; \quad r_1 = y + \xi;$$

$$r_2 = \sqrt{(2a)^2 + (y - \xi)^2}; \quad r_3 = \sqrt{(2a)^2 + (y + \xi)^2}.$$

Полный элементарный потенциал в рассматриваемой точке равен:

$$dU_y = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_3} \right). \quad (23)$$

Отсюда получаем

$$U_y = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_3} \right) d\xi =$$

$$= \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r} - \frac{1}{r_1} \right) d\xi -$$

$$- \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r_2} \right) d\xi + \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l} \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r_3} \right) d\xi =$$

$$= U_{y1} - U_{y2} + U_{y3}, \quad (24)$$

где  $U_{y1}$  – вклад в среднее значение от  $dU_{y11}$  и  $dU_{y12}$ .

Среднее значение потенциала определяется по формуле

$$U_{cp} = \frac{1}{l} \int_d^{d+l} U_y dy = \frac{1}{l} \int_d^{d+l} (U_{y1} - U_{y2} + U_{y3}) dy. \quad (25)$$

Вклад в среднее значение от потенциала  $U_{y1}$  определен по формуле (7):

$$U_{cp1} = \frac{1}{l} \int_d^{d+l} U_{y1} dy = [\alpha_{11} - \alpha_{12}(d)] \frac{q}{2\pi\epsilon_0}. \quad (26)$$

Интеграл

$$J_2 = \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{r_2} \right) d\xi = \int_d^{d+l} \left( \frac{1}{\sqrt{(2a)^2 + (y - \xi)^2}} \right) d\xi, \quad (27)$$

после замены  $2a$  на  $r_0$  приводим к интегралу  $J_1$ , следовательно

$$J_2 = \int_d^{d+l} \frac{d\xi}{\sqrt{(2a)^2 + (y - \xi)^2}} = 2 \operatorname{Arsh} \left( \frac{y - d}{2a} \right). \quad (28)$$

$$U_{cp2} = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \int_d^{d+l} U_{y2} dy =$$

$$= \frac{q}{2\pi\epsilon_0 l^2} \left[ l \cdot \ln \left( \frac{l + \sqrt{(2a)^2 + l^2}}{2a} \right) - \sqrt{(2a)^2 + l^2} + 2a \right]. \quad (29)$$

Для упрощения обозначим

$$\alpha_{13} = 2 \frac{l \cdot \ln \left( \frac{l + \sqrt{(2a)^2 + l^2}}{2a} \right) - \sqrt{(2a)^2 + l^2} + 2a}{l^2}, \quad (30)$$

получим

$$U_{\text{ср2}} = \frac{\alpha_{13}}{2\pi\epsilon_0} q. \quad (31)$$

В интеграле

$$J_3 = \int_d^{d+l} \frac{d\xi}{r_3} = \int_d^{d+l} \frac{d\xi}{\sqrt{(2a)^2 + (y+\xi)^2}} \text{ делаем за-}$$

мену переменной  $z = y + \xi$ . Теперь  $dz = d\xi$ , при  $\xi = d$ ,  $z = y + d$ ;  $\xi = d + l$ ,  $z = y + d + l$ , следовательно

$$J_3 = \int_{y+d}^{y+d+l} \frac{dz}{\sqrt{(2a)^2 + z^2}} = \text{Arsh} \left( \frac{y+d+l}{2a} \right) - \text{Arsh} \left( \frac{y+d}{2a} \right). \quad (32)$$

Среднее значение потенциала

$$U_{\text{ср3}} = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \int_d^{d+l} U_{y3} dy = \frac{q}{2\pi\epsilon_0 l^2} \left\{ (d+l) \text{Arsh} \left( \frac{d+l}{a} \right) - \sqrt{a^2 + (d+l)^2} - (2d+l) \text{Arsh} \left( \frac{2d+l}{2a} \right) + \sqrt{4a^2 + (2d+l)^2} + d \text{Arsh} \left( \frac{d}{a} \right) - \sqrt{a^2 + d^2} \right\}. \quad (33)$$

Учитывая, что расстояние до земли много меньше расстояния до проводящей поверхности  $d \ll a$ , после преобразований получим

$$U_{\text{ср3}} = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \int_d^{d+l} U_{y3} dy = \frac{q}{4\pi\epsilon_0 l^2} \left[ l \cdot \ln \left( 2 \frac{l + \sqrt{a^2 + l^2}}{l + \sqrt{(2a)^2 + l^2}} \right) - \sqrt{a^2 + l^2} + \sqrt{(2a)^2 + l^2} - a \right]. \quad (34)$$

Для упрощения обозначим

$$\alpha_{14} = \frac{2 \left[ l \cdot \ln \left( 2 \frac{l + \sqrt{a^2 + l^2}}{l + \sqrt{(2a)^2 + l^2}} \right) - \sqrt{a^2 + l^2} + \sqrt{(2a)^2 + l^2} - a \right]}{l^2}, \quad (35)$$

найдем

$$U_{\text{ср3}} = \frac{\alpha_{14}}{2\pi\epsilon_0} q. \quad (36)$$

Емкость боковой поверхности цилиндрической фигуры относительно плоскости земли с учетом влияния проводящей поверхности равна

$$C = \frac{2\pi\epsilon_0}{\alpha_{11} - \alpha_{12} - \alpha_{13} + \alpha_{14}}. \quad (37)$$

По формуле (37) с учетом (14), (15), (30) и (35) вычислим зависимости емкости боковой поверхности цилиндрической фигуры  $C(d)$  длины  $l = 1,8$  м, радиусом  $r_0 = 0,25$  м, относительно плоскости земли (рис. 5), задавая расстояния до заземленной проводящей поверхности равными  $a = 1$  м,  $1,5$  м и  $2$  м соответственно.

На рис. 1 максимальное значение тока, протекающего через тело человека, находящегося под трехфазной линией электропередачи, составляет 90 мкА. На примере данной величины тока утечки вычислим составляющие величины тока при наличии емкостной связи цилиндрической

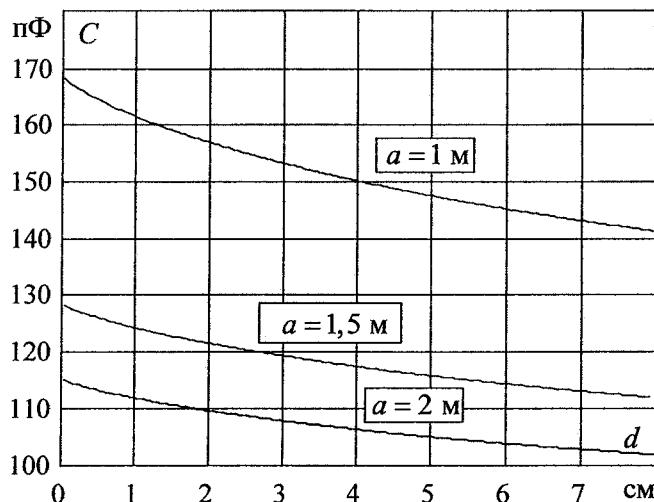


Рис. 5. Зависимости емкости боковой поверхности цилиндра относительно земли от расстояния до земли  $d$  для различных расстояний до проводящей поверхности  $a$

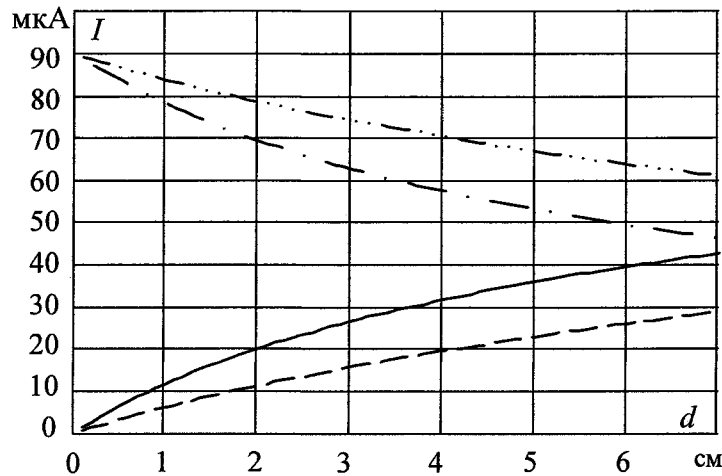


Рис. 6. Величина тока утечки при емкостной связи цилиндрической поверхности относительно земли и заземленной металлоконструкции от расстояния  $d$

- . . . — составляющая тока утечки, протекающего через дно цилиндра с учетом при отсутствии заземленной металлоконструкции;
- . . . — составляющая тока утечки, протекающего через дно цилиндра с учетом заземленной металлоконструкции;
- — — — составляющая тока утечки, протекающего через боковую поверхность цилиндра с учетом заземленной металлоконструкции;
- — — — составляющая тока утечки, протекающего через боковую поверхность цилиндра при отсутствии заземленной металлоконструкции

поверхности с землей и заземленной металлоконструкцией (рис. 6). Принимая, что полное значение емкостного тока утечки остается неизменным [3].

#### Выводы

1. Получены формулы для расчета тока утечки через тело человека при наличии и отсутствии гальванической связи между телом человека и землей.

2. На основании полученных формул проведены расчеты для разных условий контакта с грунтом. Сопоставление полученных данных с результатами экспериментальных исследований показывают хорошую сходимость.

#### Литература

1. Калинина, А.С. Аналитическое исследование плотности тока электрического смещения и распределения напряженности электрического поля под линией электропередач / А.С. Калинина, В.Н. Непопалов, А.И. Сидоров // *Электробезопасность*. — 2005. — № 3-4. — С. 60–67.
2. Нейман, Л.Р. Теоретические основы электротехники / Л.Р. Нейман, К.С. Демирчян, Н.В. Коровкин, В.Л. Чечурин. — СПб.: Питер, 2003. — 462 с.
3. Долин, П.А. Основы техники безопасности в электроустановках / П.А. Долин. — М.: Энергия, 1979. — С. 306–320.

Калинина Алиса Сергеевна – аспирант кафедры «Безопасность жизнедеятельности» Южно-Уральского государственного университета.

Сидоров Александр Иванович – д.т.н., профессор, проректор по учебной работе Южно-Уральского государственного университета.

Непопалов Валерий Николаевич – к.т.н., доцент кафедры «Электроснабжение» Южно-Уральского государственного университета.

# ПРЯМАЯ И ОБРАТНАЯ ЗАДАЧИ ДЛЯ МОЛНИЕВОГО РАЗРЯДА: ФОРМУЛИРОВКА ЗАДАЧ И МЕТОДЫ ИХ РЕШЕНИЯ

В.В. Крымский, А.С. Староверов  
г. Челябинск, ЮУрГУ

Исследование молниевых разрядов в настоящее время актуальная задача. Системы обнаружения и исследования молний используются для определения параметров молнии в конкретном регионе. Статистические данные, полученные в результате, важны для дальнейших исследований и для разработки систем защиты от молний.

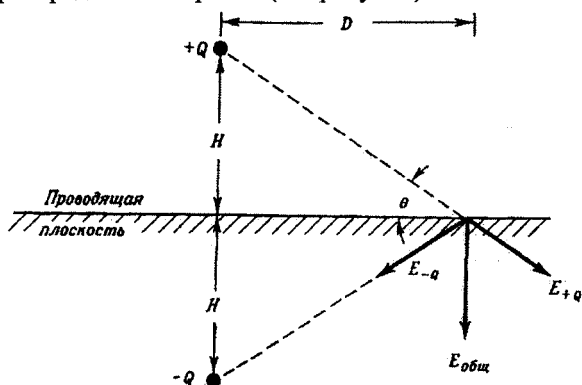
Можно выделить прямую и обратную задачи для молниевых разрядов. Прямая задача применима для анализа величин помех, создаваемых молниевыми разрядами. Обратная задача применима для определения параметров молниевых разрядов, проектирования приборов для обнаружения молний. В статье рассматриваются данные задачи и их известные решения.

## 1. Вычисление электромагнитного поля (прямая задача для молниевых разрядов)

Прямая задача состоит в вычислении параметров электромагнитного поля, используя характеристики молниевых разрядов. Известны данные о разряде – закон распределения тока  $I(t)$ . Нужно посчитать зависимость параметров электромагнитного поля  $E$  и  $H$  в зависимости от расстояния  $R$  до места измерения поля и известного закона изменения тока в молнии. Результат расчета электромагнитного поля позволит оценить помехи, которые возникнут при появлении молниевых разрядов [7].

Решение прямой задачи состоит в построении модели молниевых разрядов и определения значения полей исходя из параметров модели.

В [2] рассматривается следующая модель: земля рассматривается как ровная проводящая поверхность, а центры грозозарядов – как точечные заряды или как сферически симметричные распределения зарядов (см. рисунок).



Модель расчета напряженности заряда – основа для вычисления электрического поля на земле, вызываемого зарядами гроз выше земли

Общее электрическое поле в точке наблюдения получается следующее:

$$E_{\text{общ}} = \frac{2QH}{4\pi\epsilon_0(H^2 + D^2)^{3/2}} \quad (1.1)$$

Если  $D \gg H$ , то выражение (1.1) можно записать в виде:

$$E_{\text{общ}} \approx \frac{2QH}{4\pi\epsilon_0 D^3} = \frac{M}{4\pi\epsilon_0 D^3} \quad (1.2)$$

где  $M = 2QH$  – дипольный электрический момент заряда и его изображения.

В [3] приводятся общие формулы для вычисления значений вертикальной составляющей  $E_z$  электрического поля и азимутальной составляющей магнитного поля  $B_\phi$ , которые получил в [8] R. Thottappillil. Значения получены для случая движущегося вверх возвратного удара для точки наблюдения P при условии идеальной проводимости земли.

$$\begin{aligned} E_z(r, t) = & \frac{1}{2\pi\epsilon_0} \left[ \int_0^{H(t)} \frac{2z^2 - r^2}{R^5(z')} \int_{\frac{z'-R(z')}{v_f} + c}^t I(z', \tau - \frac{R(z')}{c}) d\tau dz' + \right. \\ & + \int_0^{H(t)} \frac{2z^2 - r^2}{cR^4(z')} I(z', \tau - \frac{R(z')}{c}) dz' d\tau \\ & \left. - \int_0^{H(t)} \frac{r^2}{c^2 R^3(z')} \frac{dI(z', t - R(z')/c)}{dt} dz' \right] \\ B_\phi(r, t) = & \frac{\mu_0}{2\pi} \left[ \int_0^{H(t)} \frac{r}{R^3(z')} I(z', t - \frac{R(z')}{c}) dz' + \right. \\ & + \int_0^{H(t)} \frac{r}{cR^2(z')} \frac{dI(z', t - R(z')/c)}{dt} dz' \left. + \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{r}{cR^2(H(t))} I(H(t), \frac{H(t)}{v_f} - \frac{dH(t)}{dt}) \right], \quad (1.4) \end{aligned}$$

где  $v_f$  – скорость разряда,  $H(t)$  – высота возвратного удара, которую видит наблюдатель в точке P

на земле в момент времени  $t$ . Эта высота может быть найдена из следующего выражения:

$$t = \frac{H(t)}{v_f} + \frac{R(H(t))}{c}. \quad (1.5)$$

Для модели возвратного удара необходимо чтобы был задан  $I(z', t)$ . Thottappillil также приводит данные выражения, где вместо  $I$  используется плотность тока  $\rho$ .

В [7] предлагается использовать метод векторного потенциала для расчета полей, порождаемых молниевым разрядом. Так диаметр канала молнии намного меньше, чем длина разряда, то разумным считается применение модели линейного излучателя [1] для анализа зависимости между  $E$ ,  $H$  и током молнии  $I$ . Вектора  $E$  и  $B$  в данном случае могут быть вычислены с использованием уравнений:

$$\vec{E} = \text{grad} \frac{d\vec{A}}{dt}. \quad (1.6)$$

$$\vec{B} = \text{rot} \vec{A}, \quad (1.7)$$

где  $A$  – векторный потенциал:

$$\vec{A}(p, t) = \frac{\mu_0}{4\pi} \int_l \frac{\vec{I}(p', t - R/c)}{R} dl. \quad (1.8)$$

где  $p' \in L, R = |p - p'|$ ,

$\phi$  – скалярный потенциал:

$$\phi(p, t) = \frac{1}{4\pi\epsilon_0} \int_{t_0}^t \frac{\rho(p', t - R/c)}{R} dl. \quad (1.9)$$

Используя преобразование Лоренца, можно получить для значения поля в конкретный момент:

$$\vec{E}(p, t) = c^2 \int_{t_0}^t \text{grad} \text{div} \vec{A}(p, t) dt - \frac{d\vec{A}(p, t)}{dt}. \quad (1.10)$$

где  $t_0 = R_0/c_0$ ,  $R_0$  – наименьшее расстояние между точкой наблюдения и каналом разряда,  $t$  – текущее время. Уравнения (1.6), (1.8), (1.10) могут быть использованы для определения тока вдоль канала разряда, для этого требуется еще модель самого канала.

Рассмотрим 2 модели канала разряда. Модели можно использовать для расчета тока во время движения лидера и во время основного разряда. Первая модель (простая) – электрическая схема, содержащая  $R$ ,  $L$  и  $C$  элементы. В этой схеме происходит разряд емкости на  $R$ ,  $L$  элементы. Емкость образуется заряженным облаком и землей, либо двумя облаками. Величина емкости может быть примерно рассчитана путем измерения формы и размеров облака с помощью метеолокатора. Аналитические выражения для расчета тока этой модели известны из электротехники – они представляют затухающую синусоиду. Вторая модель более сложная и точная – разряд конденсатора на длинную линию. Дискретный аналог длинной линии – бесконечная цепочка ячеек из  $R_i, L_i, C_i, G_i$

элементов.  $R_i, L_i, C_i$  – сопротивление, индуктивность и емкость элементарного участка канала. Аналитические выражения для расчета тока в такой модели также хорошо известны. В большинстве случаев для расчета используется операторный метод. Изображение тока представляет собой затухающую волну. Скорость движения волны определяется параметрами  $R_i, L_i, C_i, G_i$ . Вычисляя оригинал тока  $\vec{I}(t)$  и подставляя его в формулу (1.8) получаем значение потенциала  $\vec{A}$ , а затем и поля  $\vec{E}$  и  $\vec{B}$ , которые возникают при заряде.

Рассмотрим модель установки, необходимой для решения прямой задачи для молниевых разрядов, анализа помех от молниевых разрядов. Предлагаемая установка состоит из радара, использующегося для определения расстояния и вычисления других параметров облаков (размеров, приблизительного заряда), набор приборов для определения величины электромагнитного поля, блока для обработки полученных сигналов и компьютера. Принцип работы установки состоит в следующем. Сначала с помощью радара определяется расстояние до молниевых разрядов. Затем производится расчет закона изменения тока в разряде с помощью: полученного расстояния, величин электромагнитных полей, предложенной модели канала разряда. Когда закон изменения тока получен, можно вычислить помехи (величины электромагнитных полей  $\vec{E}$  и  $\vec{B}$ ) от молниевых разрядов в произвольной точке пространства – решением прямой задачи.

## 2. Вычисление параметров молниевых разрядов (обратная задача для молниевых разрядов)

Обратную задачу можно сформулировать следующим образом: необходимо посчитать параметры молниевых разрядов (ток  $I(t)$ ) или расстояние до заряда  $R$ , если известны данные о величинах полей  $E$  и  $H$ , которые порождаются молниевым разрядом. Разные формы данной задачи описываются в [2, 3, 5–7].

Модель канала разряда (электрическая схема из  $R, L$  и  $C$  элементов), которая приводилась выше, может быть использована для расчета тока во время движения лидера (решения обратной задачи – определения параметров  $R, L$  и  $C$  разряда по форме излучаемого разрядом сигнала). Задача успешно решается методом сплайн-аппроксимации. Ошибка при вычислениях может достигать в данном случае 5–10 %.

Для решения обратной задачи можно рассмотреть уравнение, полученное Thottappillil [8].

Если электрическое поле измеряется вдали от грозы, то по его измерениям, обусловленным исчезновением грозового разряда (при переносе заряда к земле разрядом молнии, например) при заданном  $D$  можно из (1.2) вычислить изменения в дипольном моменте.

К обратной задаче также относится радиолокация грозových очагов. Задача местоопределения грозových разрядов в настоящее время достаточно важная [5, 7]. Наиболее применяемым методом дальнометрии является амплитудный из-за простоты реализации. Однако у данного метода достаточно высокие погрешности (20–35 %). Амплитудный дальномер работает в радиусе до 300 км. В [3] приводится формула расчета расстояния (для простейшего случая – у земли идеальная проводимость, сферически симметричная область, откуда идет разряд заряда  $Q$ , координаты центра области –  $x, y, z$ ), использующая изменение электростатического поля:

$$\Delta E_{ci} = \frac{2Qz}{4\pi\epsilon_0 \left[ (x-x_i)^2 + (y-y_i)^2 + z^2 \right]^{3/2}}. \quad (2.1)$$

Данная формула – общий случай (1.1). Здесь  $\Delta E_{ci}$  – предсказанное моделью (вычисленное) изменение поля на  $i$ -й станции,  $x_i, y_i$  – координаты станции. В формуле (2.1) четыре неизвестных ( $Q, x, y, z$ ), для их определения требуется 4 или больше станции. Функция хи-квадрат для разряда облако-земля следующая:

$$\chi^2 = \sum_{i=1}^N \frac{(\Delta E_{mi} - \Delta E_{ci})^2}{\sigma_i^2}, \quad (2.2)$$

где  $\Delta E_{mi}$  – измеренное изменение поля на  $i$ -й станции на земле,  $\sigma_i^2$  – разница в измерениях на  $i$ -й станции из-за ошибки измерений.

В [5] приводятся достаточно интересные факты, а именно, условия возникновения грозového разряда: существование в облаке зоны с напряженностью  $\geq E_{кр}$  (для начала разряда), которая должна находиться внутри области с напряженностью  $\geq E_0$  (для поддержания разряда). Приводятся значения величин напряженностей необходимых для начала разряда:  $E_{кр} \geq 10^6$  В/м,  $E_0 \geq 10^5$  В/м. Анализ показывает, что для облаков с большими значениями  $E_0$  и малыми  $E_{кр}$  грозовой разряд не возникает до тех пор, пока в облака не будет направлен какой-либо объект (ракета, самолет), с которого начинается разряд при относительно малых значениях  $E_{кр}$ . Эти данные можно использо-

вать при проектировании приборов, направленных на обнаружение предгрозového состояния облаков.

