



ВЕСТНИК

ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО № 32 (208)
ГОСУДАРСТВЕННОГО
УНИВЕРСИТЕТА 2010

ISSN 1990-8512

СЕРИЯ

«ЭНЕРГЕТИКА»

Выпуск 14

Учредитель – ГОУ ВПО «Южно-Уральский государственный университет»

Редакционная коллегия серии:

д.т.н., профессор, член-корреспондент
АН РФ **Ю.И. Хохлов** (*отв. редактор*);

к.т.н., доцент **Б.Г. Булатов**
(*зам. отв. редактора*);

к.т.н., доцент **Л.Т. Волков**;
к.т.н., доцент **Д.В. Коробатов**
(*отв. секретарь*);

д.т.н., профессор, заслуженный деятель
науки и техники РФ **Е.В. Торопов**;

д.т.н., профессор **Л.И. Цытович**;

д.т.н., профессор **Ш.Н. Хусаинов**

Серия основана в 2001 году.

Свидетельство о регистрации ПИ № ФС77-26455 выдано 13 декабря 2006 г. Федеральной службой по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия.

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».

Решением Президиума Высшей аттестационной комиссии Министерства образования и науки Российской Федерации от 19 февраля 2010 г. № 6/6 журнал включен в «Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные научные результаты диссертаций на соискание ученых степеней доктора и кандидата наук».

Подписной индекс 29564 в объединенном каталоге «Пресса России».

Периодичность выхода – 2 номера в год.

СОДЕРЖАНИЕ

Электроэнергетика

- КОРЖОВ А.В. Экспериментальная оценка влияния режима работы и условий эксплуатации на состояние изоляции силовых кабелей городских электрических сетей по характеристикам частичных разрядов 4
- ГОЛЬДШТЕЙН М.Е., ГОРШКОВ К.Е. Алгоритмы управления сильноточными тиристорными преобразователями систем самовозбуждения синхронных генераторов при отказах параллельных вентилях в режимах коротких замыканий в энергосистеме 10
- ТАРАСЕНКО В.В. Определение возможных путей развития системы электроснабжения студгородка ЮУрГУ на основе генетического алгоритма 16

Теплоэнергетика

- ОСИНЦЕВ К.В. Классификация и анализ эффективности методов низкотемпературного факельного сжигания угольной пыли на котлах 20
- ТОРОПОВ Е.В., ШАШКИН В.Ю. Фрикционно-диссипативные свойства камер сгорания доменных воздуходувателей 27

Преобразовательная техника

- ГИЗЗАТУЛЛИН Д.В. Экспериментальное исследование компенсированного выпрямителя с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ 32
- ОСИПОВ А.Г. Экспериментальное исследование компенсированного выпрямителя с векторным управлением 36

Электромеханика

- ВОРОНИН С.Г., КУРНОСОВ Д.А., ШАБУРОВ П.О. Надежность систем электропривода при внешних импульсных воздействиях 40
- ГРИГОРЬЕВ М.А., БЫЧКОВ А.Е. Линейная плотность поверхностного тока в энергосберегающих электроприводах с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения 46
- УСЫНИН Ю.С., ЗАЛЯПИН В.И., БУТАКОВ М.С. Статистическая модель механической части электропривода подъема мостовых кранов 52
- БЫЧКОВ А.Е. Оптимизация числа фаз в энергосберегающих регулируемых электроприводах переменного тока 54
- САТТАРОВ Р.Р., ИСМАГИЛОВ Ф.Р., ГУМЕРОВА М.Б. Механические характеристики электромагнитных демпфирующих элементов с двойным ротором 59
- ГАНДЖА С.А. Анализ электромагнитной мощности для различных конструктивных исполнений вентильных машин с аксиальным потоком 64