## Заключение

В настоящее время разработаны различные способы решения прямой и обратной задач для молниевых разрядов – но поиск решений не заканчивается, т.к. многие приводимые решения имеют достаточно высокие погрешности и сложную реализацию на практике. Перспективным направлением исследований является дальнейшая работа по решению этих задач с использованием результатов и методов из [1, 7].

## Литература

1. Крымский, В.В. Теория несинусоидальных электромагнитных волн/ В.В. Крымский, В.А. Бухарин, В.И. Залятин. – Челябинск: Издательство ЧГТУ, 1995. – 128 с.
2. Юман, М. Молния/ М. Юман. – М.: Мир, 1972. – 327 с.
3. Rakov V.A., Uman M.A. *Lightning: Physics and Effects*. – Cambridge: Cambridge University Press, 2003. – 687 p.
4. Степаненко, В.Д. Радиотехнические методы исследования гроз/ В.Д. Степаненко, С.М. Гальперин. – Л.: Гидрометеоиздат, 1983. – 204 с.
5. Трусовский П. Анализ методов и средств однопозиционной пассивной радиолокации грозových очагов: материалы междунар. конф., состоявшейся в институте Транспорта и Телекоммуникаций 14 декабря 2004 г. // Институт транспорта и телекоммуникаций [Электронный ресурс]. Режим доступа: [http://www.tsi.lv/Transport&Telecommunication/v61\\_ru/art10.pdf](http://www.tsi.lv/Transport&Telecommunication/v61_ru/art10.pdf).
6. Кононов, И.И. Радиотехнические методы местоопределения грозových очагов/ И.И. Кононов, И.А. Петренко, В.С. Снегуров. – Л.: Гидрометеоиздат, 1986.
7. Krymsky V.V. *Calculation and measurement of disturbances from lightning discharges // International Wrocław symposium of electromagnetic compatibility*. 1990. – P. 654–657.
8. Thottappillil R., V.A. Rakov, and M.A. Uman (1997), *Distribution of charge along the lightning channel: Relation to remote electric and magnetic fields and to return-stroke models*, *J. Geophys. Res.*, 102(D6), 6987–7006.

**Крымский Валерий Владимович**, 1945 года рождения, доктор физико-математических наук, профессор. Окончил ЧПИ (ныне ЮУрГУ) в 1970 году. В 1979 году защитил кандидатскую диссертацию. В 1993 году защитил докторскую диссертацию.

**Староверов Антон Сергеевич**, 1983 года рождения, с октября 2006 года – аспирант кафедры «Электротехника» ЮУрГУ. Окончил кафедру «Прикладная математика» механико-математического факультета ЮУрГУ в 2005 году.



## АЛГОРИТМЫ ЦЕНТРАЛИЗОВАННЫХ КОМПЛЕКСОВ РЕЛЕЙНОЙ ЗАЩИТЫ И АВТОМАТИКИ

*А.Н. Андреев, А.Н. Садовников  
г. Челябинск, ЮУрГУ*

Разработаны алгоритмы для цифрового микропроцессора, выполняющего функцию централизованного комплекса релейной защиты и автоматики (РЗА). Работа алгоритмов реализована на компьютерной модели РЗА двухтрансформаторной подстанции в среде LabVIEW. Исследованы режимы работы централизованного комплекса РЗА.

### Введение

Обзор терминалов микропроцессорной РЗА тупиковых комплектных двухтрансформаторных подстанций 35/10(6) кВ показывает, что все существующие устройства можно разделить на два класса. «Простые и дешевые» с минимумом функций и «сложные и дорогие» содержащие практически все типы алгоритмов РЗА, зачастую излишние для тупиковых подстанций рассматриваемого типа.

В настоящее время много распределительных сетей 6–10, 35 кВ предприятий оснащаются генерирующими устройствами, например ГТУ. При этом меняется режим работы сети на двухстороннее питание и ставится вопрос о реконструкции устройств РЗА. Традиционное решение – замена ранее установленных комплектов на типополнения, предназначенные для сети с двухсторонним питанием. Подобные терминалы относятся к одним из самых дорогих у всех, выпускающих их фирм.

Следовательно, является актуальным создание централизованного микропроцессорного комплекса, состоящего из «простых и дешевых» микропроцессорных защит и микропроцессорного устройства противоаварийного управления, улучшающего характеристики РЗА на подстанции в целом. Использование централизованных комплексов, позволит значительно сэкономить на реконструкции, сохранив все достоинства «дорогих» терминалов.

### Обзор устройств микропроцессорной РЗА типовых двухтрансформаторных подстанций 35/10(6) кВ

Данный обзор ограничен терминалами комплектных микропроцессорных устройств РЗА, предназначенных для защиты электроэнергетических объектов подстанций с напряжением на стороне ВН 35 кВ, устанавливаемых в ячейки КРУ.

За последнее десятилетие на рынке устройств РЗА для электроэнергетики возникла жесткая конкуренция между фирмами-производителями. Это приводит к тому, что функциональные свойства и параметры устройств РЗА различных фирм становятся близкими, максимально отвечающими тре-

бованиям электроэнергетики. Для анализа современных микропроцессорных устройств РЗА выделены изделия девяти зарубежных и отечественных фирм, занимающих лидирующие положение на российском рынке, как по количеству поставляемого оборудования, так и по функциональным возможностям защит: НТЦ Механотроника – серия устройств БМРЗ, АББ Автоматизация – серия SPAC 810, Instytut Tele- I Radiotechniczny – серия MUPASZ 2000s, ALSTOM – серия MiCOM, SIEMENS – серия SIPROTEC, НПФ Радиус – серия Сириус, Schneider Electric – серия Sepam, Multilin – серия F, Энергомашвин – серия УЗА, НПП ЭКРА – серия БЭ2502. Подробнее со сравнительными характеристиками аппаратной части и функциями программного обеспечения устройств РЗА можно ознакомиться в [1].

По результатам сравнения характеристик и функций, устройства РЗА можно разделить на два класса.

«Простые и дешевые» с минимумом функций, реализующих основные алгоритмы защит присоединений и объектов тупиковых подстанций 35/10(6) кВ: токовая отсечка, максимальная токовая с зависимой или независимой выдержкой времени, защита от замыканий на землю и др. Кроме алгоритмов защиты в «простейших» устройствах реализуется ряд дополнительных функций для ускорения действия РЗА и повышения надежности, таких как: логическая защита шин, резервирование отката выключателя, автоматическое повторное включение (АПВ), автоматическое включение резерва (АВР). У некоторых из самых дешевых и простых устройств РЗА присутствуют даже не все дополнительные функции. К данному классу устройств можно причислить следующие терминалы:

- Серия УЗА-10 производства Энергомашвин;
- Серия MiCOM P121 производства ALSTOM;
- Серия Sepam 1000 производства Schneider Electric.

«Сложные и дорогие» устройства РЗА реализуют практически все типы алгоритмов защиты, включая дополнительные функции, излишние для тупиковых подстанций рассматриваемого типа.

Перечислим, для примера лишь некоторые функции РЗиА устройств серии SPAC 810 ООО АББ Автоматизация:

- направленная ступенчатая токовая защита;
- логическая защита шин;
- направленная защита от замыканий на землю;
- защита от фазного небаланса;
- резервирование отказа выключателя;
- защита от перегрузки;
- защита пусковых режимов двигателя;
- минимальная токовая защита;
- защита минимального напряжения;
- защита по напряжению нулевой последовательности;
- защита по напряжению обратной последовательности;
- АПВ;
- АВР.

Ввиду избыточности большинства основных и дополнительных функций дорогих типоразмерных микропроцессорных устройств, РЗиА комплектных тупиковых двухтрансформаторных подстанций 35/10(6) кВ, разрабатываемых для электроснабжения районов нефте-газодобычи, оснащаются более дешевыми терминалами серий Seram 1000, MiCOM P121, УЗА-10.

В последние годы началось широкое внедрение газотурбинных установок (ГТУ), подключаемых к шинам 10(6) кВ рассматриваемых подстан-

ций. Это приводит к тому, что РЗиА изначально предназначенная для работы в сетях с односторонним питанием, по существу должна эксплуатироваться в условиях сетей с двусторонним питанием, что не допускается по действующим нормам правил устройств электроустановок (ПУЭ), правилами технической эксплуатации (ПТЭ) и нормами технического проектирования (НТП). Традиционное решение при оснащении генерирующими устройствами распределительных сетей 10(6) кВ реконструкция (замена) ранее установленных устройств РЗиА на типоразмерные, предназначенные для сетей с двухсторонним питанием. Подобные терминалы у всех фирм-изготовителей относятся к числу самых дорогих.

Использование централизованных комплексов, позволит значительно сэкономить на реконструкции, отказавшись от замены существующих терминалов, сохранив все функциональные достоинства дорогих типоразмерных устройств РЗиА.

### Централизованный комплекс РЗиА

Централизованный комплекс РЗиА состоит из двух параллельно работающих промышленных контроллеров (для обеспечения требуемой надежности) и отдельных микропроцессорных устройств РЗиА присоединений подстанции. Структурная схема централизованного комплекса представлена на рис. 1.

Связь между центральным микропроцессором

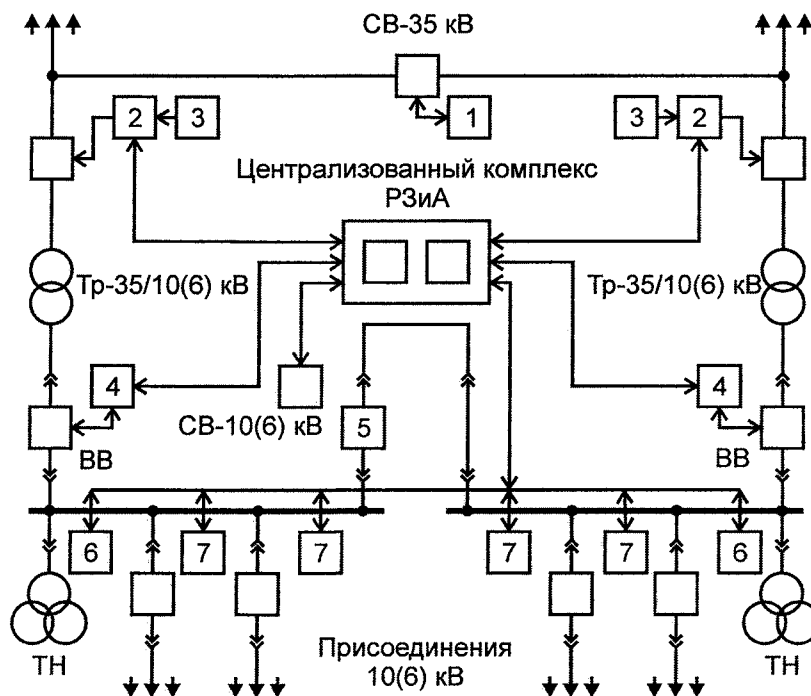


Рис. 1. Структурная схема централизованного комплекса.

Цифрами обозначены микропроцессорные терминалы РЗиА: 1 – секционного выключателя 35 кВ (при его наличии), 2 – резервной защиты трансформатора 35/10(6) кВ, управляющий выключателем на стороне высокого напряжения, 3 – основной защиты трансформатора 35/10(6) кВ, 4 – вводного выключателя 10(6) кВ, 5 – секционного выключателя 10(6) кВ, 6 – трансформатора напряжения 10(6) кВ, 7 – отходящего присоединения 10(6) кВ

и терминалами отдельных защит осуществляется через свободно программируемые цифровые (логические) входы/выходы микропроцессора/терминалов на постоянном напряжении оперативного тока подстанции (110/220 В).

В качестве центральных микропроцессоров подойдут любые промышленные свободно программируемые микропроцессоры, обеспечивающие следующие аппаратные требования:

- энергонезависимая память программ – не менее 12 кБ;
- наличие часов реального времени;
- количество регистров памяти доступных пользователю – не менее 8 на подключаемый терминал;
- количество таймеров и счетчиков – не менее 3 на подключаемый терминал;
- диапазон таймеров – до 10 с;
- логические входы/выходы – не менее 4 релейных входов/выходов на подключаемый терминал;
- быстродействие логических входов/выходов – 2–4 мс.

Отсутствие аналоговых входов/выходов не требует наличия у микропроцессора АЦП/ЦАП, что резко удешевляет его стоимость.

#### Алгоритмы централизованного комплекса РЗиА

Алгоритмы центрального микропроцессора комплекса разрабатывались с учетом применения в качестве отдельных терминалов защит присоединений типовой комплектной двухтрансформаторной подстанции 35/10(6) кВ простейших терминалов РЗиА, реализующих лишь базовые функции защиты и управление выключателем (серии УЗА-10 производства Энергомашвин, Sepam 1000 производства Schneider Electric). Предполагалось, что к шинам низкого напряжения 10(6) кВ подстанции в ходе реконструкции подключаются генераторы, питаемые ГТУ, в связи с чем режим работы подстанции меняется с одностороннего питания на двухстороннее.

Чтобы функции РЗиА централизованного комплекса в целом удовлетворяли требованиям ПУЭ, ПТЭ и НТП, центральный микропроцессор должен реализовывать следующие алгоритмы противоаварийного управления:

- резервирование отказов выключателей присоединений с учетом возможной подпитки места КЗ генераторами ГТУ, подключенными к шинам низкого напряжения подстанции;
- логическая защита шин с учетом изменения режима работы подстанции с одностороннего на двухстороннее;
- автоматическое включение резерва (секционного выключателя низкого напряжения и высокого напряжения, при его наличии) с учетом возможного несинхронного включения генераторов ГТУ разных секций;

- АПВ шин и отдельных присоединений;
- дуговая защита шин (ДЗШ) (прием сигналов от световых и датчиков давления ячеек КРУ);
- АЧР/ЧАПВ.

Реализация данных алгоритмов позволит отказаться не только от замены существующих терминалов на реконструируемой подстанции, но и от применения чрезвычайно дорогостоящей дифференциальной защиты шин, как это требуется по ПУЭ для защиты шин с двухсторонним направлением мощности. Выполнение алгоритмов ДЗШ, АЧР/ЧАПВ позволяет отказаться от отдельных микропроцессорных устройств, реализующих данные функции при традиционном выполнении РЗиА подстанции.

Алгоритм АПВ должен учитывать вероятность возможного несинхронного повторного включения генераторов ГТУ. Особенности несинхронных АПВ в распределительных электрических сетях с ГТУ подробно рассмотрены в работах [2, 3].

#### Реализация алгоритмов централизованного комплекса на компьютерной модели

Для исследования режимов работы централизованного комплекса РЗиА с целью проверки адекватности алгоритмов центрального микропроцессора, соответствия параметров селективности, быстродействия и чувствительности комплекта требованиям ПУЭ, ПТЭ, НТП, разработки новых методик расчета уставок и параметров централизованного комплекса, создана программная модель логики микропроцессорной защиты и автоматики комплектной двухтрансформаторной понижающей подстанции 35/10(6) кВ (далее, модель).

Модель релейной защиты и автоматики подстанции реализована с помощью пакета LabVIEW версии 5.0, который является графической средой разработки прикладных программ. В качестве базовой для моделирования выбрана комплектная блочная двухтрансформаторная подстанция 35/6 кВ ОАО «Самарского завода Электроштит» оснащенная комплектными устройствами РЗА серии Sepam производства Schneider Electric. Модель построена по модульному принципу (рис. 2) взаимодействующих друг с другом подпрограмм, реализующих функции микропроцессорных устройств защиты Sepam, центрального микропроцессора, объектов подстанции (за аналог взят микроконтроллер FPC101B фирмы FESTO), моделей коммутационных аппаратов, источников тока и напряжения для задания расчетных режимов работы энергосистемы. Подробнее о модели рассказано в работе [4].

Результаты, полученные на модели, позволяют сделать вывод о том, что централизованный комплекс РЗиА, состоящий из «простых» микропроцессорных защит и центрального микропроцессорного устройства противоаварийного управления снабженного разработанными алгоритмами, полностью соответствует требованиям ПУЭ, ПТЭ

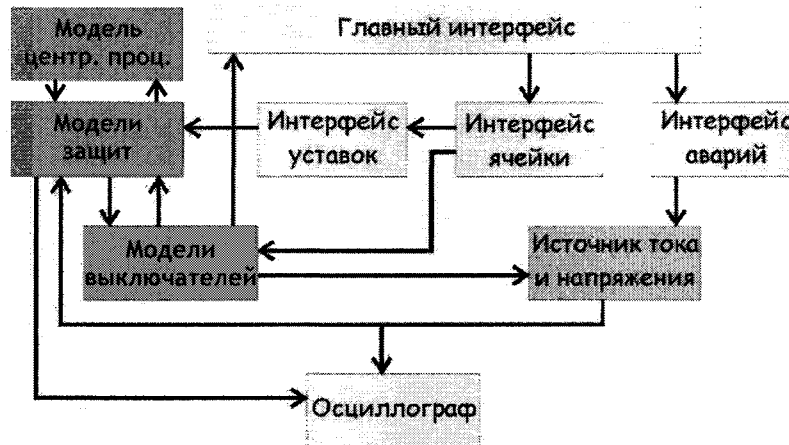


Рис. 2. Структура модели

и НТП по параметрам селективности, быстродействия и чувствительности.

### Заключение

1. Традиционный способ реконструкции РЗА типовых комплектных двухтрансформаторных подстанций 35/10(6) кВ при подключении генераторов ГТУ на шины низкого напряжения путем замены дешевых типоразмеров микропроцессорных терминалов на дорогие, предназначенные для сетей с двухсторонним питанием, неэффективен ввиду больших затрат.

2. Предложен оригинальный способ реконструкции путем установки централизованного комплекса противоаварийного управления, разработаны алгоритмы РЗА для центрального микропроцессорного устройства комплекса, удовлетворяющие требованиям ПУЭ, ПТЭ и НТП для всех режимов работы подстанции.

3. Анализ работы централизованного комплекса противоаварийного управления проведенный на компьютерной модели РЗА двухтрансформаторной подстанции показал, что предложенные алгоритмы для центрального микропроцессорного устройства комплекса эффективны для всех режимов работы рассматриваемой подстанции.

4. Разработаны методы расчета уставок защиты и автоматики присоединений подстанции, оснащенной устройством централизованного противоаварийного управления. Исследовано их влияние на параметры селективности, быстродействия и чувствительности централизованного комплекса РЗА.

5. Проработаны варианты аппаратной реализации центрального микропроцессорного устройства противоаварийного управления.

### Литература

1. Садовников, А.Н. Сравнительный анализ современных цифровых защит 6–35 кВ / А.Н. Садовников // Вестник УГТУ-УПИ №12, 2004.
2. Гольдштейн, М.Е. Исследование несинхронного автоматического повторного включения в распределительных электрических сетях с газотурбинными установками / М.Е. Гольдштейн, А.Н. Садовников // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2004. – Вып. 4. – №1(30).
3. Гольдштейн, М.Е. Влияние алгоритмов РЗА на величину электродинамических нагрузок на валу ГТУ, работающей в «удаленном» узле энергосистемы / М.Е. Гольдштейн, А.Н. Садовников // Энергетика, экология, энергосбережение, транспорт. Труды второй международной научно-технической конференции. Часть 1. – Тобольск. Новосиб. гос. акад. водн. трансп., 2004.
4. Садовников, А.Н. Компьютерная модель релейной защиты и автоматики комплектной трансформаторной подстанции / А.Н. Садовников // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2002. – Вып. 2 – №7(16).
5. Свидетельство об отраслевой регистрации разработки № 9693. Модель релейной защиты и автоматики двухтрансформаторной подстанции / А.Н. Садовников // Телеграф отраслевого фонда алгоритмов и программ. Инновации в науке и образовании. № 12 (35).

Андреев Алексей Николаевич, к. т. н., доцент кафедры «Электрические станции, сети и системы». Окончил ЮУрГУ в 2000 г. Научные интересы связаны с микропроцессорными системами управления и защиты.

Садовников Алексей Николаевич. Окончил ЧГТУ в 1995 г. Доцент кафедры «Электрические станции, сети и системы». Научные интересы связаны с релейной защитой и автоматизацией энергосистем.

## ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ ДИАГРАММА СИЛОВОГО КАБЕЛЯ ДЛЯ АНАЛИЗА АКТИВНЫХ ПОТЕРЬ, ВЛИЯЮЩИХ НА СОСТОЯНИЕ ИЗОЛЯЦИИ

А.В. Коржов, Е.В. Томашева  
г. Челябинск, ЮУрГУ

Рассмотрена структура и соотношение активных потерь в силовом кабеле. Определены зависимости для вычисления активных мощностей, выделяемых в изоляции кабеля, от электродинамических усилий жил и собственного электромагнитного поля в различных режимах работы.

При передаче электроэнергии по силовому кабелю возникают активные потери, обусловленные физическими процессами, связанными с преобразованиями энергии, влияющие на текущее состояние изоляции кабеля.

При рассмотрении энергетической диаграммы силового кабеля (рис. 1) следует выделить:

1.  $P_{1ax}$  – входную активную мощность, потребляемую кабелем от источника питания;
2.  $P_{эл}$  – мощность, выделяемую в кабеле от электрических потерь;
3.  $P_E$  – электрическую мощность, обусловленную ёмкостными токами утечки и тангенсом угла диэлектрических потерь, посредством которой свободные частицы диэлектрика совершают прямолинейное движение вдоль силовых линий электрического поля;
4.  $P_{эм}$  – электромагнитную мощность, обусловленную действием магнитного поля на токи утечки и отклоняющую частицы от прямолинейного движения и заставляющую их совершать спиралевидное движение с общим направлением перемещения вдоль силовых линий электрического поля;
5.  $P_{мех}$  – механическую мощность, обусловленную электродинамическими силами жил кабеля от токов нагрузки и воздействующую на изоляцию кабеля в виде вибраций;
6.  $P_{проч}$  – мощность магнитных потерь в металлических частях кабеля, защитной оболочке и броне;
7.  $P_{1вых}$  – выходную активную мощность,

передаваемую от кабеля к нагрузке и представляющую собой разность между входной активной мощностью и суммой потерь.

Проведённый обзор литературных источников не выявил достаточной проработки вопроса, связанного с анализом воздействия на изоляцию силового кабеля собственного электромагнитного поля и электродинамических усилий жил силового кабеля. Научный и практический интерес представляют величины активных мощностей, выделяемых в изоляции кабеля по указанным причинам, для понимания механизмов воздействия на изоляцию и сопоставления с другими активными мощностями, приведенными на энергетической диаграмме кабеля (см. рисунок).

Указанные потери в различной степени влияют на разрушение кабельной изоляции. Активные потери преобразуются в тепловой поток, проходящий от жил через диэлектрик к внешней среде.