Учебно-методические вопросы

- БОРИСОВ А.М., НЕСТЕРОВ А.С. Лабораторный практикум для изучения средств автоматизации и управления 70
- САПРУНОВА Н.М., КОЗИНА Т.А. Исследование вольтамперных характеристик цифровым осциллографом GDS-806C 76

CONTENTS

Electric power engineering

- KORZHOV A.V. The experimental evaluation of operating regime and operation conditions influence for urban power grid cable insulation in point of partial discharges 4
- GOLDSTEIN M.E., GORSHKOV K.E. Algorithms for synchronous generators self-excitation systems high-current thyristor rectifiers control at parallel gates faults in the power system short-circuits modes 10
- TARASENKO V.V. Finding the possible development options of the power-supply system of the South Ural state university campus on the basis of the generic algorithm 16

Heat-power engineering

- OSINTSEV K.V. Classification and analysis of efficiency of methods of the low-temperature flame combustion of the coal dust on coppers 20
- TOROPOV E.V., SHASHKIN V.J. Frictional and dissipative properties of combustion chambers of the hot-blast stoves 27

Converting technics

- GIZZATULLIN D.V. Experimental investigation of the compensated voltage feedback rectifier on the bases of the autonomous voltage inverter with PWM 32
- OSIPOV A.G. Experimental investigation of the compensated rectifier with vectorial control 36

Electromechanics

- VORONIN S.G., SHABUROV P.O., KURNOSOV D.A. Reliability of systems of the electric drive at external pulse influences 40
- GRIGORYEV M.A., BYCHKOV A.E. Linear density of surface current in the energy saving drives with separate excitation synchronous reactive machine 46
- USYNIN Y.S., ZALYAPIN V.I., BUTAKOV M.S. Statistical model of a mechanical part of the electric drive of bridge crane lifting 52
- BYCHKOV A.E. Quantity phase optimization in the energy-saving AC drives 54
- SATTAROV R.R., ISMAGILOV F.R., GUMEROVA M.B. Mechanical characteristics of electromagnetic damping elements with double rotor 59
- GANDJA S.A. The analysis of electromagnetic capacity for various designs of valve cars with the axial stream 64

Methodological problems

- BORISOV A.M., NESTEROV A.S. Laboratory work for studying automation and control means 70
- SAPRUNOVA N.M., KOZINA T.A. The investigation of volt-ampere characteristics by digital oscilloscope GDS-806C 76

ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.311

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ РЕЖИМА РАБОТЫ И УСЛОВИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ НА СОСТОЯНИЕ ИЗОЛЯЦИИ СИЛОВЫХ КАБЕЛЕЙ ГОРОДСКИХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЕЙ ПО ХАРАКТЕРИСТИКАМ ЧАСТИЧНЫХ РАЗРЯДОВ*

А.В. Коржов
г. Челябинск, ЮУрГУ

EXPERIMENTAL EVALUATION OF THE OPERATING REGIME AND OPERATION CONDITIONS INFLUENCE ON THE URBAN POWER GRID CABLE INSULATION IN POINT OF PARTIAL DISCHARGES

A.V. Korzhov
Chelyabinsk, South Ural State University

Приведены результаты экспериментальных исследований по изменению интенсивности частичных разрядов в изоляции действующих кабельных линий 6 кВ городских электрических сетей в зависимости от режимов работы и условий эксплуатации.

Ключевые слова: силовой кабель, городские электрические сети, условия эксплуатации, частичные разряды.

The results of experimental researches about variation of partial discharges intensity in cable insulation according to operation conditions are represented in the article. The researches were held for urban power grid cables (the voltage is 6 kV) in operation.

Keywords: power cable, urban grid, operation conditions, partial discharges.