Мощность электрических потерь в жилах кабеля определяется по известной формуле:

$$P_{эл} = I^2 \cdot R. \quad (1)$$

Активная мощность преобразуется в тепловой поток [1]:

$$Q = \lambda \cdot \frac{\Delta T}{\Delta L} \cdot S \cdot t. \quad (2)$$

Изменение теплового потока, проходящего через слои изоляции кабеля в единицу времени, также представляет собой активную мощность и измеряется в [Вт]:

$$P_Q = \frac{dQ}{dt}. \quad (3)$$

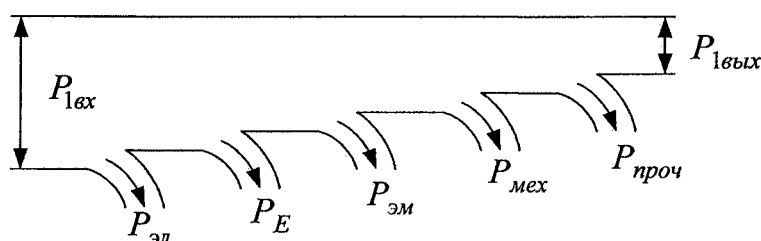


Рис. 1. Энергетическая диаграмма активных потерь в кабеле

Здесь  $Q$  – количество теплоты, переданное через слой вещества толщиной  $\Delta L$  площадью  $S$  при поддержании на его плоскостях разности температур  $\Delta T$  за время  $t$ ,  $\lambda$  – удельная теплопроводность материала [1, 2]. Процессы разрушения изоляции под действием теплового потока подробно исследованы, например, в [3].

Наличие в технических диэлектриках небольшого числа свободных зарядов, связанных с наличием примесей, либо продуктов окисления, возникающих в результате нагрева в изоляции, приводит к возникновению токов утечки, определяемых в общем случае равенством [4]:

$$I_y = U \cdot \omega \cdot C, \quad (4)$$

где  $U$  – напряжение между слоями диэлектрика;  $\omega$  – угловая частота тока;  $C$  – емкость между слоями диэлектрика.

Мощность, выделяемую активной составляющей тока утечки, можно рассчитать по формуле

$$P_E = U \cdot I_y \cdot \operatorname{tg} \delta, \quad (5)$$

где  $\operatorname{tg} \delta$  – тангенс угла диэлектрических потерь.

В нагрузочных режимах работы электрического кабеля при протекании по жилам переменного тока, на заряды в диэлектрике дополнительно действует магнитное поле, обусловленное током нагрузки.

Магнитное поле от тока нагрузки в кабеле действует на свободные заряды в виде силы Лоренца. Если предположить, что токи утечки протекают по неким элементарным проводникам, то на такой элементарный проводник будет действовать сила Ампера, определяемая равенством [5, 6]:

$$F_A = B \cdot l_0 \cdot I_y, \quad (6)$$

где  $B$  – значение магнитной индукции;  $l_0$  – длина элементарного проводника, эквивалентная толщине диэлектрика.

Сила Лоренца, действующая на каждый заряд со стороны магнитного поля и сила Ампера, действующая на элементарные проводники с током утечки имеют одинаковую природу, так как упомянутые токи представляют собой направленное движение зарядов, на которые воздействует магнитное поле, обусловленное током нагрузки.

Мощность, выделяемая при совершении работы по перемещению свободных зарядов под действием магнитного поля,  $P_{эм}$  равна произведению длины перемещения, частоты сети  $f$  и силы, действующей на заряды.

Поскольку перемещение зарядов осуществляется между слоями диэлектрика на протяжении всей длины кабеля  $L_{жс}$  под действием силы Ампера, то

$$P_{эм} = L_{жс} \cdot F_A \cdot f. \quad (7)$$

Механические потери на одну жилу, обусловленные электродинамическими силами между жилами кабеля от токов нагрузки, представляют собой сумму радиальной  $P_p$  и тангенциальной  $P_m$  составляющих [7]:

$$P_{мех} = P_p + P_m. \quad (8)$$

Указанные радиальные и тангенциальные составляющие мощности можно рассчитать по формулам (9) и (10):

$$P_p = 0,105 \cdot \frac{1}{\omega \cdot m} \cdot C^2 \cdot I_m^4 \cdot \sin 4\omega t. \quad (9)$$

$$P_m = \left(-\frac{3}{64}\right) \cdot \left(\frac{R_{ж}^2}{\omega \cdot J}\right) \cdot C^2 \cdot I_m^4 \cdot \cos 4\omega t. \quad (10)$$

В таблице представлены расчёты активных мощностей, воздействующих на изоляцию силового кабеля. Рассмотрено два типа силовых кабелей: трёхжильный с бумажно-пропитанной изоляцией; одножильный, уложенный в треугольник с изоляцией из сшитого полиэтилена. Расчёты проведены

Соотношение активных потерь в силовом кабеле

Тип кабеля ААШВ, сечение жилы 120 мм <sup>2</sup> ; линейное напряжение 6 кВ; длина 1000 м							
Активная мощность, Вт	$P_{лвх}$	$P_{эл}$	$P_E$	$P_{эм}$	$P_{мех}$	$P_{проч}$	$P_{лввх}$
I=200 А	1 964 098	31 000	86	2	48	14	1 932 948
Процент к электрическим потерям	–	100	0,28	0,007	0,16	0,04	–
$I_{кз}^{(3)}=3000$ А	29 461 475	6 975 000	86	30	2 438 184	3 077	20 045 098
Процент к электрическим потерям	–	100	0,001	0,0004	35	0,04	–
Тип кабеля: АПВП, сечение жилы 120 мм <sup>2</sup> ; линейное напряжение 6 кВ; длина 1000 м							
I=200 А	1 964 098	31 000	0	0	0,3	0	1 933 098
Процент к электрическим потерям	–	100	–	–	0,0009	–	–
$I_{кз}^{(3)}=3000$ А	29 461 475	6 975 000	–	–	13 656	–	22 472 819
Процент к электрическим потерям	–	100	–	–	0,2	–	–

для рабочего режима с током в 200 А и режима трёхфазного короткого замыкания, как наиболее тяжёлого. Анализ полученных соотношений показывает резкий рост активной мощности от электродинамических усилий в аварийном режиме и рост активной мощности от собственного электромагнитного поля по отношению к рабочему режиму, воздействующей непосредственно на свободные заряды в диэлектрике.

Выделяемые активные потери увеличивают температуру кабеля. С повышением температуры происходит расширение твердых тел (жил, изоляции и оболочки кабеля), называемое тепловым расширением [1]. Различают линейное и объемное тепловые расширения, характеризующиеся средними коэффициентами линейного  $\alpha$  и объемного  $\beta$  расширений в данном интервале температур.

Если  $L_0$  – первоначальная длина тела, а  $\Delta L$  – удлинение этого тела при нагревании на  $\Delta t$  градусов, то  $\alpha$  в этом интервале температур определяется по формуле:

$$\alpha = \left( \frac{1}{L_0} \right) \cdot \left( \frac{\Delta L}{\Delta t} \right). \quad (11)$$

Величина  $\alpha$  характеризует относительное удлинение  $\Delta L / L_0$ , происходящее при нагревании тела на один градус. Длина нагретого тела определяется:

$$L = L_0 \cdot (1 + \alpha \cdot \Delta t). \quad (12)$$

Значение  $\alpha$  зависит от материала и для большинства тел имеет порядок  $10^{-5} - 10^{-6}$  град $^{-1}$ .

Объём твердого тела  $V$  при нагревании возрастает в первом приближении пропорционально первой степени приращения температуры:

$$V = V_0 \cdot (1 + \beta \cdot \Delta t), \quad (13)$$

где  $V_0$  – первоначальный объём тела,  $\beta$  – средний коэффициент объёмного расширения в интервале температур  $\Delta t$ , характеризующий относительное увеличение объёма  $V / V_0$ , происходящее при нагревании тела на один градус:

$$\beta = \left( \frac{1}{V_0} \right) \cdot \left( \frac{\Delta V}{\Delta t} \right). \quad (14)$$

Связь коэффициентов объёмного и линейного расширений

$$\beta = 3\alpha. \quad (15)$$

Рассмотренные активные мощности по-разному влияют на состояние изоляции силового кабеля. Кроме рассмотренного теплового воздействия, обусловленного, как правило, электрическими потерями в жилах, на изоляцию кабеля влияет механическое воздействие от электродинамических усилий.

Несмотря на существенное, в рабочих режимах, численное отличие электрических и механических потерь (см. таблицу), происходит их комбинированное воздействие на изоляцию кабеля.

Разделение потерь энергии в силовом кабеле на основе активных мощностей необходимо для понимания физической природы комбинированного воздействия и моделирования наихудших условий эксплуатации изоляции при проведении ресурсных испытаний.

#### Литература

1. Яворский, Б.М. *Справочник по физике для инженеров и студентов вузов* / Б.М. Яворский, А.А. Детлаф. – М.: Наука, 1979.
2. Кошкин, Н.И. *Справочник по элементарной физике* / Н.И. Кошкин, М.Г. Ширкевич. – М.: Наука, 1974.
3. Леонов, В.М. *Основы кабельной техники: учебник для студ. высш. учебн. заведений* / В.М. Леонов, И.Б. Пешков, И.Б. Рязанов, С.Д. Холодный; под ред. И.Б. Пешкова. – М.: Издательский центр «Академия», 2006. – 432 с.
4. Привезенцев, В.А. *Основы кабельной техники* / В.А. Привезенцев, И.И. Гроднев, С.Д. Холодный, И.Б. Рязанов; под ред. В.А. Привезенцева. – М.–Л.: Энергия, 1967.
5. Вольдек, А.И. *Электрические машины* / А.И. Вольдек. – Л.: Энергия, 1978.
6. Коржов, А.В. *Тепловой расчёт силового электрического кабеля с учётом потерь от вихревых токов в защитной металлической оболочке* / А.В. Коржов, Е.В. Томашева // Труды II Всероссийской научно-технической конференции с международным участием. «Проблемы электротехники, электроэнергетики и электротехнологии». – Тольятти: Изд-во Тольяттинский государственный университет, 2007. – Часть 1. – С. 134–136.
7. Коржов, А.В. *Электродинамическое взаимодействие жил трёхфазного силового кабеля* / А.В. Коржов, Е.В. Томашева // *Электробезопасность*. – 2006. – № 3–4. – С. 15–24.

**Коржов Антон Вениаминович**, к.т.н., доцент кафедры ЭССиС, окончил ЮУрГУ в 2000 г. по специальности «Электроэнергетические системы и сети». В 2003 г. защитил кандидатскую диссертацию по теме: «Обоснование и разработка регламента для электрических полей промышленной частоты». Область научных интересов: электромагнитные процессы в кабельных сетях, оценка остаточного ресурса изоляции силовых кабелей.

**Томашева Евгения Викторовна**, окончила ЮУрГУ в 2004 г. по специальности «Электроэнергетические системы и сети». Область научных интересов: изучение состояния изоляции силовых кабельных линий под воздействием эксплуатационных факторов.

# ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

УДК 621.314.632

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ПРОЦЕССОВ В КОМПЕНСИРОВАННОМ ВЫПРЯМИТЕЛЕ С ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ ПО НАПРЯЖЕНИЮ НА ОСНОВЕ АИН С ШИМ

*Ю.И. Хохлов, Д.В. Гиззатуллин, А.Г. Осипов  
г. Челябинск, ЮУрГУ*

**В пакете MATLAB 7.5 разработана модель и осуществлено моделирование электромагнитных процессов в компенсированном выпрямительном агрегате с пятой и седьмой гармониками напряжения на конденсаторах и обратной связью в виде АИН с синусоидальной ШИМ. Для улучшения формы выходного напряжения АИН, используемого для регулирования выпрямленного напряжения агрегата, применен низкочастотный фильтр.**

Системы электроснабжения (СЭС) энергоемких потребителей постоянного тока цветной и черной металлургии (алюминиевое, цинковое, магниевое, сталеплавильное производства), электродной и химической промышленности, городского и магистрального электрического транспорта и др. строятся с использованием мощных выпрямительных агрегатов. Эффективность использования электрической энергии в этих СЭС напрямую связана с ее качеством на входе и выходе агрегатов. Качество электрической энергии на входе агрегатов, а также ее потери в СЭС (в преобразовательных трансформаторах и всей сети переменного тока), прежде всего, определяются гармоническим воздействием агрегатов на питающую сеть и потреблением ими из сети реактивной мощности. Качество электрической энергии на выходе выпрямительных агрегатов и эффективность ее преобразования в энергию постоянного тока или в другие виды энергии определяются спектром выпрямленного напряжения и удовлетворительным совпадением реального закона регулирования этого напряжения с требуемым по технологии. Оптимальные способы нормализации качественных показателей электрической энергии на входе и выходе выпрямительных агрегатов, высокоэффективной компенсации потребляемой реактивной мощности и быстродействующего плавного регулирования выпрямленного напряжения обеспечивают значительный энергосберегающий эффект.

В существующей практике наибольшее распространение получили способы внутреннего регулирования выпрямленного напряжения агрегатов, когда управляемые нелинейные элементы (тиристоры, дроссели насыщения, работающие в режиме с самонасыщением, дроссели насыщения с тиристорным управлением и т.п.) включаются в силовоточные цепи со стороны вторичных обмоток преобразовательных трансформаторов. Эти способы наряду со снижением энергетических

показателей СЭС в процессе регулирования неизбежно сопряжены с существенным ухудшением массогабаритных показателей агрегатов.

Токи первичных цепей выпрямительных трансформаторов в десятки, а иногда и в сотни раз меньше токов во вторичных цепях. Поэтому управление выпрямительными агрегатами целесообразно переносить на первичную сторону трансформаторов. Особенно очевидным это становится при возрастании мощности агрегатов, когда на подстанции осуществляются глубокие вводы повышенных напряжений.

Следует особо подчеркнуть значимость эффективного решения вновь обострившейся проблемы компенсации реактивной мощности в СЭС. Пониженное внимание к этой проблеме в последние годы привело к значительной загрузке всех элементов СЭС реактивной мощностью, приближающейся по величине к активной мощности. Отрицательные последствия этого явления хорошо известны. Положение усугубляется и тем, что традиционные пути компенсации реактивной мощности с помощью внешних по отношению к агрегатам компенсирующих устройств в условиях преобразовательных СЭС не эффективны, а зачастую и просто не приемлемы.

В работе [1] предложено принципиально изменить стратегию построения выпрямительных агрегатов СЭС указанных производств. А именно, внутренней целесообразно сделать функцию компенсации реактивной мощности с помощью высокоэффективного и многофункционального компенсирующего устройства, а внешней – регулируемую функцию, осуществляемую с помощью индивидуального для каждого агрегата или группового современного регулирующего устройства. Таковым является устройство, реализующее перспективный принцип формирования плавно регулируемого по фазе и амплитуде вольтодобавочного напряжения, создаваемого путем синусоидаль-



ной широтно-импульсной модуляции постоянного напряжения.

На рис. 1 представлена принципиальная схема одного из вариантов подобных выпрямительных агрегатов. Агрегат имеет двенадцатифазное исполнение. Аналогично строятся агрегаты большей фазности, по нулевой и мостовой схемам, с различным исполнением преобразовательных трансформаторов и различным включение компенсирующих устройств на токи пятой и седьмой гармоник [1, 2].

Агрегат включает в себя шестифазные преобразовательные блоки 1 и 2 с преобразовательными трансформаторами 3 и 4 и выпрямительными мостами 5 и 6. По отношению к нагрузке выпрямительные мосты могут соединяться как последовательно (рис. 1), так и параллельно [1]. Схематическое соединение обмоток трансформаторов 3 и 4 обеспечивает двенадцатифазный режим преобразования. Компенсирующее устройство 7 состоит из трехфазных реакторов 8 и 9 и коммутирующей конденсаторной батареи 10 и может включаться как со стороны сетевых (рис. 1), так и со стороны вентиляльных обмоток трансформаторов [1]. Преобразовательные трансформаторы могут выполняться как на самостоятельных магнитопроводах (см. рис. 1), так и на одном совмещенном магнитопроводе [1]. При специальной конструкции магнитопровода, использующей магнитный шунт, компенсирующее устройство может быть выполнено в безреакторном варианте [2]. Автономный инвертор напряжения 11 содержит трехфазный выпрямительный мост на полностью управляемых вентилях (например, на IGBT транзисторах) с обрат-

ными диодами 12, входной конденсатор 13 и систему управления 14, обеспечивающую синусоидальную широтно-импульсную модуляцию выходного напряжения инвертора 11. Напряжение инвертора с помощью согласующего трехфазного трансформатора 16 вводится в цепь сетевых обмоток преобразовательных трансформаторов 3 и 4. В отличие от работы [1] это напряжение перед подачей на трансформатор 16 фильтруется низкочастотным Г-образным фильтром 15.

На рис. 2 представлена модель исследуемой СЭС, разработанная в пакете MATLAB 7.5. Модель содержит трехфазный источник напряжения, задающий питающую сеть *Power System*, трехфазные преобразовательные трансформаторы *Three-Phase Transformer 1 и 2*, согласующий трансформатор *Transformer 3*, диодные выпрямительные мосты *Bridge 1 и 2*, а также автономный инвертор напряжения, включающий в себя мост *Bridge 3* на IGBT транзисторах, осуществляющий синусоидальную ШИМ модуляцию генератор *Discrete PWM Generator* и входной конденсатор *C*. Индуктивностью *L* замещается небольшое индуктивное сопротивление входной ошиновки инвертора. Нагрузка *Load* задана активным и индуктивным сопротивлениями, а также противоЭДС. Подсистема *Subsystem 1* определяет компенсирующее устройство (рис. 3), подсистема *Subsystem 2* – низкочастотный фильтр (рис. 4). В модели предусмотрено использование блока графического интерфейса *Continuous*, а также показанной на рис. 2 измерительной и коммутационной аппаратуры. Параметры СЭС отвечают реальному комплексу электролиза с линейным напряжением питающей сети

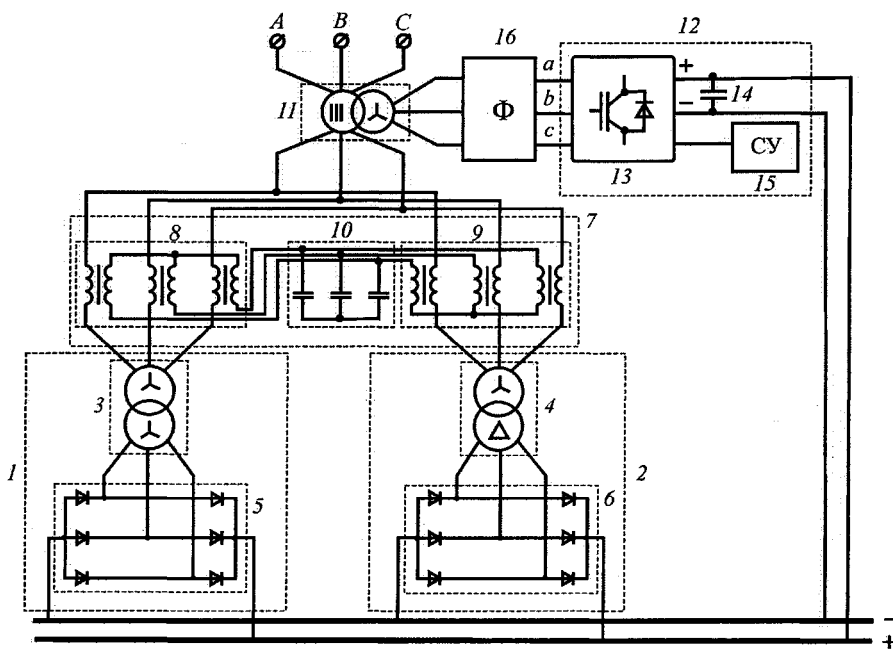


Рис. 1. Принципиальная схема компенсированного выпрямительного агрегата с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ

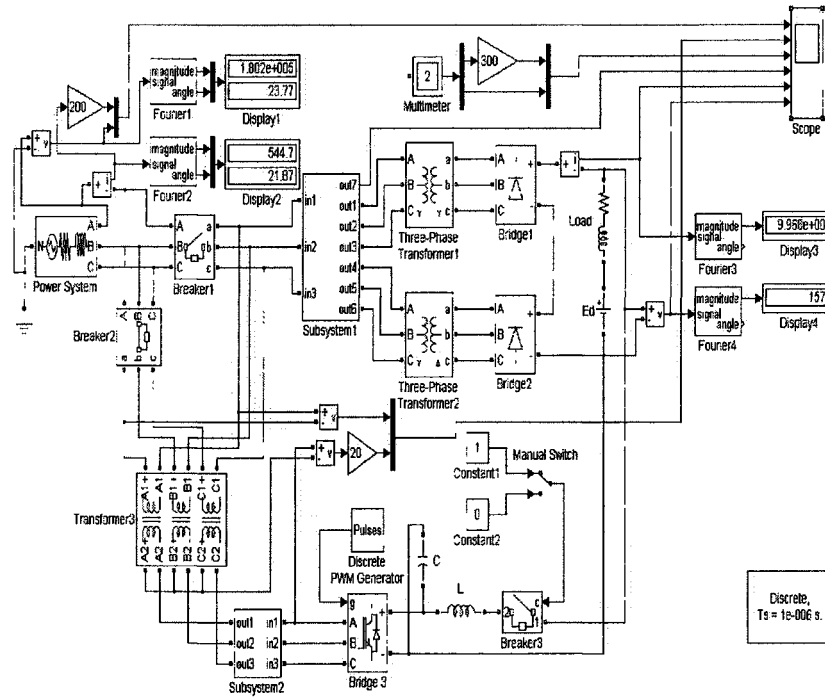


Рис. 2. Модель компенсированного выпрямительного агрегата с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ

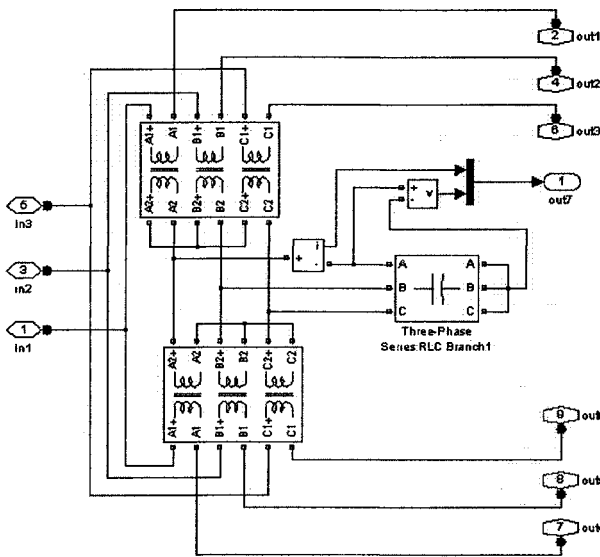


Рис. 3. Подсистема «Компенсующее устройство» (Subsystem 1)

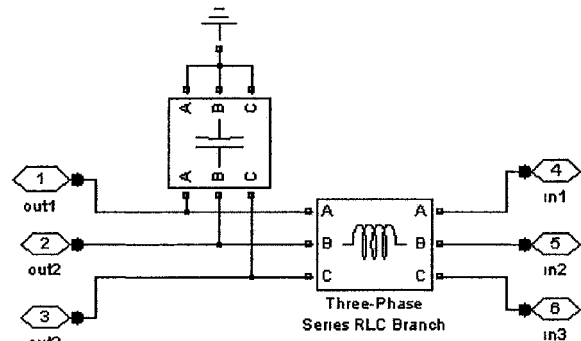


Рис. 4. Подсистема «Фильтр» (Subsystem 2)

220 кВ и номинальными выпрямленным током 100 000 А и напряжением 1500 В (см. показания дисплеев 1, 3 и 4 на рис. 2).