Диагностика силовых кабельных линий (КЛ) на сегодняшний день может осуществляться двумя способами: разрушающим и неразрушающим. По результатам ряда исследований отмечается, что при испытаниях повышенным выпрямленным напряжением дополнительно к выявленным проблемным местам происходит общее и локальное ослабление изоляции кабелей. Опыт эксплуатации КЛ 6 кВ в коммунальных городских сетях г. Нефтекамска и замеры интенсивности ЧР в изоляции КЛ подтверждает данный факт. По опыту эксплуатации известно, что в ряде случаев при проведении профилактических испытаний выявляются не ослабленные места, а только грубые дефекты, при этом пробой в слабых местах происходит через небольшой промежуток времени после испытаний.

Большое количество кабелей (муфт), находящихся на сегодняшний день в работе, выработавших нормативный срок эксплуатации, гарантиро-

ванный заводом изготовителем, вызывает необходимость отказываться в условиях эксплуатации на данных линиях от разрушающей диагностики в виде испытаний повышенным выпрямленным напряжением и объясняет необходимость перехода на неразрушающие виды диагностики, например, по интенсивности частичных разрядов. Однако, необходимо накапливать статистические массивы данных по характеристикам ЧР на кабелях находящимся длительное время в эксплуатации, устанавливая взаимосвязи с условиями эксплуатации кабелей, чтобы корректно оценивать диагностические данные. В идеале указанные зависимости необходимо иметь в паспорте на каждую КЛ.

Влияние режима работы кабеля (отключён; в горячем резерве под напряжением, но без нагрузки; под нагрузкой) и условий эксплуатации (температура, влажность, условия прокладки) на процессы, происходящие в изоляции проводится нами по характеристикам и интенсивности частичных

* Исследования проведены при государственной поддержке Совета по грантам Президента РФ для молодых российских учёных – кандидатов наук (шифр заявки: МК-1402.2009.8).

разрядов (ЧР), с применением диагностирующего устройства R-400 (Вибро-Центр, г. Пермь) рис. 1. Так же используется испытательная высоковольтная лаборатория типа АИП-70, мегаомметр типа Ф 4102-2-1М. В качестве объекта выбраны КЛ городских электрических сетей г. Нефтекамска.



Рис. 1. Схема экспериментальных исследований по определению интенсивности ЧР в изоляции КЛ (замеры в ячейке кабельного ввода в ТП 6/0,4 кВ)

На наш взгляд, одним из значимых факторов, негативно воздействующих на состояние изоля-

ции, является движение влаги вблизи кабеля. Исходя из этого обстоятельства, можно выдвинуть предположение, что параметры изоляции изменяются в течение годового цикла, корреляционно повторяют изменения увлажнения и температурного режима грунтовых массивов, что необходимо учитывать при оценке характеристик частичных разрядов. В табл. 1, 2 и на рис. 2, 3 приведены отдельные результаты исследований.

На рис. 2 сплошной линией представлен тренд зависимости интенсивности ЧР от влажности воздуха. Данный тренд можно описать зависимостью, с достоверностью аппроксимации экспериментальных данных $R^2 = 0,95$:

$$P_{\text{чр}} = 0,032 \cdot e^{0,08W}, \quad (1)$$

где $P_{\text{чр}}$ – интенсивность импульсов ЧР, мВт;
 W – влажность воздуха в %.

Для установления динамики изменения параметров изоляции в течение годового цикла нами проводятся регулярные плановые замеры сопротивлений изоляции и величин токов утечки при испытаниях постоянным напряжением 6, 10, 12, 15 кВ с мая 2006 года по настоящее время на действующих силовых кабелях. Типы обследуемых кабелей: ААБл $3 \times 120 \text{ мм}^2$, 640 м; ААШВУ $3 \times 185 \text{ мм}^2$, 2770 м; ААШВ $3 \times 120 \text{ мм}^2$, 330 м; ААШВ $3 \times 120 \text{ мм}^2$, 2130 м; ААШВ $3 \times 185 \text{ мм}^2$, 775 м.

Текущий анализ результатов замеров позволяет констатировать, что в процессе эксплуатации

Таблица 1
Результаты замеров на кабельной линии марки ААШВу сечением жил $3 \times 120 \text{ мм}^2$, длиной 2130 м, 1984 г.

Дата	Нагрузка КЛ, А	Влажность, %; температура, °С	Максимальная амплитуда импульсов ЧР, мВ	Интенсивность ЧР, мВт	Суммарное кол-во импульсов за 250 периодов	Сопротивление изоляции, МОм; ток утечки, мкА
20.08.2010	58	49,8; 21,7	8	1,2	4742	350; 50
17.03.2010	2	57,5; -3,2	4	3,9	24578	600; 50
19.04.2010	2	84,2; 8,4	8	21	92382	260; 60

Таблица 2
Результаты замеров на кабельной линии марки ААШВу сечением жил $3 \times 185 \text{ мм}^2$, длиной 2770 м, 1993 г.

Дата	Нагрузка КЛ, А	Влажность, %; температура, °С	Максимальная амплитуда импульсов ЧР, мВ	Интенсивность ЧР, мВт	Суммарное кол-во импульсов за 250 периодов	Сопротивление изоляции, МОм; ток утечки, мкА
20.07.2010	50	43,3; 20,75	80	0,5	405	300; 60
14.09.2010	54	50,7; 13,2	205	1,3	1106	290; 60
15.07.2010	45	53,6; 23,8	86	1,5	4500	350; 50
17.03.2010	66	57,5; -3,2	103	0,8	2400	600; 50
16.03.2010	65	60; -2,4	114	16	68408	780; 40
19.04.2010	63	84,2; 8,4	50	14	68273	270; 60

Электроэнергетика

происходят циклические изменения сопротивления изоляции и токов утечки, что коррелирует с данными замеров интенсивности ЧР (рис. 4, 5). Установлено, что ток утечки от каждой фазы кабеля через изоляцию меняется пропорционально из-

менению уровня прикладываемого постоянного выпрямленного напряжения, поэтому нет необходимости для контроля тока утечки прикладывать напряжение, превышающее рабочее.

Токи утечки от каждой фазы не равны меж-

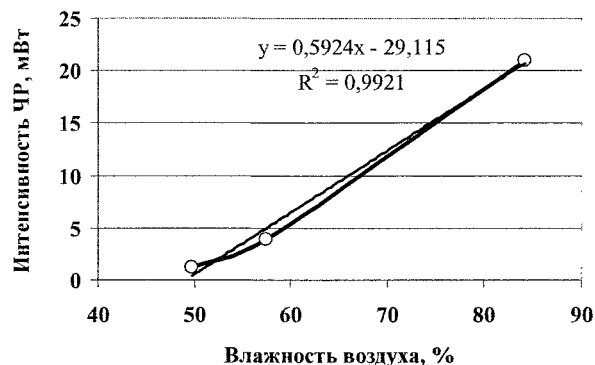


Рис. 2. Интенсивность импульсов ЧР в кабеле марки ААШВу сечением жил 3x120 мм², длиной 2130 м, 1984 г. в зависимости от влажности воздуха



Рис. 3. Зависимость от влажности количества импульсов ЧР на кабельной линии марки ААШВу сечением жил 3x185 мм², длиной 2770 м, 1993 г.