Для автономного инвертора выбраны следующие основные параметры:

- несущая частота 10 кГц;
- модулирующая частота 50 Гц;
- емкость входного конденсатора 0,001 Ф.

Низкочастотный фильтр по схеме, приведенной на рис. 4, имеет следующие величины индуктивности и емкости:

$$L = 2 \cdot 10^{-4} \text{ Г}; \quad C = 2 \cdot 10^{-2} \text{ Ф}.$$

При выбранных параметрах фильтр имеет частоту среза

$$f_c = \frac{1}{\pi\sqrt{LC}} = \frac{1}{\pi\sqrt{2 \cdot 10^{-4} \cdot 2 \cdot 10^{-2}}} = 159 \text{ Гц}.$$

С помощью разработанной модели проведены исследования всех основных характеристик СЭС. На рис. 5 представлены полученные с помощью разработанной модели временная диаграмма и дискретный спектр напряжения на выходе автономного инвертора. Как видно из рисунка, спектр этого напряжения состоит из первой гармоники и массивов высокочастотных гармоник, сконцентрированных возле частот, кратных частоте квантования (10, 20, 30, ... кГц) и, соответственно, возле 200, 400, 600, ... гармоник. Кроме того, в спек-

тре указанного напряжения имеется некоторое содержание гармоник, кратных фазности преобразования выпрямительного агрегата, преимущественно 11 и 13 гармоник. Эти гармоники обусловлены обратной трансформацией в согласующем трансформаторе. Коэффициент искажения синусоидальности напряжения инвертора весьма высок и, как следует из рис. 5, составляет 82,45%.

Высшие гармоники имеют большую частоту, поэтому они легко подавляются фильтром. На рис. 6 этот факт иллюстрируется временной диа-

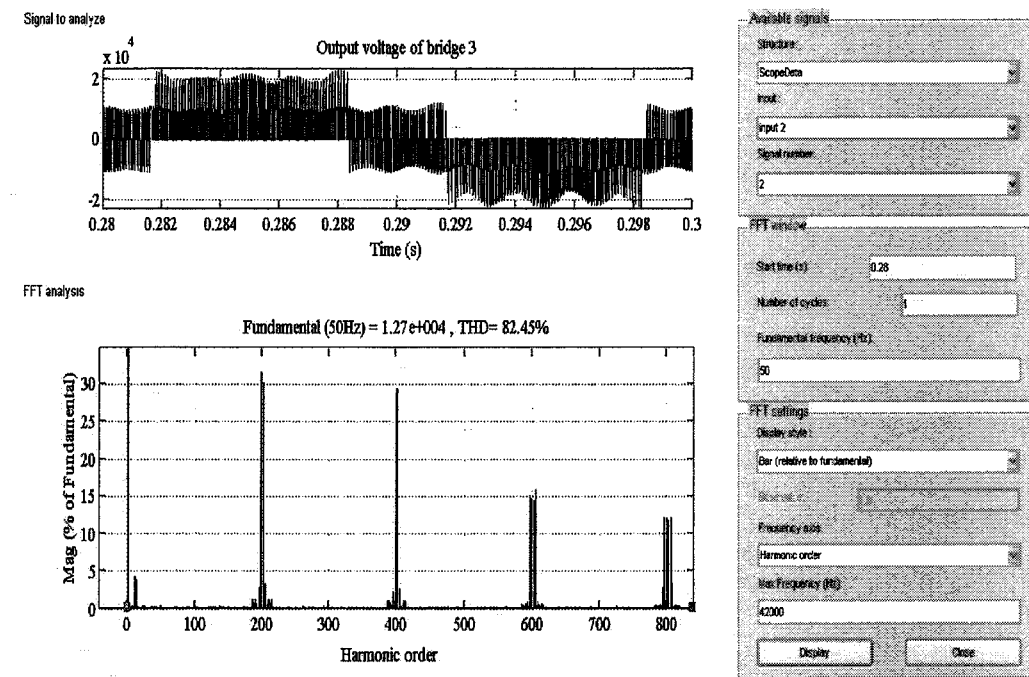


Рис. 5. Спектр напряжения на выходе автономного инвертора

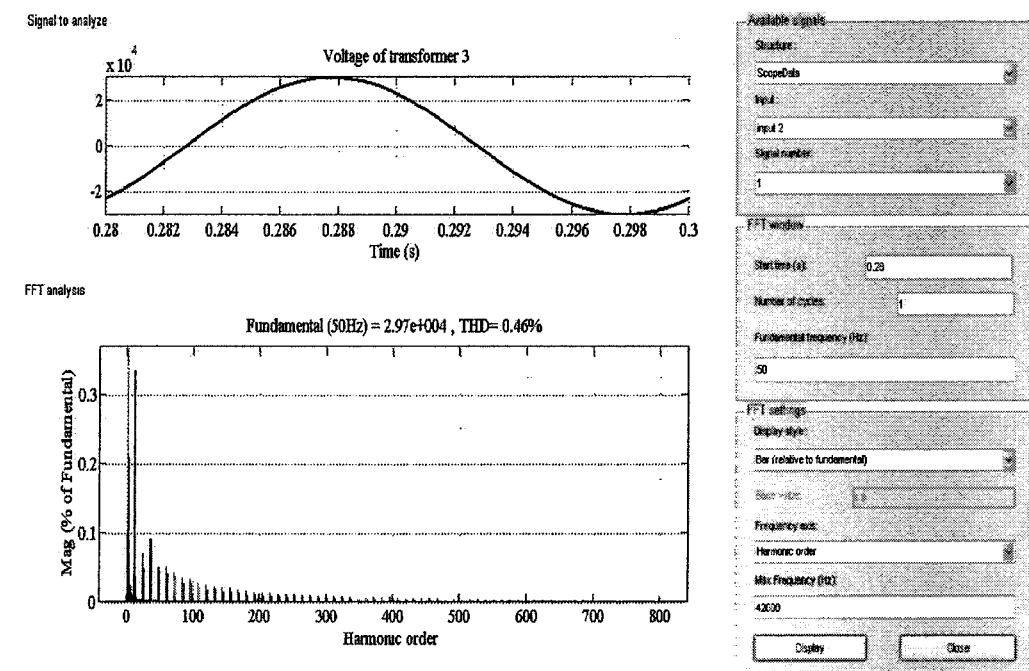


Рис. 6. Спектр напряжения на выходе согласующего трансформатора 3

граммой и дискретным спектром напряжения на выходе согласующего трансформатора. Это напряжение имеет практически синусоидальную форму, поскольку коэффициент искажения синусоидальности теперь составляет лишь 0,46 %.

В результате, введение рассматриваемой обратной связи по напряжению качественно практически не изменяет характера электромагнитных процессов в самом компенсированном выпрямительном агрегате. Об этом свидетельствуют полученные с помощью описанной модели временные диаграммы процессов (рис. 7) и спектральные характеристики напряжений на входе и выходе агрегата, а также напряжения конденсаторной батареи компенсирующего устройства (рис. 8). Указанные характеристики носят классический для компенсированных преобразователей с пятой и седьмой гармониками напряжения на конденсаторах характер [2–4].

Плавное и быстродействующее регулирование выпрямленного напряжения агрегата осуществляется либо изменением коэффициента модуляции выходного напряжения инвертора в пределах  $0 \leq m \leq 1$ , либо изменением фазы модулирующего напряжения от 0 до 180 эл. град, либо, наконец, комбинацией того и другого. Максимальную глубину регулирования выпрямленного напряжения задают соответствующим выбором коэффициента трансформации согласующего трансформатора с учетом инвертирования напряжения на вторичной обмотке этого трансформатора при переходе от одного предельного значения фазы модулирующего напряжения, равного 0 к другому предель-

ному значению, равному 180 эл. град. С учетом инвертирования величина регулирующего напряжения, а, следовательно, и установленная мощность инвертора и согласующего трансформатора выбираются исходя из половины требуемой глубины регулирования выпрямленного напряжения.

Проведенные исследования говорят о том, что компенсированный выпрямительный агрегат с обратной связью на основе АИН с ШИМ по сравнению с традиционными решениями обладает множеством важнейших свойств, обеспечивающих значительный энерго- и ресурсосберегающий эффект при полном удовлетворении требований как со стороны питающей сети, так и со стороны потребителя электрической энергии. Перечислим эти преимущества.

1. Выпрямительные агрегаты имеют простейшее конструктивное диодное исполнение.

2. Диодный агрегат приобретает свойство полной управляемости, обеспечивающей любые режимы работы потребителя, как при отклонении параметров нагрузки, так и при колебаниях напряжения питающей сети. Это достигается оптимальным местом включения и малой установленной мощностью современного внешнего регулирующего устройства.

3. Сохраняются все преимущества компенсированных преобразователей с пятой и седьмой гармониками напряжения на конденсаторах [1–4]:

– компенсирующее устройство за счет работы на частотах 250, 350 Гц имеет минимальную установленную мощность;

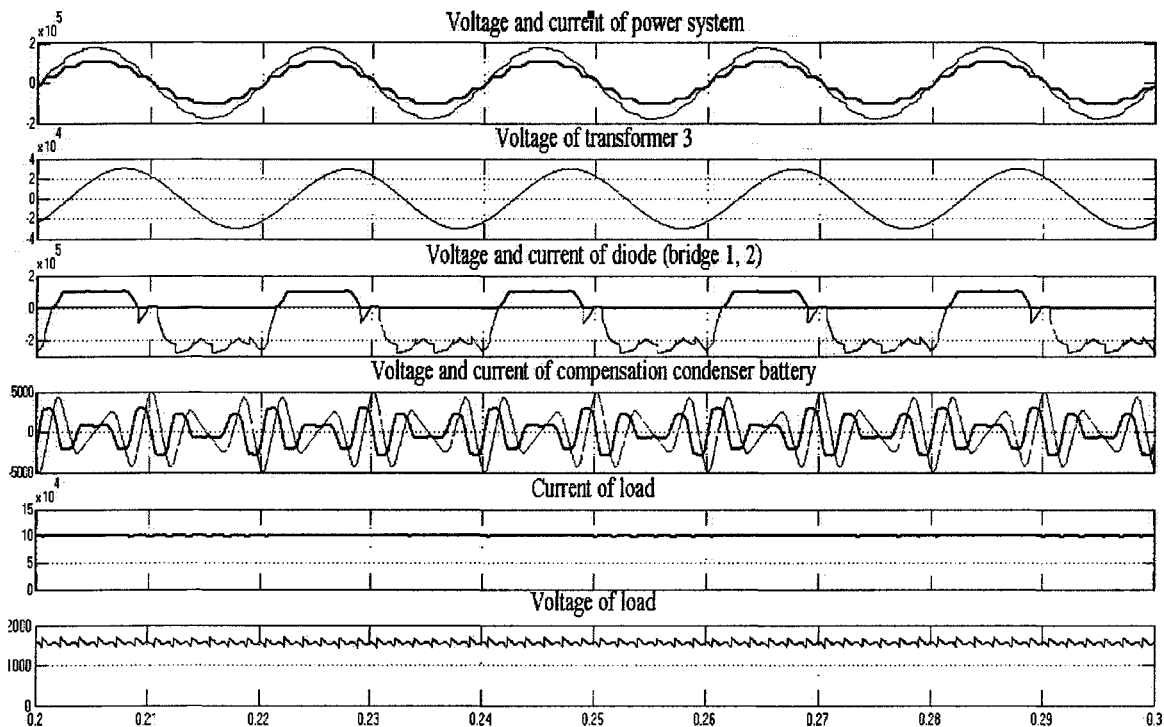


Рис. 7. Временные диаграммы электромагнитных процессов в компенсированном выпрямительном агрегате с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ

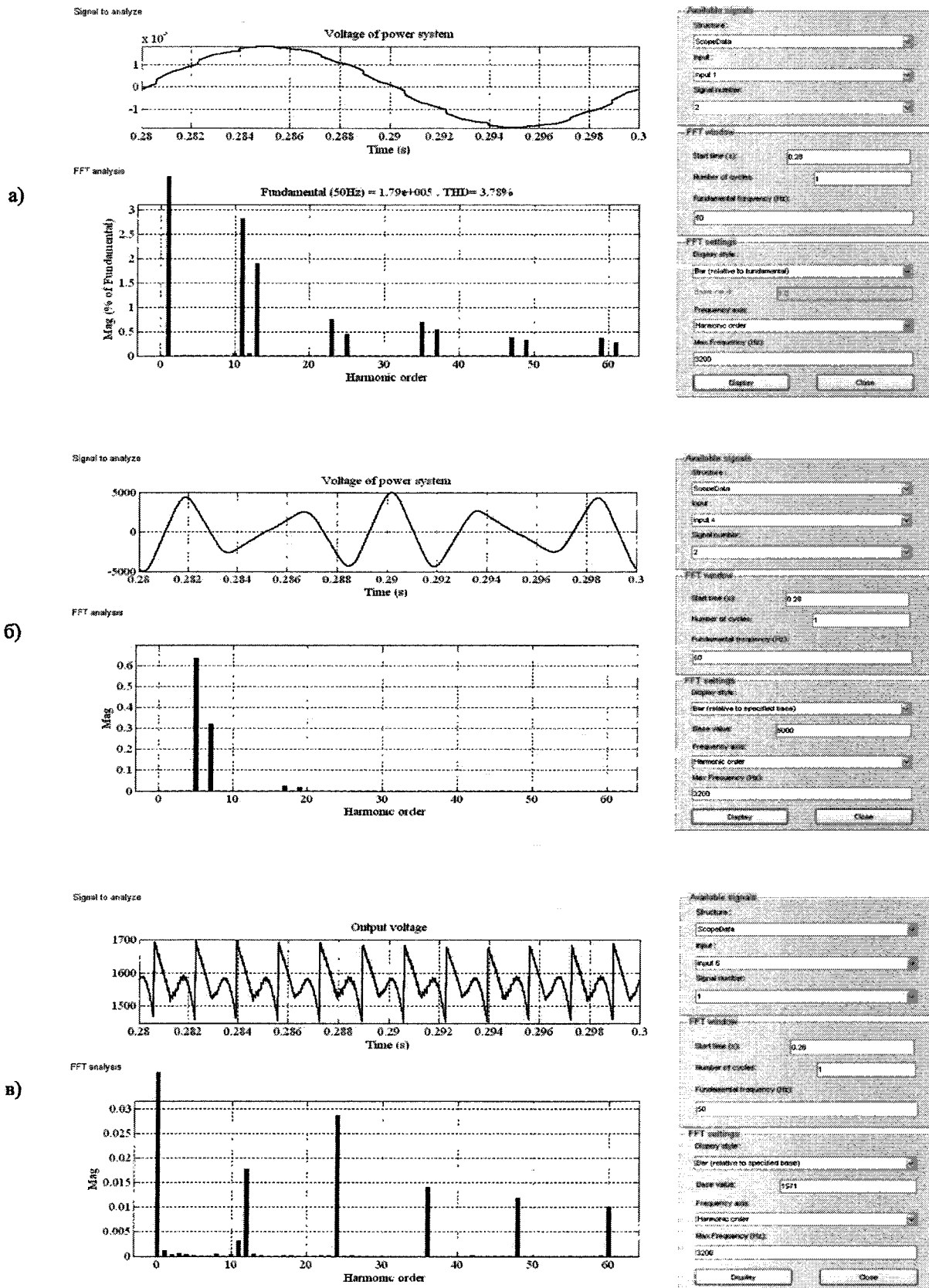


Рис. 8. Спектральные характеристики компенсированного выпрямителя с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ: а) напряжения питающей сети; б) напряжения на компенсирующей конденсаторной батарее; в) напряжения на выходе выпрямителя

– за счет компенсации реактивной мощности непосредственно в месте ее потребления на 4–5 % повышается жесткость внешних характеристик и выходная мощность выпрямительных агрегатов, что создает возможность на такую же величину повысить выходную мощность агрегата, обеспечивая значительный технологический эффект;

– за счет жесткого равномерного деления выпрямленного тока между параллельно работающими шестифазными блоками из схемы преобразователей исключаются устройства выравнивания токов блоков, увеличивается выходная мощность агрегатов по току и достигается дополнительный энерго- и ресурсосберегающий эффект при одновременном повышении качества электрической энергии в питающей сети;

– полная компенсация реактивной мощности существенно снижает потери электрической энергии в системе электроснабжения, а соответствующая фазность преобразования агрегатов сни-

мает проблему гармонического воздействия агрегатов на питающую сеть.

### Литература

1. Хохлов, Ю.И. Энерго- и ресурсосберегающие преобразовательные системы электроснабжения электролизного производства алюминиевой промышленности / Ю.И. Хохлов // *Электрика*. – 2007. – № 3. – С. 3–9.

2. Хохлов, Ю.И. Компенсированные выпрямители с фильтрацией в коммутирующие конденсаторы нечетнократных гармоник токов преобразовательных блоков / Ю.И. Хохлов. – Челябинск: Изд-во ЧГТУ. 1995. – 355 с.

3. Хохлов, Ю.И. Компенсированные параметрические источники тока и их свойства / Ю.И. Хохлов // *Электричество*. – 2007. – № 3. – С. 26–31.

4. Хохлов, Ю.И. Применение компенсированных выпрямителей для питания тяговой нагрузки / Ю.И. Хохлов // *Электричество*. – 2008. – № 4. – С. 25–31.

**Хохлов Юрий Иванович** в 1966 году окончил Челябинский политехнический институт (ныне Южно-Уральский государственный университет) по специальности «Электрические станции». В 1991 году в Московском энергетическом институте защитил докторскую диссертацию. Декан энергетического факультета, заведующий кафедрой «Системы электроснабжения», профессор, член-корреспондент Академии электротехнических наук РФ. Специалист в области теоретических основ электротехники, силовой электроники и энергосбережения.

**Гиззатуллин Данил Валиуллинович** в 2007 году окончил Южно-Уральский государственный университет по специальности «Электроснабжение». Аспирант кафедры «Системы электроснабжения». Направление научной деятельности – силовая электроника.

**Осипов Алексей Германович** в 2007 году окончил Южно-Уральский государственный университет по специальности «Электрооборудование летательных аппаратов». Аспирант кафедры «Системы электроснабжения». Направление научной деятельности – силовая электроника.

## КОРРЕКТОР КОЭФФИЦИЕНТА МОЩНОСТИ В ВЫСОКОВОЛЬТНОЙ РАСПРЕДЕЛИТЕЛЬНОЙ ЭЛЕКТРОСЕТИ НА БАЗЕ МНОГОУРОВНЕВОГО КАСКАДНОГО ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯ С ШИМ НА ВЫСОКОЙ ЧАСТОТЕ

*Б.Ю. Алтунин, М.Н. Слепченков, И.А. Карнавский  
г. Нижний Новгород, НГТУ*

В статье рассмотрены принципы компенсации реактивной мощности и мощности искажений в высоковольтной распределительной электросети с помощью корректора коэффициента мощности, построенного на базе многоуровневого каскадного преобразователя с ШИМ на высокой частоте. Представлена его математическая модель, составленная в синхронной системе dq-координат, ориентированной по вектору напряжения питающей сети, изложены основные принципы построения системы управления и приведены результаты имитационного моделирования в программном комплексе Matlab/Simulink.

На современном этапе развития отечественной энергетики необходим форсированный переход к энергосберегающим технологиям – различным способам снижения потерь электрической энергии, сокращающим потребность в вводе новых генерирующих мощностей и требуемом для них органическом топливе.

По утверждению технической инспекции РАО ЕЭС России [1] в настоящее время имеет место факт повсеместной загрузки линий электропередачи распределительных сетей потоками реактивной мощности в диапазоне 80 % и более от величины активной мощности. Снижение потерь по Холдингу на 1 % только за счет компенсации реактивной мощности на шинах нагрузок высвобождает в часы зимнего максимума нагрузок для потребителей около 1500 МВт, на 2 % – около 3000 МВт, на 3 % – около 4500 МВт и т.д.

Уменьшение в распределительных сетях балластных потоков реактивной мощности за счет ее компенсации у потребителя или на конечных подстанциях:

а) позволит (при наличии в энергоузлах тех же объемов активной мощности и той же пропускной способности сетей) снабжать дополнительных потребителей, то есть позволит обеспечить в определенной степени прирост потребления активной мощности без увеличения ее генерации в узле (регионе) или без увеличения ее перетока из других энергосистем;

б) позволит самому потребителю прирастить свои производственные мощности без увеличения потребления из сети;

в) позволит присоединить потребителя там, где ранее было отказано, или присоединить новых потребителей, там, где компенсация реактивной мощности позволит это сделать;

г) улучшит технико-экономическую эффективность систем электроснабжения как электросетевых компаний, так и самих потребителей;

д) повысит устойчивость электроэнергетических систем, систем электроснабжения и нагрузки потребителей при снижении и провалах напряжения в сети.

22 марта 2007 в Минюсте РФ был зарегистрирован первый из документов, регламентирующих отношения субъектов электроэнергетики в области компенсации реактивной мощности. Это приказ министра промышленности и энергетики РФ В.Б. Христенко №49 от 22.02.2007 года «О порядке расчета значений соотношения потребления активной и реактивной мощности для отдельных энергопринимающих устройств (групп энергопринимающих устройств) потребителей электрической энергии, применяемых для определения обязательств сторон в договорах об оказании услуг по передаче электрической энергии (договорах энергоснабжения)» [2]. Данным приказом утверждается «Порядок расчета значений соотношения потребления...». В соответствии с «Порядком...» для всех потребителей электрической энергии, присоединенная мощность энергопринимающих устройств которых более 150 кВт (за исключением граждан-потребителей, использующих электрическую энергию для бытового потребления, и приравненных к ним в соответствии с нормативными правовыми актами в области государственного регулирования тарифов групп (категорий) потребителей (покупателей), в том числе многоквартирных домов, садоводческих, огороднических, дачных и прочих некоммерческих объединений граждан) рассчитывается значение соотношения потребления активной и реактивной мощностей. Так предельные значения коэффициента реактивной мощности, потребляемой в часы наибольших суточных нагрузок электрической сети, для потреби-

# Преобразовательная техника

телей, присоединенных к сетям напряжением ниже 220 кВ, определяются в соответствии с нижеприведённой таблицей [2].

Простейшими устройствами компенсации реактивной мощности являются нерегулируемые конденсаторные батареи (КБ) постоянной мощности и регулируемые релейные или статические тиристорные компенсаторы (СТК) [3]. Однако, для потребителей с изменяющейся потребляемой реактивной мощностью, постоянно включенные КБ не приемлемы, а релейные КБ и СТК при их возможности регулирования величины компенсируемой реактивной мощности имеют ряд существенных недостатков [3], к основным из которых можно отнести возможность возникновения резонансных явлений в питающей сети и перегрузку КБ высшими гармониками тока.

В настоящее время широко распространёнными и перспективными устройствами компенсации реактивной мощности являются статические компенсаторы (СТАТКОМ) [4]. На рис. 1 представлена структурная схема стандартного СТАТКОМа, состоящего из трёхфазного преобразователя на запираемых тиристорах  $VS$  с обратными диодами  $VD$ , ёмкостного накопителя в цепи постоянного тока  $C_n$  и выходных фильтрующих дросселей  $L_f$  на стороне переменного тока.

Принцип действия СТАТКОМа заключается в регулировании напряжения на фильтрующих дросселях  $L_f$  как по амплитуде, так и по фазе за счёт изменения напряжения на выходе тиристорного ШИМ-преобразователя. Для перевода СТАТКОМа в ёмкостной режим работы  $+Q$  (рис. 2) (режим генерации реактивной мощности),

Предельные значения коэффициента реактивной мощности

Положение точки присоединения потребителя к электрической сети	$\text{tg } \phi$
напряжением 110 кВ (154 кВ)	0,5
напряжением 35 кВ (60 кВ)	0,4
напряжением 6–20 кВ	0,4
напряжением 0,4 кВ	0,35

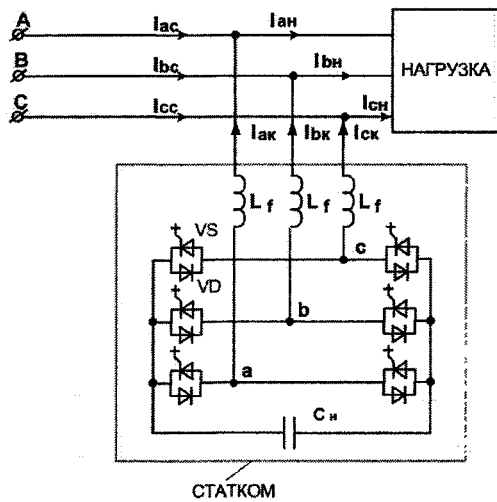


Рис. 1. Структурная схема СТАТКОМа

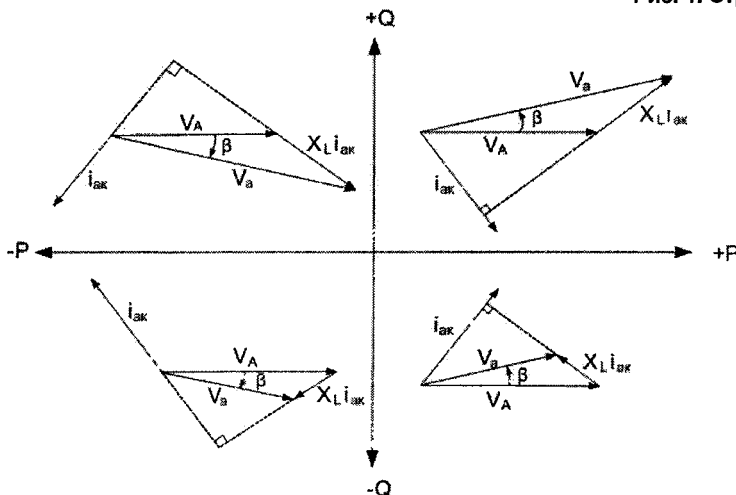


Рис. 2. Векторная диаграмма напряжений и токов СТАТКОМа



необходимо, чтобы величина выходного напряжения преобразователя  $V_o$  по амплитуде была больше напряжения сети  $V_A$ . Напротив, при выходном напряжении преобразователя меньше сетевого СТАТКОМ потребляет реактивную мощность, т.е. работает в индуктивном режиме  $-Q$ . На рис. 2 представлена векторная диаграмма напряжений и токов СТАТКОМ в четырёх квадрантах  $PQ$ -области.

«На практике» не существует идеальных систем, т.е. потери активной мощности присутствуют всегда. Если не учитывать их влияние при разработке СТАТКОМа, то заряд на конденсаторе будет постепенно снижаться, что в результате приведёт к потере устойчивости всей системы. Поэтому для регулирования и поддержания напряжения на конденсаторе даже при чисто индуктивном или чисто емкостном режиме работы СТАТКОМа, необходимо поддерживать незначительный угол расфазировки  $\beta$  (см. рис. 2) основной гармоники выходного модулируемого напряжения преобразователя и напряжения питающей сети. Это обеспечивает потребление СТАТКОМом из сети активной мощности, необходимой для компенсации потерь и регулирования напряжения на емкостном накопителе.

Основными достоинствами СТАТКОМа являются [4]:

- возможность генерирования и регулирования потока реактивной мощности как емкостного, так и индуктивного характера при одном типе накопителя энергии на стороне постоянного тока;
- синусоидальная форма тока во всём диапазоне регулирования мощности;
- наивысшее из всех существующих компенсаторов быстродействие и наилучшие удельные массогабаритные показатели.

Максимальная величина компенсируемой СТАТКОМом реактивной мощности для выше-

приведённого схемного решения (см. рис. 1) ограничена допустимыми значениями напряжения и тока запираемых тиристоров и обратных диодов. Для использования СТАТКОМа в распределительных сетях с напряжением 6–10 кВ и выше необходимо применение многомодульных или многоуровневых схем преобразователей. В этом случае авторами предлагается использование каскадной многоуровневой топологии преобразователя с зонной ШИМ на высокой частоте. На рис. 3 представлена функциональная схема трёхуровневого корректора коэффициента мощности (ККМ), выполненного на однофазных мостовых преобразователях с емкостными накопителями в цепи постоянного напряжения. При высоком напряжении питающей сети ККМ, составленный из стандартных однофазных мостовых преобразователей, соединённых последовательно, позволяет использовать в своём составе IGBT транзисторы на номинальное напряжение, соответствующее одному уровню выходного напряжения. Количество модулей, таким образом, определяется максимальным выходным напряжением ККМ.

Математический анализ исследуемой схемы проводился в синхронной системе  $dq0$ -координат, ориентированной по вектору напряжения питающей сети. Было получено описание ККМ для усредненной (1), (2) и малосигнальной (3), (4) математических моделей:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = \frac{3E}{\omega L_s} \begin{bmatrix} m_d \\ m_q \\ m_0 \end{bmatrix} - \frac{1}{\omega L_s} \begin{bmatrix} V_d \\ V_q \\ V_0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_s/\omega \cdot L_s & -\omega & 0 \\ \omega & R_s/\omega \cdot L_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s/\omega \cdot L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix}, \quad (1)$$

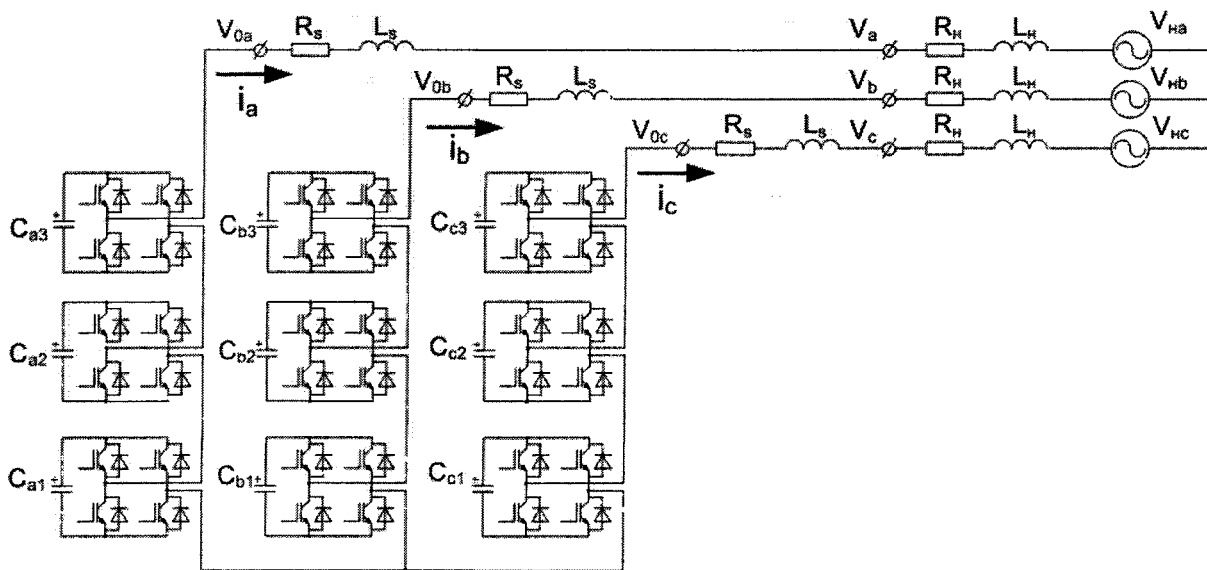


Рис. 3. Трёхуровневый корректор коэффициента мощности с зонной ШИМ на высокой частоте

$$\frac{dE_j}{dt} = -\frac{3E_j}{R_s C} - \frac{1}{3C} \begin{bmatrix} m_{dj} & m_{qj} & m_{0j} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix}; \quad (2)$$

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = \frac{3E}{\omega L_s} \begin{bmatrix} m_d \\ m_q \\ m_0 \end{bmatrix} + \frac{3 \cdot e}{\omega L_s} \begin{bmatrix} M_d \\ M_q \\ M_0 \end{bmatrix} - \frac{1}{\omega L_s} \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \\ v_0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} R_s/\omega L_s & -\omega & 0 \\ \omega & R_s/\omega L_s & 0 \\ 0 & 0 & R_s/\omega L_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix}; \quad (3)$$

$$\frac{de_j}{dt} = -\frac{3e_j}{R_s C} - \frac{1}{3C} \begin{bmatrix} I_d & I_q & I_0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} m_{dj} \\ m_{qj} \\ m_{0j} \end{bmatrix} - \frac{1}{C} \begin{bmatrix} M_{dj} & M_{qj} & M_{0j} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} m_d \\ m_q \\ m_0 \end{bmatrix}, \quad (4)$$

где  $m$ ,  $i$ ,  $e$ ,  $v$  – соответственно отклонения параметров ширимы, тока ККМ, напряжения на конденсаторах и сети от точек покоя  $M$ ,  $I$ ,  $E$  и  $V$  соответственно. По математическому описанию ККМ были получены передаточные функции ток – коэффициент заполнения, перекрестная передаточная функция ток – коэффициент заполнения, напряжение на конденсаторе – ток (5)–(8), на базе которых проводилось исследование устойчивости

работы преобразователя и разработка корректирующих звеньев.

$$W_{idd} = \frac{NE(R_s + pL_s)}{L_s^2 p^2 + 2L_s R_s p + (R_s^2 + \omega^2 L_s^2)}; \quad (5)$$

$$W_{iqq} = \frac{NE(R_s + pL_s)}{L_s^2 p^2 + 2L_s R_s p + (R_s^2 + \omega^2 L_s^2)}; \quad (6)$$

$$W_{iqd} = \frac{-NE\omega L_s}{L_s^2 p^2 + 2L_s R_s p + (R_s^2 + \omega^2 L_s^2)}; \quad (7)$$

$$W_{Eidj} = -\left( \frac{Y_{dj} L_s p + Y_{qj} L_s \omega + Y_{dj} R_s}{3p^2 CL_s + 3pCR_s + Y_{dj} Y_{qj} N} \right). \quad (8)$$

Проведенный анализ имитационной модели, составленной по полученному описанию в программном комплексе Simulink, показал стабильную работу ККМ в статических и динамических режимах. Некоторые результаты имитационного моделирования представлены на рис. 4.

Основываясь на математической и имитационной моделях, была разработана структурная схема системы управления ККМ, представленная на рис. 5. Схема содержит блоки: преобразования Парка (прямое и обратное), синхронизации с сетью посредством ФАПЧ и блок ШИМ. Благодаря блоку преобразования Парка все поступающие с датчиков напряжений и токов сигналы реального времени перенесены в DQ0-координатное пространство. ФАПЧ необходим для синхронизации системы DQ0-координат с напряжением питающей сети. Выходными данными блока являются

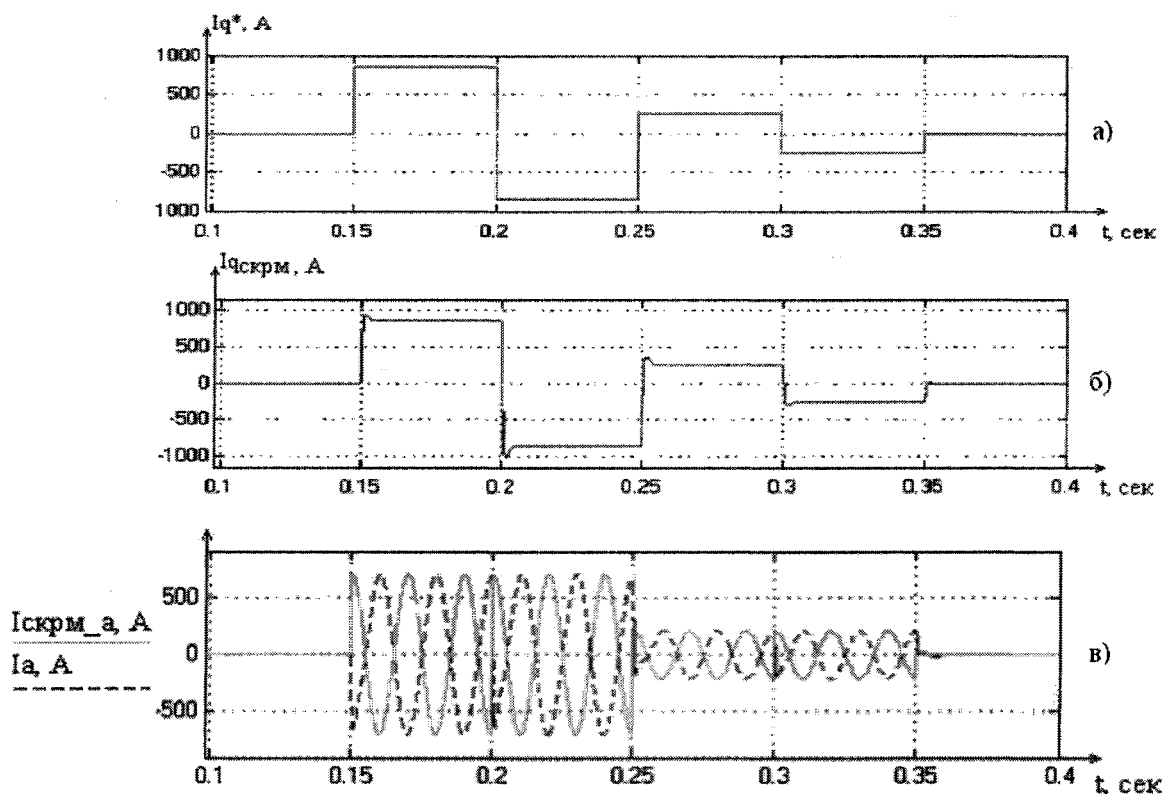


Рис. 4. Временные диаграммы: (а) реактивного тока нагрузки и (б) реактивного тока корректора (q-составляющая), (в) тока нагрузки и ККМ фазы А



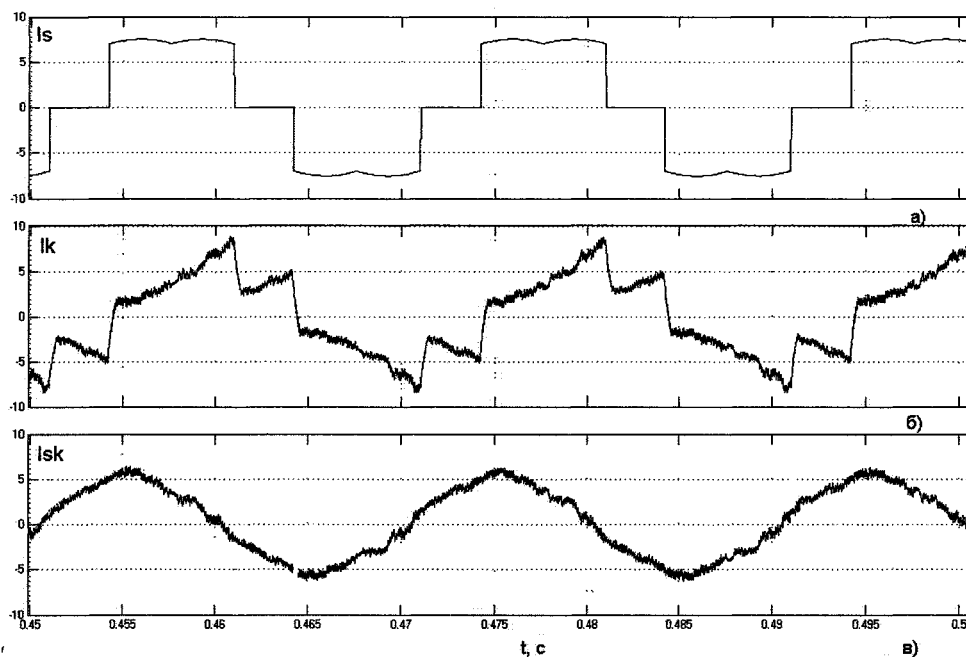


Рис. 7. Результаты имитационного моделирования ККМ

ки; б) компенсационного тока ККМ и в) скомпенсированного тока питающей сети.

Анализ проведённых исследований ККМ в распределительной электросети показал практически нулевой фазовый сдвиг между током и напряжением сети, низкое содержание в спектре тока питающей сети гармоник до 10 порядка включительно при различном характере нагрузки, а также устойчивую работу ККМ в установившихся и динамических режимах.

### Литература

1. *Миляков, А.В. Реактивная мощность и её значение в надёжности и экономике систем электро-*

*снабжения/ А.В. Миляков// Официальная страница ОАО «Алтайэнерго». – <http://www.altaienergo.ru/>.*

2. *Министерство промышленности и энергетики РФ. Приказ от 22 февраля 2007 г. № 49. Зарегистрировано в Минюсте РФ 22 марта 2007 г. № 9134.*

3. *Глинтерник, С.Р. Тиристорные преобразователи со статическими компенсирующими устройствами/ С.Р. Глинтерник. – Л.: Энергоатомиздат, 1988.*

4. *Розанов, Ю.К. Основные этапы развития и современное состояние силовой электроники/ Ю.К. Розанов// Электричество. – 2005. – №7. – С. 52–61.*

**Алтуний Борис Юрьевич**, заведующий кафедрой «Теоретическая и общая электротехника» Нижегородского государственного технического университета, доктор технических наук, профессор. Окончил электротехнический факультет Уральского государственного технического университета (УПИ) в 1962 году. Защитил докторскую диссертацию по теме «Тиристорные переключающие устройства регулирования под нагрузкой трансформаторного оборудования электротехнологических установок» в 1997 году в Московском энергетическом институте (Техническом университете).

**Слепченков Михаил Николаевич**, доцент кафедры «Промышленная электроника», кандидат технических наук Нижегородского государственного технического университета. Окончил факультет автоматики и электромеханики Нижегородского государственного технического университета в 2001 году. Защитил кандидатскую диссертацию по теме «Комплексное устройство компенсации реактивной мощности и мощности искажений в системах питания с выпрямительной нагрузкой» в 2005 году в Нижегородском государственном техническом университете.

**Карнавский Иван Александрович**, аспирант Нижегородского государственного технического университета. Окончил факультет автоматики и электромеханики Нижегородского государственного технического университета в 2007 году. Защитил магистерскую диссертацию по теме «Многоуровневый статический компенсатор реактивной мощности с ШИМ на высокой частоте» в 2007 году в Нижегородском государственном техническом университете.

# ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.9.048.06

## ОСНОВНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ГИДРОДИНАМИКИ И ТЕПЛООБМЕНА В СИСТЕМЕ ЦИРКУЛЯЦИОННОГО ПОДОГРЕВА ЖИДКОГО ТОПЛИВА

*Е.В. Торопов, Д.Н. Макаров*  
г. Челябинск, ЮУрГУ, ЧМК

Рассмотрены вопросы гидродинамики и теплообмена в системах циркуляционного подогрева жидкого топлива в условиях нестационарности теплового режима. Численные решения подтвердили достоверность рассмотренной математической модели.

В настоящее время на предприятиях, использующих жидкое топливо в качестве основного, дополнительного или резервного, применяются в основном две схемы поддержания необходимой температуры – со стационарными подогревателями в резервуарах и циркуляционные с выносными подогревателями. Применявшаяся ранее на Златоустовском меткомбинате схема подогрева жидкого топлива с помощью стационарных подогревательных элементов, установленных в резервуарах, была заменена системой циркуляционного подогрева, так как в силу естественного старения и износа теплообменного оборудования на поверхности теплообмена появились неплотности, нарушения герметичности подогревателей поверхностного типа вынудило отказаться от их применения. Недостатками стационарных поверхностных подогревателей для подогрева жидкого топлива также являются большое число соединений и громоздкость и тепловая инерционность стационарных подогревателей, а также невозможность их демонстрации без опорожнения резервуаров.