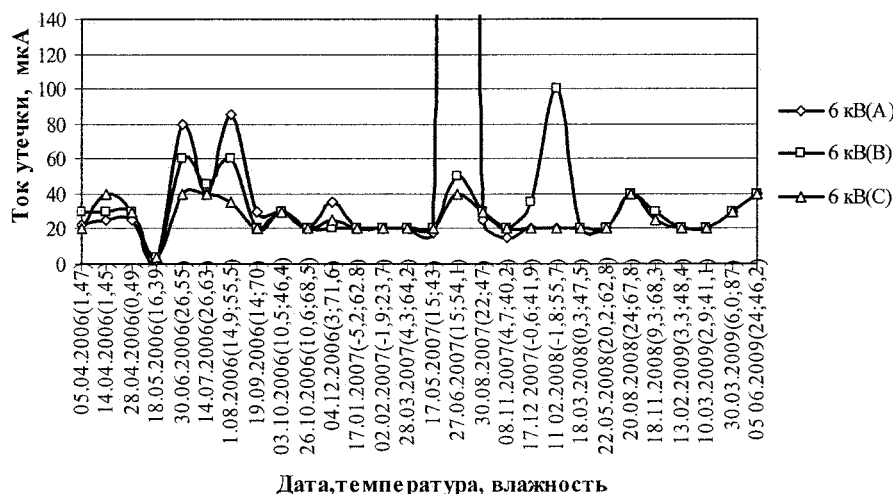


Рис. 4. Результаты замеров на силовом кабеле типа ААШВ, сечение 3x120 мм², длина 330 м, в эксплуатации с1991 г.

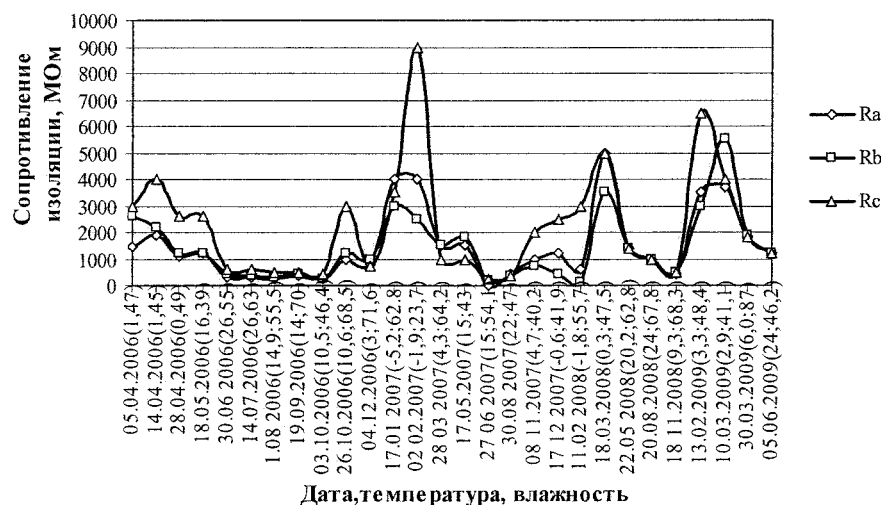


Рис. 5. Результаты замеров на силовом кабеле типа ААШВ, сечение 3x120 мм², длина 330 м, в эксплуатации с 1991 г.

ду собой, что говорит о неравномерном старении жильной и поясной изоляции, что необходимо учитывать при проведении теплового расчёта КЛ. Причём, если существуют периоды ухудшения состояния изоляции, сменяющиеся восстановлением первоначальных характеристик, данный факт свидетельствует о хорошем состоянии изоляции. Постоянное увеличение тока утечки и интенсивности ЧР свидетельствует о предпробойном состоянии. Так замер от 27.06.2007 г. показал рост тока утечки, при испытании выпрямленным напряжением 6 кВ, в фазе А кабеля типа ААШв, сечение $3 \times 120 \text{ мм}^2$ (рис. 4). При дальнейшей эксплуатации кабеля была установлена причина: пробой в соединительной муфте в фазе А кабеля.

В табл. 3 представлены результаты замеров для одного и того же кабеля при различных условиях окружающей среды.

В ходе исследований установлено, что колебания температуры и влажности воздуха (почвы) сказываются на изменениях тока утечки и интенсивности ЧР. Если данные приращения незначительны, то это связано с временными изменениями структуры диэлектрика, например, увлажнением изоляции во влажной почве. При значительном увеличении тока утечки, сохраняющемся при разных климатических условиях, можно говорить о безвозвратном ухудшении состояния изоляции КЛ (табл. 4).