Применение циркуляционного способа обогрева позволило резко сократить время разогрева топлива, уменьшить его обводнение и вследствие эффективного перемешивания объема топлива в резервуарах высокую однородность температуры и состава топлива. В резервуаре топливо растекается в виде затопленных струй, которые обеспечивают эффективное перемешивание и достижение однородности топлива, а также препятствуют осаждению карбонидов.

Используя данные измерений теплотерь в окружающее пространство металлических неизолированных резервуаров вместимостью от 300 до 5000 м<sup>3</sup> [1], можно отметить, что при температуре топлива 80 °С, температуре окружающего воздуха – 30 °С и его скорости 5 м/с теплотери составляют 258; 357; 503; 843 и 1360 кВт для резервуаров объемом соответственно 300; 500; 1000; 2000 и 5000 м<sup>3</sup>. При этом для циркуляционного подогрева необходимо подавать топливо, нагретое до температуры 115 °С в количестве 3,6; 5,0; 7,1; 11,9 и 19,2 кг/с.

Эти данные говорят о важности вопроса рациональной организации систем подачи и подогрева топлива, так как тепловая мощность требуемого для этого оборудования превышает 1,0 МВт.

Применение стандартной тепловой изоляции для металлических резервуаров (минераловатные маты толщиной 0,07 м и штукатурка с толщиной слоя 0,02 м) снижают теплотери в 11–12 раз; пропорционально снижается требуемое количество циркулирующего топлива и мощность оборудования. Применение заглубленных в землю железобетонных резервуаров можно считать приблизительно равноценным применению стандартной тепловой изоляции на металлических резервуарах; при этом количество циркулирующего топлива при температуре 115 °С можно принять в среднем 0,8–2,0 кг/с.

Обобщая данные по тепловым потерям резервуарами для хранения и подогрева жидкого топлива, можно рекомендовать зависимости для определения величины тепловых потерь  $Q_{\text{пот}}$  поверхностью металлических неизолированных и металлических изолированных и железобетонных подземного хранения соответственно, кВт,

$$Q_{\text{пот}} = 150 + 0,35V_p, \quad (1)$$

$$Q_{\text{пот}} = 20 + 0,026V_p, \quad (2)$$

где  $V_p$  – вместимость резервуаров, м<sup>3</sup>.

Проблемы, встающие при эксплуатации участков для приема, подготовки и хранения жидкого топлива на современном предприятии, можно условно объединить в три группы, напрямую связанные с энергосбережением в этих участках. Первая проблема относится к определению температурно-временной зависимости системы циркуляционного подогрева топлива  $t = f(\tau)$  при заданных расходах подогретого топлива  $G_n$ , кг/с, и топлива, отбираемого на циркуляционный подогрев  $G_o$ , кг/с. Вторая проблема относится к отысканию необходимого соотношения  $G_n/G_o$ , обеспечивающего поддержание постоянной температуры топлива в резервуарах; третья проблема – отыскание  $G_n/G_o$ , обеспечивающего заданный нагрев топлива в ре-

зервуарах. При этом необходимо учитывать поток топлива, отбираемый на технологические нужды  $G_{д}$ , кг/с, и подачу дополнительного количества топлива для пополнения запаса,  $G_3$ , кг/с.

Если рассматривать процесс от момента времени  $\tau = 0$  до  $\tau = \tau_1$ , когда в емкости при  $\tau = 0$  находилась масса топлива  $M_0$ , кг, то количество топлива, находящегося в резервуаре к моменту времени  $\tau = \tau_1$  можно определить из материального баланса, кг,

$$M = M_0 + \tau_1 (G_{п} + G_3 - G_{д} - G_0). \quad (3)$$

Уравнение теплового баланса для подогревателя топлива запишется в виде

$$Q_{п} = G_{п} c_{т} \tau_1 (t_{в\text{ых}} - t_{в\text{х}}). \quad (4)$$

Как показывает практика эксплуатации оборудования участка подготовки жидкого топлива [1], чаще всего реализуются три режима работы системы подогрева. В формуле (4)  $t_{в\text{х}}$ ,  $t_{в\text{ых}}$  – температура жидкого топлива на входе и выходе подогревателя,  $c_{т}$  – теплоемкость топлива, кДж/кг °С.

Первый режим наблюдается при большой тепловой мощности подогревателя топлива; при этом по мере повышения температуры топлива в резервуарах температура топлива на входе в подогреватель  $t_{в\text{х}}$  также повышается, что приводит к росту  $t_{в\text{ых}}$ . При этом скорость роста температуры топлива в подогревателе остается постоянной  $dt/d\tau = \text{const}$ .

При малой тепловой мощности подогревателя температура топлива на выходе из него практически не меняется  $t_{в\text{ых}} = \text{const}$ , то есть, не зависит от температуры топлива на входе в подогреватель. При эксплуатации системы подогрева в этом режиме температура топлива на выходе  $t_{в\text{ых}}$  достигает температуры греющего пара  $t_{в\text{ых}} \approx t_{\text{нас}}$ .

Возможен также переходный режим – в начале процесса наблюдается первый режим  $dt/d\tau = \text{const}$ , затем достигается  $t_{в\text{ых}} = t_{\text{нас}} = \text{const}$ , то есть, устанавливается второй режим.

При работе теплообменников – подогревателей жидкого топлива в первом режиме  $t_{в\text{ых}} = t_{в\text{х}} + \Delta t$  и с учетом уравнения теплового баланса (4) и уравнения теплопередачи можно написать

$$G_{п} c_{т} (\Delta t - t_{в\text{х}}) = G_{п} c_{т} (t - t_{в\text{х}}) + c_{т} [M + \tau_1 (G_{п} + G_3 - G_{д} - G_0)] dt / d\tau + kF (t - t_{\text{ос}}). \quad (5)$$

Преобразуем (5), разделив его на  $c_{т} M$ , и приведем к виду

$$\begin{aligned} & [1 + \tau_1 (G_{п} + G_3 - G_{д} - G_0) / M] dt / d\tau + \\ & + [(G_3 + G_{п}) + kF / c_{т}] / M = \\ & = [G_{п} \Delta t + G_3 t_{в\text{х}} + kF t_{\text{ос}} / c_{т}] / M. \end{aligned} \quad (6)$$

Аналогичное соотношение может быть получено и для второго режима.

При наличии в системе нескольких резервуаров, для любого  $i$ -го резервуара можно получить

обобщенное уравнение

$$\frac{dt_i}{d\tau} + B_i t_i - \sum_{j=1}^n C_{ij} t_j = D_i, \quad (7)$$

где введены обозначения:

для первого режима

$$B_i = \frac{c_{т} G_{п\text{и}} + E_i}{c_{т} M_i}; D_i = \frac{c_{т} G_{п\text{и}} \Delta t + c_{т} G_i t_{в\text{х}} + kF t_{\text{ос}}}{c_{т} M_i};$$

для второго режима

$$B_i = \frac{E_i}{c_{т} M_i}; D_i = \frac{c_{т} G_{п\text{и}} t_{в\text{ых}} + c_{т} G_{3\text{i}} t_{в\text{х}} + kF t_{\text{ос}}}{c_{т} M_i};$$

для обоих режимов

$$A_i = (G_{п} + G_3 - G_{д} - G_0) / M_i;$$

$$E_i = c_{т} G_3 + kF; C_{ij} = G_{п} \beta_j / M_i.$$

Коэффициент неравномерности расходов топлива от коллекторов подачи подогретого топлива к входу в резервуар  $\beta_i$  определяется соответствующим гидравлическим расчетом коллекторной системы.

Для обобщения полученных уравнений их следует записать в матричном виде, приняв

$$B_i t_i - \sum_{j=1}^n C_{ij} t_j = \tilde{A} t,$$

тогда

$$\frac{dt}{d\tau} - \tilde{A} t = \tilde{D}. \quad (8)$$

Показателем изменения количества топлива в резервуаре в соответствии с (6) является параметр  $A_i$ : при  $A_i < 0$  количество топлива в соответствующем резервуаре уменьшается, при  $A_i > 0$  растет, при  $A_i = 0$  остается неизменным.

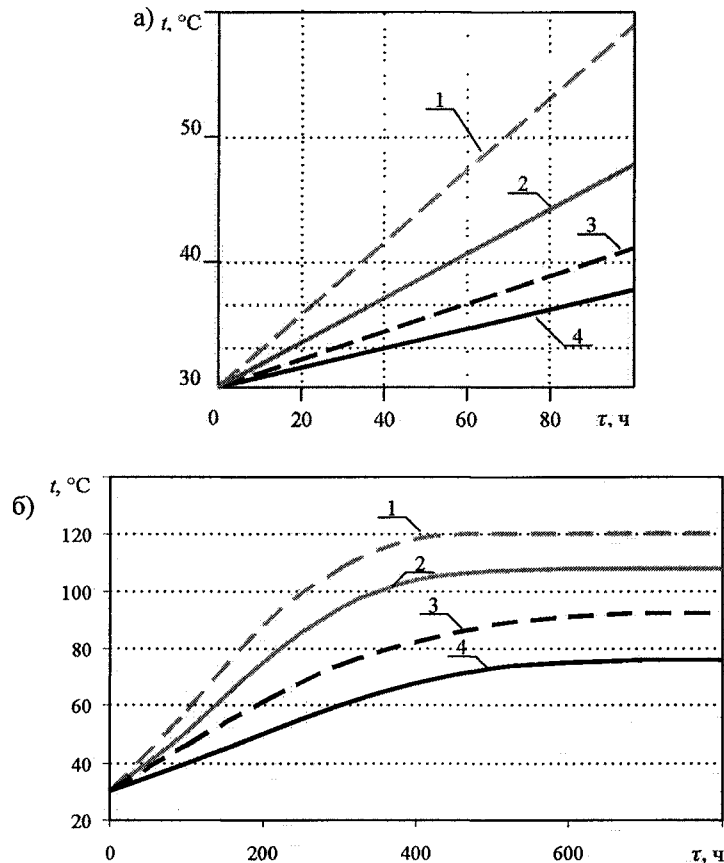
В линейном представлении при постоянном значении параметра  $A$  однородное уравнение имеет решение  $t = t_{\text{нач}} \exp(-A\tau)$ , которое описывает переходный процесс с постоянной времени, численно равной параметру  $A$ . В системе (8) обозначено

$$\tilde{t} = \begin{Bmatrix} t_1 \\ t_2 \\ t_3 \\ t_4 \\ t_5 \end{Bmatrix}; A = \begin{Bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & a_{15} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & a_{25} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & a_{35} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} & a_{45} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} \end{Bmatrix};$$

$$\tilde{D} = \begin{Bmatrix} D_1 \\ D_2 \\ D_3 \\ D_4 \\ D_5 \end{Bmatrix}; a_{ij} = B_i - C_{ij} > 0; i = 1 \dots 5;$$

$$a_{ij} = -C_{ij} < 0.$$

Решения неоднородной системы (8) можно представить [2] в виде суммы общих решений однородных уравнений без правой части при  $D_i = 0$  и частных решений. Такой анализ был произведен в работе [1], где также делается вывод о необходимости численного решения системы (8). Числен-



Расчетные зависимости температуры жидкого топлива при циркуляционном нагреве:  
 а) в начале периода; б) в период стабилизации температуры:  
 1 –  $G_n = 6,00$  кг/с; 2 –  $G_n = 4,00$  кг/с; 3 –  $G_n = 3,00$  кг/с; 4 –  $G_n = 2,50$  кг/с

ное решение системы (8) и исследование полученных данных произведено с помощью стандартного программного комплекса Mathcad – 2001. В применении к системе подогрева жидкого топлива в подземных железобетонных резервуарах ЗМК, имеющей 5 емкостей по  $5000 \text{ м}^3$ , эти решения имеют следующие значения и характеристики. Температура окружающего воздуха принята  $t_{oc} = -30 \text{ °C}$  зимой и  $t_{oc} = +20 \text{ °C}$  летом; для изучения процесса нагрева жидкого топлива принято  $G_d = 0$ , то есть, поступления жидкого топлива от других источников, кроме подачи циркуляционными насосами, нет. Принята начальная температура топлива перед включением циркуляционного подогрева  $t = +30 \text{ °C}$ .

Расчеты произведены для четырех значений циркулирующего топлива  $G_n = 6,00; 4,00; 3,00; 2,50$  кг/с; такое соотношение расходов соответствует неравномерному распределению расхода топлива по резервуарам. В зависимости от схемы под-

ключения резервуаров к подогревателям и насосным установкам, а также в зависимости от гидравлического сопротивления каждого отвода от коллекторов, расход топлива может изменяться от 6,00 до 2,50 кг/с, и это отражено в результатах расчетов.

Результаты расчетов представлены на рисунке отдельно для начального периода нагрева и для периода выхода на стабилизированную температуру и подтверждают надежность и достоверность рассмотренной системы уравнений.

#### Литература

1. Назмеев, Ю.Г. Теплоперенос и гидродинамика в системах хранения жидкого органического топлива и нефтепродуктов / Ю.Г. Назмеев. – М.: Издательский дом МЭИ, 2005.
2. Корн, Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Издательство «Наука», 1968.

Торопов Евгений Васильевич – доктор технических наук, профессор, заслуженный деятель науки и техники РФ, заведующий кафедрой «Промышленная теплоэнергетика» Южно-Уральского государственного университета.

Макаров Дмитрий Николаевич – технический директор ОАО «ЧМК».

# ЭЛЕКТРОМЕХАНИКА

УДК 621.314

## ЭЛЕКТРОПРИВОД БАРАБАННЫХ ШАХТНЫХ ПОДЪЕМНЫХ МАШИН

А.М. Жидков, О.И. Осипов  
г. Москва, МЭИ

На примере барабанной шахтной подъемной машины рассмотрен ряд проблем по внедрению ее электропривода, связанных с влиянием эксцентриситета намоточного барабана, «провала» скорости двигателя и упругости подъемного каната.

Для привода барабанных шахтных подъемных машин мощностью свыше 1000 кВт и глубиной шахт до 800 м считается вполне обоснованным применение безредукторного электропривода постоянного тока по системе ТП-Д.

Ввод в эксплуатацию подобного привода выявил ряд проблем, связанных с конструктивными его особенностями и технологическими режимами. Так эксцентриситет намоточного барабана вызывает колебания момента нагрузки и, следовательно, колебания скорости. Усиленные наличием упругости в подъемных канатах эти колебания приводят к дополнительным динамическим нагрузкам на механические узлы привода. На рис. 1 на примере электропривода шахтной подъемной установки ствола №1 Березниковского калийного производственного рудоуправления ОАО «Уралкалий» показаны экспериментальные характеристики переменного электропривода в относительных к номинальному их значению единицах (тока

$I_a$ , заданной  $n_{зад}$  и реальной  $n$  частот вращения). Здесь же отражены метки  $N$ , определяющие количество оборотов барабана на угол  $360^\circ$ . Характеристики были определены на начальном этапе внедрения электропривода. Как видно из характеристик каждый оборот барабана сопровождался колебаниями частоты вращения привода до 4 % и тока якоря двигателя до 10 %.

Для снижения динамических возмущений, связанных с влиянием эксцентриситета намоточного барабана, была предложена и реализована система управления электроприводом подъемной машины по рис. 2. Здесь выходной сигнал задатчика интенсивности ЗИ поступает на вход сумматора  $\Sigma_1$  регулятора скорости РС, а его производная, пропорциональная динамическому моменту двигателя  $M_{дин}$  на сумматор  $\Sigma_2$ . Выходной сигнал РС поступает как на  $\Sigma_2$ , так и на вход фильтра  $\Phi$  с большой постоянной времени, выделяя на выходе  $\Phi$  сигнал  $M_c$ ,

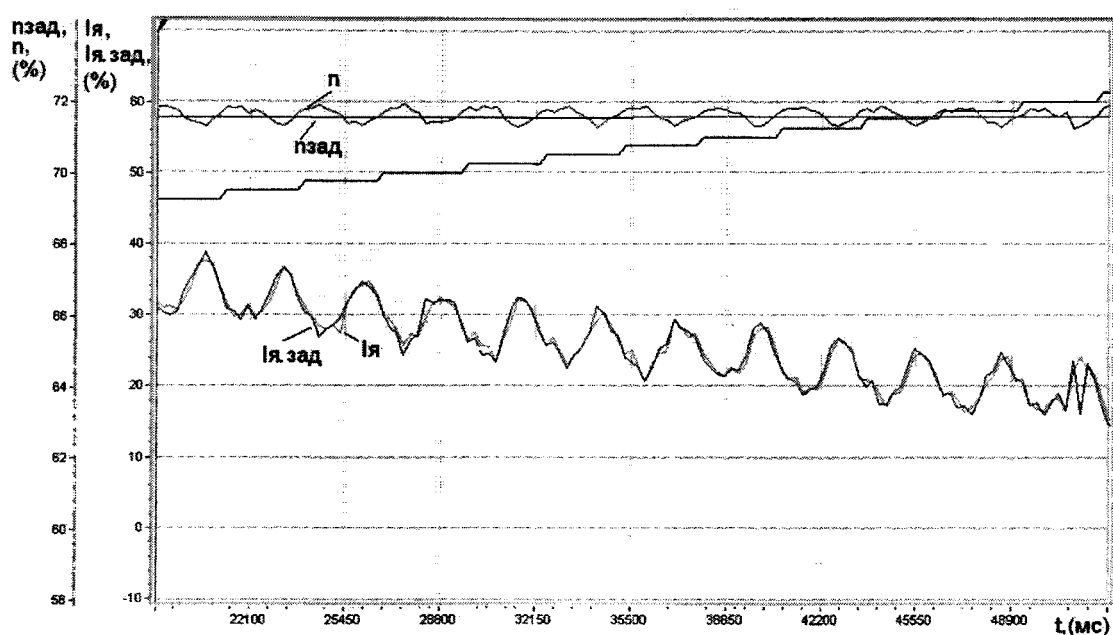


Рис. 1



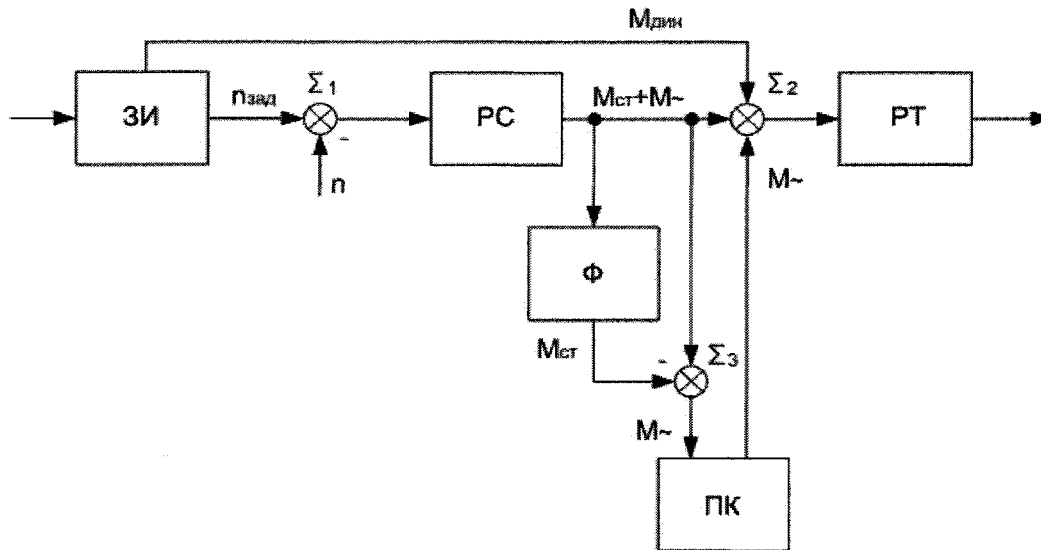


Рис. 2

пропорциональный статическому моменту. Сигнал  $M_{\sim}$ , пропорциональный динамической составляющей выходного сигнала РС от влияния эксцентриситета, как результат сравнения  $M_c$  на сумматоре  $\Sigma_3$  с выходным сигналом РС поступает в программируемый контроллер ПК. После его запоминания в ПК в интервале поворота вала двигателя на  $360^\circ$  этот сигнал подается на  $\Sigma_2$ . Итогом взаимодействия всех сигналов на  $\Sigma_2$  является сигнал на входе регулятора тока РТ, обеспечивающий такое изменение тока (момента) двигателя, при котором происходит компенсация изменения скорости от действия эксцентриситета.

При внедрении электропривода подъемной машины было обращено внимание и на тот факт, что влияние эксцентриситета различно для работы привода с полной нагрузкой при рабочих скоро-

стях движения скипа и при отсутствии нагрузки на малых скоростях (в режиме ревизии). Для снижения подобного влияния было предложено и реализовано увеличение коэффициента пропорциональной части РС по мере увеличения скорости движения скипа. На рис. 3 показаны экспериментальные характеристики переменных электропривода (тока  $I_a$ , заданной  $n_{зад}$  и реальной  $n$  частот вращения) после внедрения предложенных мер по компенсации эксцентриситета. Амплитуда колебаний частоты вращения привода не превышала 0,5 %.

При пуске двигателя в момент отпускания тормозов подъемной машины под действием активного статического момента веса груза и каната происходил «провал» скорости скипа относительно заданного значения, поскольку момент двигателя из-за электромагнитной инерции цепей его якоря не успевал достичь значения момента сил

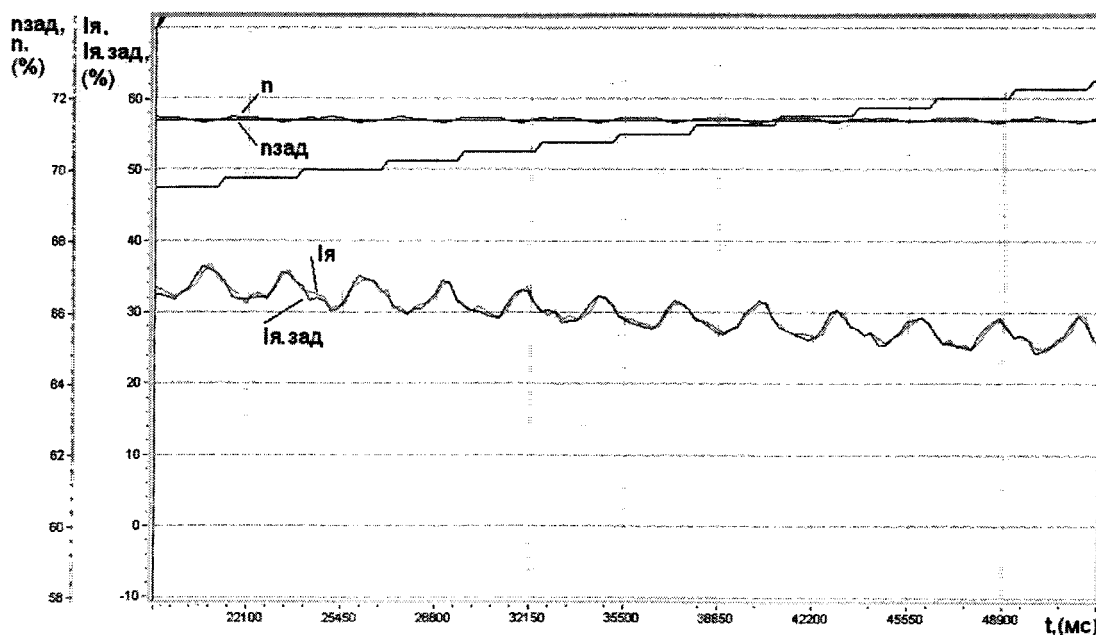
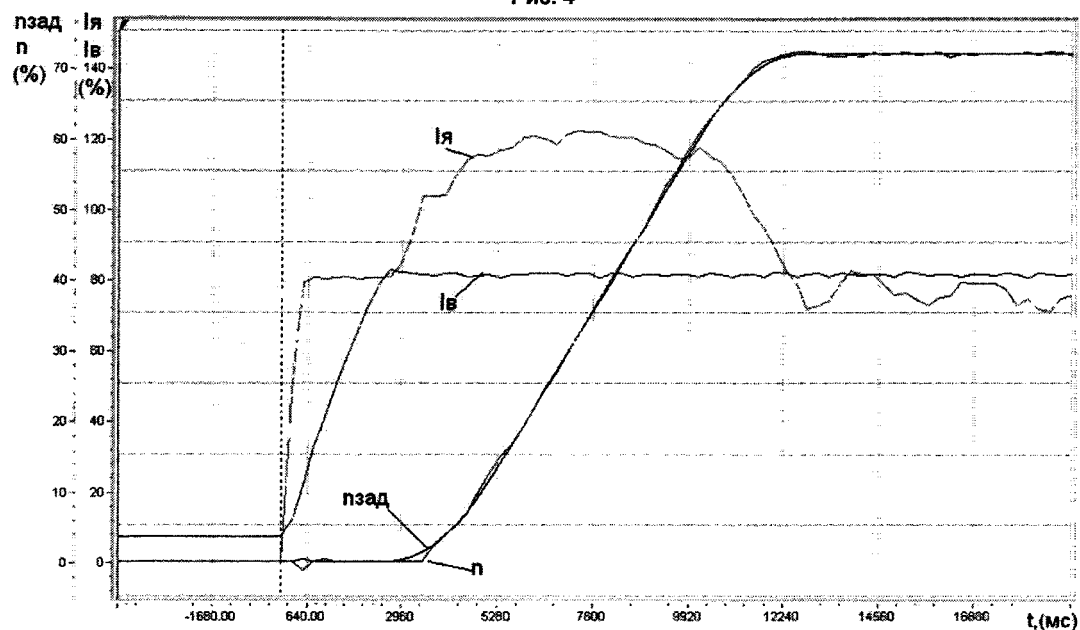
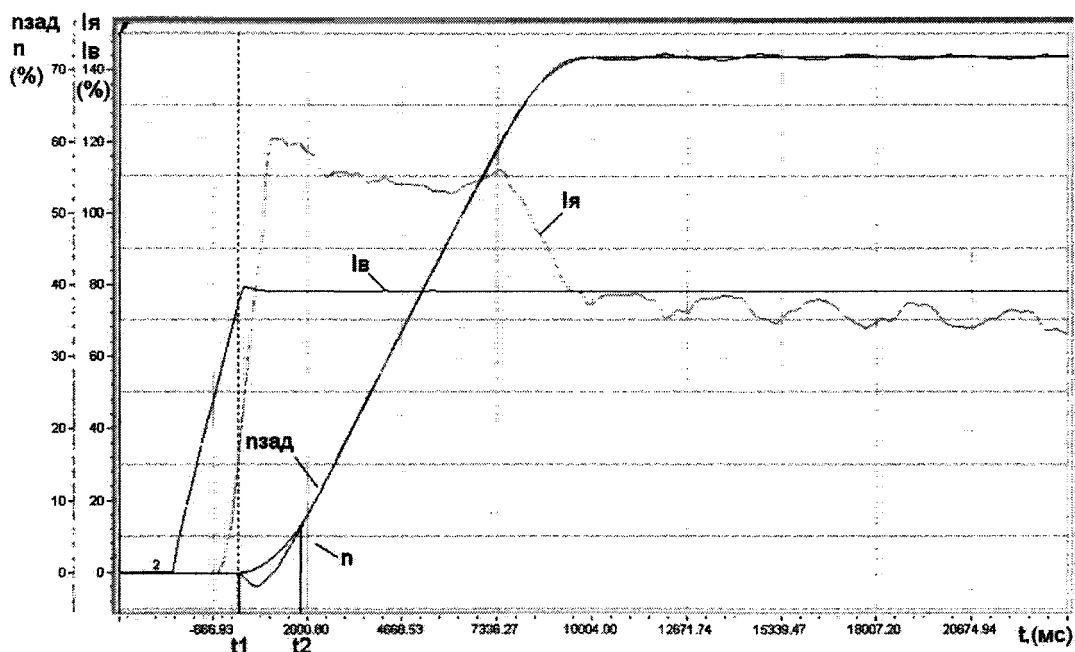


Рис. 3

сопротивления на валу двигателя. Из рис. 4, где отражены относительные значения тока якоря  $I_{я}$ , заданной  $n_{зад}$  и реальной  $n$  частот вращения двигателя при его пуске в момент времени  $t_1$ , видно, что первоначальный провал частоты вращения двигателя достигал 6 % и восстанавливался через время  $t_2 \approx 1,8$  с. Подобный «провал» скорости является технологически недопустимым и приводит к срабатыванию защиты привода от переподъема скипа.

Были предложены способ и техническое решение по исключению подобных режимов. Суть способа заключается в запоминании момента сил сопротивления  $M_{ст}$  в момент времени, предшествующий остановке привода, и формировании задания  $M_{ст}$  с выхода регулятора скорости РС при

последующем пуске привода. Способ учитывает два режима работы: при пуске машины с грузочной площадкой и ее пуске при произвольном положении скипа в стволе шахты. В первом режиме при трогании привода на выходе РС заранее задается момент средней статической нагрузки при грузе или пустом скипе. Выбор знака задания определяется положением скипов. Во втором режиме в момент времени, предшествующий останову привода, задание на статический момент с выхода РС запоминается в элементе памяти с необходимым знаком. А затем, при пуске, подается в качестве задания на момент привода через блок ограничения. Величина ограничений определяется максимальной статической нагрузкой при данном



режиме загрузки скипа. На рис. 5 представлены переменные электропривода аналогично рис. 4 при внедрении предложенного способа по исключению «провала» скорости. Как видно из него «провал» скорости двигателя был полностью исключен.

К числу проблем действующего электропривода подъемной машины относится и обеспечение точности останова подъемного сосуда относительно загрузочной площадки до 4–5 см. При глубинах шахты более 400 м этому мешает упругость каната

и отсутствие датчика положения скипа. Упругость каната заставляет обратить внимание и на выбор темпа ускорения привода при технологических изменениях скорости, поскольку, как показал опыт эксплуатации подъемной установки, в моменты резкого изменения ускорения возникают дополнительные колебания подъемного сосуда. Для их исключения в задатчике интенсивности пуска и торможения электропривода была введена S-образная зависимость, ограничивающая рывок скорости на постоянном уровне.

**Жидков Алексей Михайлович** в 2004 г. окончил Московский энергетический институт. Аспирант кафедры «Автоматизированный электропривод» МЭИ.

**Осипов Олег Иванович** в 1964 г. окончил Челябинский политехнический институт. В 1994 г. в Московском энергетическом институте (МЭИ) защитил докторскую диссертацию по теме «Техническое диагностирование автоматизированного электропривода постоянного тока». Профессор кафедры «Автоматизированный электропривод» МЭИ.

## УДЕЛЬНЫЕ ПОКАЗАТЕЛИ ЭЛЕКТРОПРИВОДА С СИНХРОННЫМ РЕАКТИВНЫМ ДВИГАТЕЛЕМ НЕЗАВИСИМОГО ВОЗБУЖДЕНИЯ

Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов, А.Н. Горожанкин  
г. Челябинск, ЮУрГУ

Приводятся удельные показатели (массогабаритные, энергетические, стоимостные) электропривода с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения в сравнении с системой преобразователь частоты – асинхронный двигатель (ПЧ-АД).

**Введение.** Для электропривода с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения (СРДНВ) выполнено сравнение вариантов силовых цепей по стоимости в зависимости от мощности [1]. В [2] показано для СРДНВ преимущество квадратной формы пакета сердечника статора над круглой по эффективности использования активных материалов. Представляет интерес сопоставление удельных показателей электропривода с СРДНВ при круглой и квадратной форме пакета сердечника статора электрической машины, что и рассмотрено ниже.

**Удельные показатели электродвигателей.** На рис. 1 сопоставлены удельные массогабаритные показатели различных вариантов электродвигателей: асинхронного (кривые 1 а и 2 а), СРДНВ с круглой формой пакета сердечника статора (кривые 1 б и 2 б) и СРДНВ с квадратной формой сердечника статора (кривые 1 в и 2 в). Кривые для АД были рассчитаны на основании справочных данных [3].

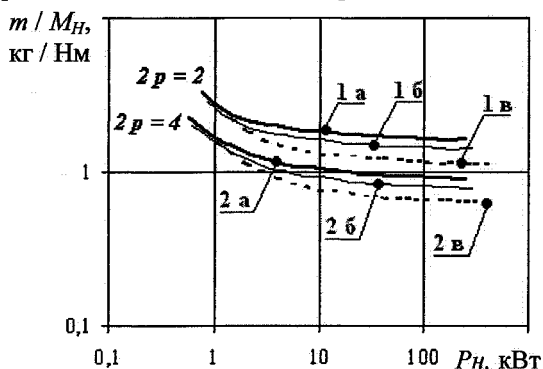


Рис. 1. Удельные массогабаритные показатели электродвигателей

Улучшение массогабаритных показателей для СРДНВ достигнуто конфигурацией обмотки на статоре (однослойная с полным шагом) и специальными законами управления токами статора. Для СРДНВ с квадратной формой сердечника статора дополнительная выгода достигнута использованием пространства в угловых частях пакета статора. На малых мощностях массогабаритные показатели различных электродвигателей близки, а при номинальной мощности двигателя 10 кВт и выше удельные показатели СРДНВ лучше, чем АД, на 15–40%. Четырехполюсные машины в этом же диапазоне мощностей имеют удельную массу на 30–40% меньше, чем двухполюсные.

Удельные потери в электродвигателях сопоставлялись по показателю  $P/M_n$  – отношению потерь в активных материалах только статора (меди и стали) электродвигателя к номинальному электромагнитному моменту (рис. 2). Расчет показывает снижение потерь в статоре на 15–60%. А так как в СРДНВ отсутствуют потери скольжения, то эта разница будет еще больше.

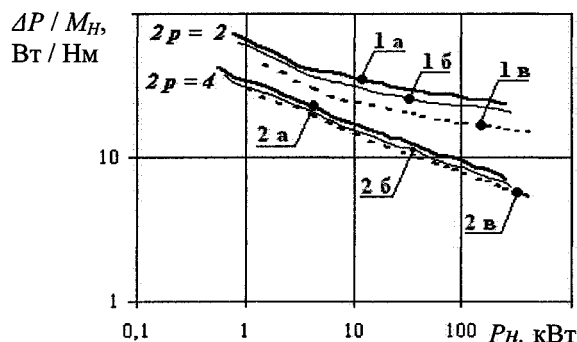


Рис. 2. Удельные потери в электродвигателях

Естественным для всех электродвигателей является снижение электрических потерь в цепях статора при переходе от  $2p=2$  к  $2p=4$  (до 30%) благодаря меньшей длине лобовых частей обмоток и увеличенному электромагнитному моменту. Отсутствие потерь скольжения в роторе даёт возможность увеличить удельные нагрузки на статорные цепи, что хорошо согласуется и с результатами зарубежных авторов, занимающихся СРДНВ [4].

На рис. 3 показано, как изменяется стоимостной показатель  $C/M_n$  – отношение стоимости

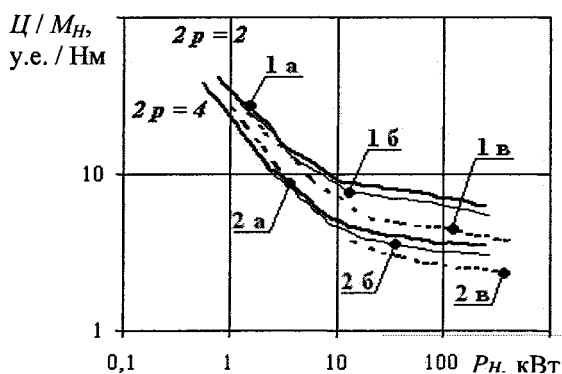


Рис. 3. Стоимостные показатели электродвигателей

электродвигателя к номинальному электромагнитному моменту в зависимости от номинальной мощности электродвигателя. При этом ощутимое снижение удельных затрат в СРДНВ (кривые 2 и 3) проявляется, начиная с мощности примерно 10 кВт, что обусловлено большими электромагнитными моментами СРДНВ при тех же затратах активных материалов. Удельные цены электродвигателей с  $2p = 2$  выше, чем с  $2p = 4$ , из-за повышенного расхода меди на более длинные лобовые части обмоток, а также из-за более низкого электромагнитного момента.

**Стоимостные показатели электрических преобразователей и двигателей.** На рис. 4 показаны кривые стоимости различных вариантов реализации силовых цепей в зависимости от номинального тока фазы статора в электроприводе с СРДНВ в сравнении со стоимостью силовых цепей для системы ПЧ-АД. Рассмотрены случаи питания шестифазного СРДНВ, имеющего круглую форму пакета железа сердечника статора, от индивидуальных источников тока на транзисторных полупроводниковых элементах (кривая 1) и на тиристорных элементах (кривая 2), от двух трехфазных мостовых инверторов (кривая 3), а также преобразователя частоты ПЧ для АД (кривая 4).

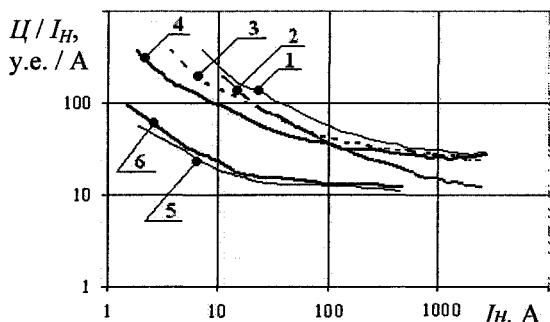


Рис. 4. Стоимостные показатели электрических преобразователей (1 – шесть ШИП; 2 – шесть НПЧ; 3 – два ПЧ; 4 – ПЧ для АД) и электродвигателей (5 – СРМНВ; 6 – АД)

Удельная стоимость СРДНВ и АД (кривые 5 и 6) близка. Стоимость вентиляльных преобразователей для СРДНВ и всей системы электропривода при малых мощностях получается выше стоимости системы ПЧ-АД из-за большего количества полупроводниковых элементов, на мощностях выше 200 кВт стоимость близка, а при питании от тиристорных элементов даже становится ниже. На рис. 5 приведены стоимостные зависимости для

электропривода с СРДНВ, имеющего квадратную форму пакета сердечника статора. Здесь удельная стоимость вентиляльных цепей для СРДНВ несколько выше (кривые 1, 2, 3, 4), так как учитывает дополнительные затраты на независимое регулирование в цепях обмотки возбуждения, расположенной в дополнительных пазах в углах пакета железа статора [2].

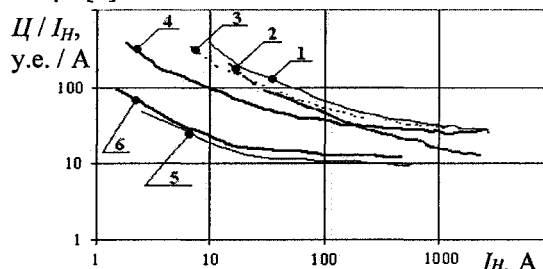


Рис. 5. Стоимостные показатели электрических преобразователей (1 – восемь ШИП; 2 – восемь НПЧ; 3 – два ПЧ и два ШИП; 4 – ПЧ для АД) и электродвигателей (5 – СРМНВ; 6 – АД)

**Заключение.** Электроприводы с СРДНВ превосходят электропривод с АД по массогабаритным и энергетическим показателям (от 15 % до 40–60 %). По стоимостным показателям эти электроприводы на малых мощностях уступают системе ПЧ-АД, на больших же мощностях их показатели выравниваются с системой ПЧ-АД.

#### Литература

1. Усынин, Ю.С. *Электроприводы и генераторы с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения*/ Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов // *Электричество*. – 2007. – № 3. – С. 21–26.
2. Усынин, Ю.С. *Статор синхронного реактивного двигателя независимого возбуждения* / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов, А.Н. Горожанкин // *Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр.* – Магнитогорск: МГТУ, 2007.
3. Копылов, И.П. *Справочник по электрическим машинам*/ И.П. Копылов, Б.К. Клоков. – М.: Энергоатомиздат, 1988. – Т. 1. – 456 с.
4. Law J.D., Chertok A., Lipo T.A. *Design and Performance of Field Regulated Reluctance Machine* // *IEEE Trans. on Industry Applications*. 1994. – № 5. – P. 1185–1193.

Усынин Юрий Семёнович – доктор технических наук, профессор. Работает на кафедре электропривода ЮУрГУ.

Григорьев Максим Анатольевич окончил в 2000 г. Южно-Уральский государственный университет, в 2003 г. – очную аспирантуру при кафедре электропривода. Кандидат технических наук, доцент. Работает на кафедре электропривода ЮУрГУ.

Виноградов Константин Михайлович окончил в 2002 г. Южно-Уральский государственный университет, в 2005 г. – очную аспирантуру при кафедре электропривода. Кандидат технических наук, доцент. Работает на кафедре электропривода ЮУрГУ.

Горожанкин Алексей Николаевич окончил в 2007 г. Южно-Уральский государственный университет. Аспирант кафедры электропривода ЮУрГУ.

## РЕГУЛИРУЕМЫЙ АСИНХРОННЫЙ ЭЛЕКТРОПРИВОД С ДРОССЕЛЯМИ И ВЫКЛЮЧАЕМЫМИ ВЕНТИЛЯМИ В ЦЕПИ РОТОРА

С.П. Лохов, Д.Н. Кравец  
г. Челябинск, ЮУрГУ

Исследуются пока только на ЭВМ новые возможности применения выключаемых ключей в асинхронном электроприводе с дросселями и вентилями в цепи ротора.

Кафедра электропривода ЮУрГУ уже 8 лет разрабатывает и успешно внедряет регулируемые электроприводы на асинхронном двигателе (АД) с фазным ротором, дросселями и тиристорами в его цепи [1, 2]. На рис. 1 тиристоры заменены на выключаемые. Возможности такой замены частично исследуются пока на ЭВМ в предлагаемой статье. Принята модель АД в естественных координатах (без вращения осей). Параметры модели АД выбраны достаточно абстрактно, поэтому цифры на диаграммах результатов моделирования не представлены, но равенство масштабов на разных рисунках обеспечено. Дроссель моделируется упрощенно одной линейной индуктивностью и одним сопротивлением потерь на вихревые токи. Использование уточненной модели дросселя почти не повлияло на качество результатов нашей статьи. Характеристику привода с полностью включенными тиристорами условно называем «естественной характеристикой привода». Это не естественная характеристика двигателя при закороченном роторе. На рис. 2 показана, какой она получилась при выбранных параметрах моделей АД и дросселя. Перенапряжения при выключениях тиристоров уже приводили к выходу их из строя во время наших экспериментов на реальном объекте. Моделирование перенапряжений намного повышает поря-

док системы дифуравнений, требует очень маленького шага численного их решения, но мало влияют на электрохимические характеристики привода в целом. Мы продолжаем исследования перенапряжений на моделях и реальном объекте. В данном же исследовании мы пренебрегли ими, путем принудительного обнуления токов в индуктивностях в моменты выключения вентилях в их цепях. Такое объяснение понятно для цепи из одной индуктивности, но в многосвязной цепи надо одновременно изменить все токи, чтобы не нарушались электрические балансы. Поэтому такое упрощение не так просто реализовать программно. Упрощение почти не влияет на электрохимические характеристики потому, что исчезающая при обнулениях индуктивных токов энергия все равно была бы потеряна в демпфирующих RC-цепочках реального привода. Однако это предстоит еще доказать. Собственно, решение изложенных проблем при моделировании отняло у нас основное время.

Проблему нахождения законов изменения углов включения трех обычных тиристорov (трех управляющих координат) ученые всего мира решали десятилетия, с появления первых ионных приборов. И при этом именно нашей кафедре удалось найти новое незамеченное никем решение [1]. Теперь же к трем углам включения добавляются

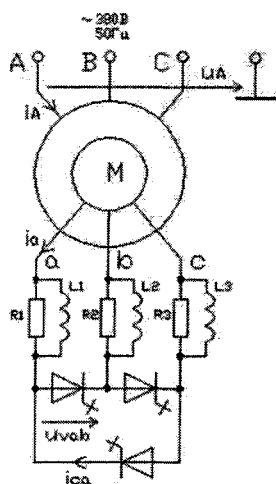


Рис. 1. Схема электропривода

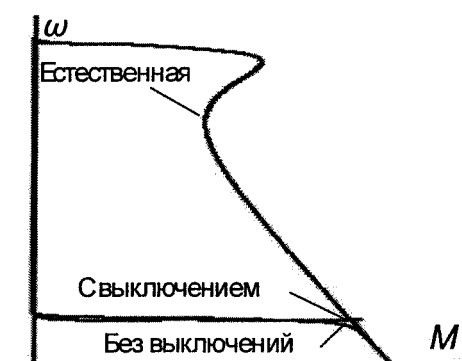


Рис. 2. Механическая характеристика привода

три угла выключения, поэтому число возможных законов управлений шестью координатами увеличивается на порядки раз.

Первым мы исследовали самый простой закон, при котором тиристоры включаются как диоды при появлении на них положительных напряжений, а мы управляем только тремя моментами выключений. Сразу получились характеристики, уходящие вправо от естественной, пусковой момент в два и раза превысил критический, токи ротора уменьшились. Физическое объяснение этому дала нам сама модель, на которой легко наблюдаются электромагнитные моменты от токов обмоток ротора. Эти моменты начинаются с роста в положительное значение, потом переходят в отрицательную область из-за отстающих от напряжений токов. Выключения отрезают эти отрицательные моменты и одновременно уменьшают ток! Это явление давно известно в АД с конденсаторами в цепи ротора. Конденсаторы компенсируют индуктивности ротора. Так в [3, с. 182] показан пусковой момент конденсаторного привода, в два раза превышающий критический. Из-за последовательного соединения индуктивностей и емкостей возникает резонанс напряжений с увеличением напряжения на роторе. Ток ротора по прежнему отстает от напряжения на кольцах ротора, но напряжение стало опережающим, поэтому ток ротора тоже начинает сдвигаться в сторону опережения по отношению к полю статора, увеличивая создаваемый им момент. Как видим, за увеличение момента при уменьшении тока мы расплачиваемся увеличением напряжений на роторе! Нам не ясен обнаруженный нами механизм увеличения напряжений в цепи ротора при выключениях тиристоров, но они у нас тоже многократно увеличивались. Это увеличение не имеет никакого отношения к перенапряжениям при разрыве индуктивного тока, это – электромеханическое явление, можно условно назвать его «резонансным». Видимо, за

все улучшения надо всегда чем-то расплатиться. Следующая проблема оказалась для нас пока неразрешимой. Мы использовали самые простые схемы с синхронизацией моментов выключений от напряжений на кольцах АД, как в [1, 2]. При этом из-за «резонансных явлений» весь привод переходил в режим автономного инвертора на высоких частотах, многократно превышающих сетевую. Пришлось ввести принудительные импульсные ограничения на включения и выключения на требуемой электромеханической частоте ротора с учетом его скольжения по принципу: на один полупериод частоты скольжения – одно включение и одно выключение. Такие ограничения и позволили получить приемлемо устойчивую работу с вышеописанными эффектами больших моментов и напряжений. Однако исследованные нами законы управления требуют доработки.

Более устойчивыми оказались законы управления с одновременным изменением углов включения и выключения, может быть потому, что подъем напряжений на кольцах при выключениях компенсировался снижением напряжений из-за задержек включений. Удивительно, что эта взаимная компенсация уменьшала токи ротора при равных условиях. Для статьи моделировались два варианта: с управлением только включениями (рис. 3) по известному предложению кафедры электропривода [1] и с управлением включениями и выключениями (рис. 4). Законы изменений тех и других углов не описываются в данной статье потому, что нас сейчас интересуют энергетические возможности, а законы требуют доработки. Обратите внимание на сложные формы напряжений на вентиллях на рис. 4 и на увеличение этих напряжений по сравнению с рис. 3. Для получения равных условий обе системы были охвачены отрицательными обратными связями по скорости, поэтому механические характеристики с регулированием на рис. 1 слились по обоим вариантам. Измерялся

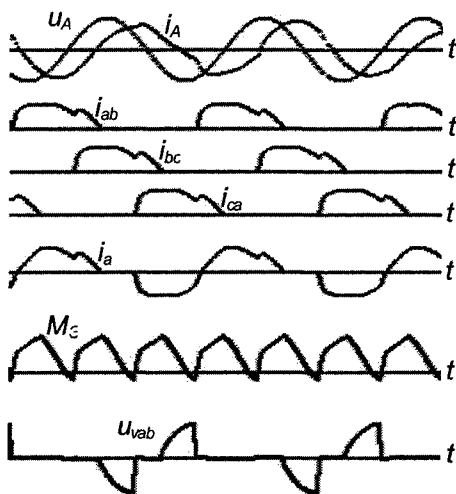


Рис. 3. Процессы в приводе при только выключаемых вентилях

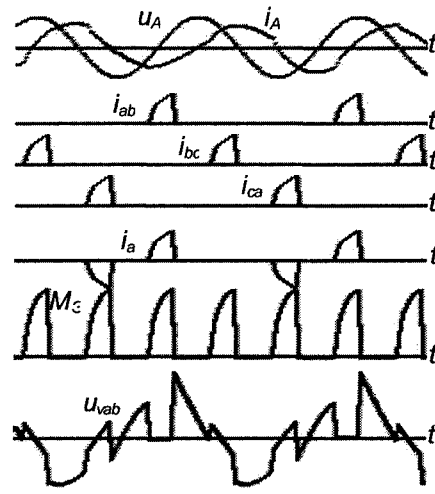


Рис. 4. Процессы в приводе при выключаемых и выключаемых вентилях

и усреднялся общий квадрат тока ротора  $I_r^2 = I_a^2 + I_b^2 + I_c^2$  как сумма квадратов токов фаз. Зависимости этих токов от электромагнитного момента  $M_{\Sigma}$  для двух вариантов при равных скоростях (см. рис. 1) показаны на рис. 5. Видим, что на отдельных участках получилось двукратное снижение квадрата тока и такое же уменьшение потерь в

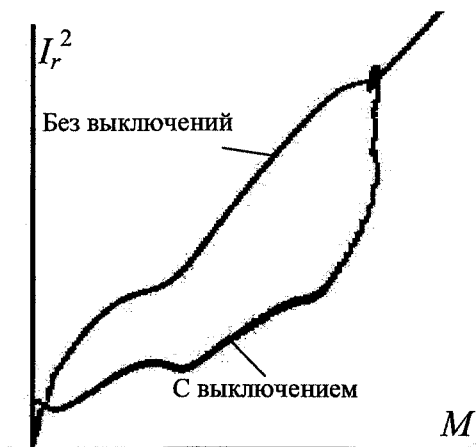


Рис. 5. Электромеханические характеристики

дросселях от него. Сам ток уменьшился в корень из двух раз. Это очень существенное снижение! За этим стоит снижение габаритов дросселей. За такой большой эффект стоит пойти на усложнение электропривода за счет введения в него выключаемых вентиляей. Требуют доработки законы управления, надо решить проблемы снижения коммутационных перенапряжений.

### Литература

1. Патент России №2202850. Способ управления асинхронным двигателем с фазным ротором/ А.М. Борисов, А.А. Васькин, Г.И. Драчев и др. Заявл. 25.06.1999; опубл. в бюлл., 2003, № 11.
2. Лохов, С.П. Асинхронный регулируемый электропривод с фазным ротором повышенной пульсности/ С.П. Лохов, Д.Н. Кравец, А.П. Сивкова// Труды Международной четырнадцатой научно-технической конференции «Электроприводы переменного тока». – Екатеринбург: УГТУ-УПИ, 2007. – С. 231–232.
3. Чиликин, М.Г. Основы автоматизированного электропривода. Учебное пособие для вузов/ М.Г. Чиликин, М.М. Соколов, В.М. Терехов и др. – М.: Энергия, 1974. – 568 с.

**Лохов Сергей Прокопьевич**, профессор кафедры «Электропривод и автоматизация промышленных установок» ЮУрГУ, доктор технических наук. Выпускник этой кафедры 1968 года. Научные интересы связаны с теоретическими основами электротехники, силовой электроники, моделированием, численными методами.

**Кравец Денис Николаевич**, аспирант кафедры «Электропривод и автоматизация промышленных установок» ЮУрГУ. Выпускник этой кафедры 2005 года.



# ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЕ ПОКАЗАТЕЛИ ИМПУЛЬСНО-ВЕКТОРНОГО УПРАВЛЕНИЯ АСИНХРОННЫМ ЭЛЕКТРОПРИВОДОМ С ФАЗНЫМ РОТОРОМ

А.В. Валов

г. Челябинск, ЮУрГУ

Рассматривается асинхронный электропривод с импульсно-векторным управлением. Обращается внимание на его благоприятные эксплуатационные и энергетические характеристики.

**Введение.** Постоянный рост цен на электроэнергию и топливные ресурсы привели к обострению проблем энергосбережения во многих отраслях производства, особенно в энергоёмких. В электроприводах транспортеров, вентиляторов, насосов в рабочем режиме используется одна скорость, во вспомогательных же режимах (например, в ночное время суток) возможность снижения скорости и потребления электрической энергии при снятии технологических нагрузок не предусмотрена. Кроме того, тяжелые условия прямого пуска вынуждают оставлять электропривод в работе во время плановых остановок и простоев технологических агрегатов, когда скорость вращения остается номинальной.

Между тем, имеются сравнительно малозатратные решения, которые позволяют экономить потребленную электроэнергию при снятии технологических нагрузок. В качестве примера можно указать на асинхронный электропривод с фазным ротором при векторно-импульсном регулировании скорости.

**Принцип работы электропривода.** Регулирование скорости асинхронного электропривода с фазным ротором производится с помощью тиристорного преобразователя, собранного по мостовой трехфазной схеме (рис. 1). Входные цепи преобразователя подключаются к сети через обмотки статора двигателя АХ, ВУ, СZ, а выходные (со стороны выпрямленного напряжения) – к обмоткам ротора двигателя ах, ув. Обмотка cz может подключаться параллельно или оставаться свободной.

Управление тиристорными мостами производится таким образом, что МДС, создаваемая током в обмотках статора, всегда создает вращающий момент двигателя. Переключая тиристоры моста, создают МДС статора, вращающуюся дискретно с шагом  $60^\circ$ . Эти переключения производят тогда, когда ориентация векторов МДС обмоток статора и ротора соответствует двигателю моменту.

**Полная мощность.** На рис. 2 представлены зависимости от скорости полной мощности, потребляемой из сети, и полной мощности на зажимах статора электродвигателя при двух моментах статической нагрузки. При пониженной скорости напряжение на зажимах статора также понижено,

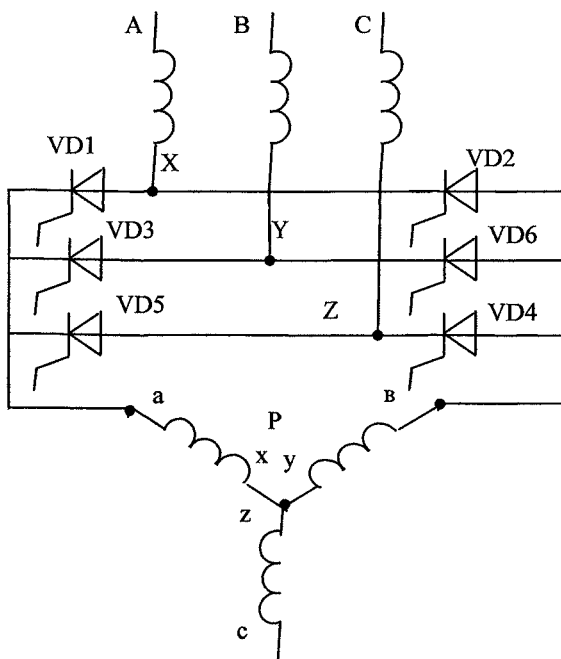


Рис. 1. Схема функциональная электропривода

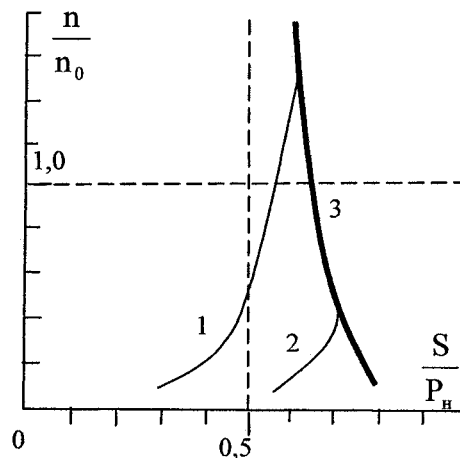


Рис. 2. Зависимость от скорости полной мощности: 1 – вычисленной на зажимах статора при  $M_c = 0,16$ ; 2 – то же при  $M_c = 0,25$ ; 3 – потребленной из сети

следовательно, и мощность, потребляемая двигателем, мала (приблизительно 0,3 от номинальной мощности двигателя). Эта мощность определяет потери в электроприводе. При увеличении скорости напряжение на статоре двигателя возрастает и полная мощность, потребляемая двигателем стремится к полной мощности, потребляемой из сети.

**Потери в электроприводе.** Для сравнения рассмотренного способа с известными (реостатным, тиристорным преобразователем напряжения – ТПН, преобразователем частоты – ПЧ) сопоставим величину потерь в электроприводе в зависимости от момента статической нагрузки при постоянной пониженной скорости вращения вала ротора двигателя  $\omega = 0,1\omega_0$ , где  $\omega_0$  – синхронная скорость вращения двигателя.

Потери в двигателе при таком способе управления приходится на потери в меди, стали, механические и дополнительные потери и были определены по формулам [1]:

$$\Delta P_{дв} = \Delta P_{1м} + \Delta P_{2м} + \Delta P_{1с} + \Delta P_{мех} + \Delta P_{доп};$$

$$\Delta P_{1м} = \frac{2}{3} \cdot k_{п1}^2 \cdot \Delta P_{1мном} \cdot M_*;$$

**Зависимость суммарной мощности потерь от момента статической нагрузки  $M_c$  и при установившейся скорости вращения 0,1  $\omega_0$**

$M_c$	$\Delta P_{дв}, Вт$			
	Тип электропривода			
	ТПН-АД	Реост. рег.	ПЧ-АД	Имп. рег.
0,1 $M_n$	545	1423	623	780
0,2 $M_n$	1087	1869	634	793
0,3 $M_n$	1631	2300	666	815

$$\Delta P_{2м} = \frac{2}{3} \cdot k_{п2}^2 \cdot \Delta P_{2мном} \cdot M_*;$$

$$\Delta P_c = \Delta P_{сном} \cdot M_*;$$

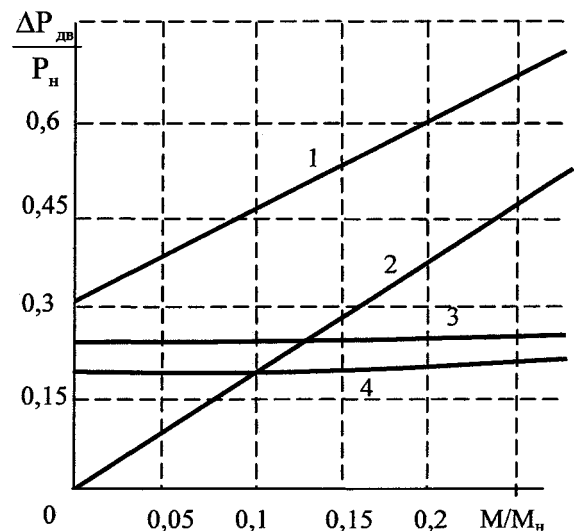
$$\Delta P_{мех} = \Delta P_{мехном} \cdot \left( \frac{\omega}{\omega_{ном}} \right)^{3/2},$$

где  $\Delta P_{дв}$  – полные потери в двигателе;  $\Delta P_{1м}$  и  $\Delta P_{2м}$  – потери в меди статора и ротора асинхронного двигателя;  $\Delta P_c$  – потери в стали;  $\Delta P_{доп} = 0,01P_n$  – дополнительные потери;  $\Delta P_{мех}$  – механические потери;  $\Delta P_{1мном} = 3 \cdot I_{1ном}^2 \cdot R_1$  – номинальные потери в меди статора,  $I_{1ном}$  – номинальный ток статора;  $\Delta P_{2мном} = 3 \cdot I_{2ном}^2 \cdot R_2$  – номинальные потери в меди ротора,  $I_{2ном}$  – приведенный номинальный ток ротора;  $\Delta P_{сном}$  – номинальные потери в стали;  $M_* = M/M_{ном}$  – относительное значение момента двигателя;  $k_{п1} = k_{п2} = 1,1$  – коэффициент искажения, учитывающий нагрев обмоток из-за несинусоидального значения тока.

В таблице приведена зависимость суммарной мощности потерь в двигателе типа МТФ111-6 ( $P_{ном} = 3,5$  кВт,  $n_{ном} = 895$  об/мин) от момента ста-

тической нагрузки  $M_c$  при установившейся скорости вращения 0,1  $\omega_0$ . На рис. 3 и рис. 4 представлена зависимость потерь в относительных единицах (базовое значение 3500 кВт) в электроприводе от момента нагрузки при различных способах управления двигателем и от мощности двигателя.

Анализ данных, приведенных в табл. 1 и рис. 3 и 4, подтверждает вывод о том, что при снижении скорости возрастает скольжение асинхронной машины и, следовательно, потери в электроприводе тем больше, чем больше момент нагрузки на валу. Экономия энергии тем значительнее, чем выше мощность электропривода. Их рост тем значительнее, а КПД тем меньше, чем меньше значение пониженной скорости. Значит, систему реостатного регулирования скорости асинхронного электропривода и систему ТПН – АД нельзя признать на современном этапе целесообразными для регулирования скорости особенно при продолжительном режиме работы из-за низких энергетических показателей и существенного снижения КПД электропривода. Оптимальным с точки



**Рис. 3. Потери в двигателе при различных способах управления: 1 – реостатом; 2 – ТПН; 3 – импульсное регулирование; 4 – ПЧ**

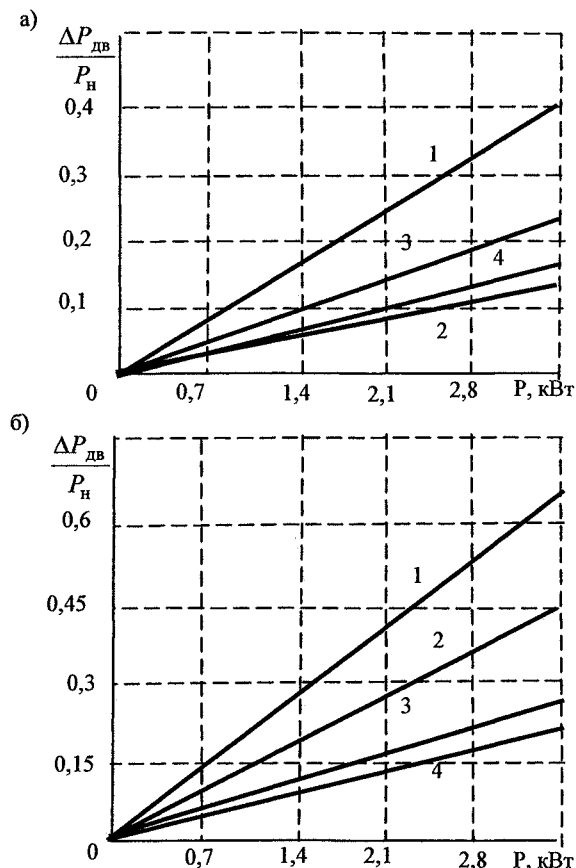


Рис. 4. Потери в двигателе в зависимости от его номинальной мощности при а)  $M = 0,1M_n$ ; б)  $M = 0,3M_n$  и разных способах управления: 1 – реостатом; 2 – ТПН; 3 – импульсное регулирование; 4 – ПЧ

зрения КПД на низких скоростях вращения остается частотное управление. Но при этом требуются большие капитальные затраты на покупку оборудования. Система импульсного управления уступает системе частотного управления, но обладает существенно меньшими капитальными затратами. Для сравнения на рис. 5 приведена зависимость от мощности удельной цены на рынке 2007 года различных электроприводов [2]. Из графиков видно, что цена преобразователя частоты остается приблизительно равной 100 \$/кВт при мощности преобразователя больше 20 кВт. Импульсное управление и ТПН обладают одинаковой силовой

схемой, а их удельная цена не превышает 20 \$/кВт при мощности больше 20 кВт. Стоимость резисторов значительно меньше, чем тиристоров, но управление с помощью резисторов обладает гораздо большими потерями, особенно при низких скоростях вращения.

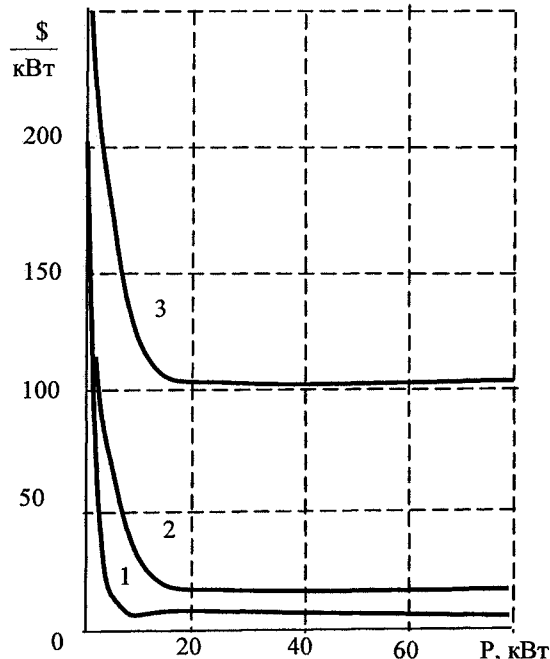


Рис. 5. Удельная цена преобразователя в зависимости от номинальной мощности двигателя: 1 – реостатом; 2 – импульсное регулирование и ТПН; 3 – ПЧ

**Закключение.** Импульсное управление обладает невысокой стоимостью при малых потерях электроэнергии. Данный способ, по мнению автора, наиболее целесообразен для механизмов с вентиляторной нагрузкой, где используется асинхронный двигатель с фазным ротором. Экономия электроэнергии наиболее значительна при работе на низких скоростях. Наибольший эффект достигается в электроприводах большой мощности.

**Литература**

1. Браславский, И.Я. Энергетический асинхронный электропривод/ И.Я. Браславский. – М.: Издательский дом «Академия», 2001. –358 с.  
 2. <http://snabenerg.ru/nku3.shtml>.

Валов Артем Владимирович в 2006 г. окончил Южно-Уральский государственный университет и в этом же году поступил в аспирантуру на кафедру электропривода.

*Подписной индекс Вестника ЮУрГУ, серия «Энергетика» 29564,  
объединенный каталог «Пресса России».  
Периодичность выхода – 2 номера в год.*

*Информация о «Вестнике ЮУрГУ» и требования к оформлению статей  
доступны в Интернет по адресу:  
<http://www.susu.ac.ru/ru/science/publish/vestnik/>*

**ВЕСТНИК  
ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО  
ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА**

**№ 11 (111) 2008**

**Серия  
«ЭНЕРГЕТИКА»  
Выпуск 9**

---

**Издательство Южно-Уральского государственного университета**

---

Подписано в печать 05.05.2008. Формат 60×84 1/8. Печать трафаретная.  
Усл. печ. л. 6,97. Уч.-изд. л. 6,56. Тираж 500 экз. Заказ 90/163.

---

Отпечатано в типографии Издательства ЮУрГУ. 454080, г. Челябинск, пр. им. В.И. Ленина, 76.