Установлено, что такие дефекты, как прокол изоляции между броней и жилой, не обнаруживаются мегаомметром, хотя на практике из-за боязни испортить кабель повышенным напряжением часто производят контроль изоляции только мегаомметром. Проведённые эксперименты показали, что данный вид повреждения выявляется по возрастанию тока утечки и интенсивности ЧР.

Таблица 3

Испытания кабеля при разных напряжениях

Кабель 6 кВ, марка ААШБ, сечение $3 \times 120 \text{ мм}^2$, длина 2130 м				
Наружная температура воздуха: +2 °С				
Сопротивление изоляции, измеренное мегаомметром				
R_a , МОм	160	R_{ab} , МОм	400	
R_b , МОм	170	R_{bc} , МОм	400	
R_c , МОм	180	R_{ca} , МОм	600	
Выпрямленное напряжение, кВ	6	10	12	15
I_a , мкА	100	200	180	220
I_b , мкА	100	100	140	180
I_c , мкА	40	140	140	120
Наружная температура воздуха: +8 °С, повышенная влажность почвы				
Сопротивление изоляции, измеренное мегаомметром				
R_a , МОм	250	R_{ab} , МОм	600	
R_b , МОм	290	R_{bc} , МОм	650	
R_c , МОм	210	R_{ca} , МОм	600	
Выпрямленное напряжение, кВ	6	10	12	15
I_a , мкА	200	220	260	300
I_b , мкА	200	180	280	320
I_c , мкА	180	200	220	250

Таблица 4

Результаты испытания в реальной кабельной сети

Кабель 6 кВ, марка ААБЛ, сечение $3 \times 120 \text{ мм}^2$, длина 640 м				
Наружная температура воздуха, °С	+2	+1	+2	+8
Сопротивление изоляции, измеренное мегаомметром				
R_a , МОм	40	200	350	180
R_b , МОм	60	280	350	160
R_c , МОм	60	280	400	190
R_{ab} , МОм	65	600	800	230
R_{bc} , МОм	120	700	800	240
R_{ca} , МОм	100	670	1000	300
Ток утечки при испытаниях 6 кВ выпрямленным напряжением				
I_a , мкА	220	40	20	80
I_b , мкА	200	45	28	80
I_c , мкА	180	40	30	160
Причина	Коронирование концевой эпоксидной заделки	Кабель после восстановления концевой заделки	Сухая погода	Повышенная влажность почвы

Обычно, полагая, что силовой кабель под нагрузкой представляет собой практически линейную систему, действия электрического и магнитного полей рассматривают отдельно, используя принцип наложения. Учитывают воздействие электрического поля на свободные заряды в диэлектрике, приводящее к возникновению токов утечки, и поляризационные процессы смещения связанных зарядов в веществе, влияющие на появление токов смещения. Анализируют явления, обусловленные магнитным полем: увеличение электрического сопротивления токопроводящих жил кабеля за счёт поверхностного эффекта; появление электродинамических усилий; магнитные потери в металлических оболочках кабеля.

Однако, на наш взгляд, процессы, происходящие в изоляции силового кабеля, необходимо рассматривать как результат воздействия единого электромагнитного поля, не разделяя его на электрическую и магнитную составляющие [1]. Данные процессы влияют на степень старения изоляции в условиях эксплуатации силовых кабелей [2].

Отдельные результаты исследований по изменению характеристик ЧР в изоляции КЛ в зависимости от режима работы приведены в табл. 5 и на рис. 6, 7.

Проведённые исследования показывают:

1. Сопротивление изоляции в течение эксплуатации силового кабеля изменяется в широких пределах. Для рассмотренных кабелей сопротивления изменяются циклически в течение годового цикла на один порядок.

2. Анализ графических зависимостей, характерных и для других обследованных кабельных линий, свидетельствует о существенном влиянии температуры и влажности на процесс сорбции влаги внешней изоляцией кабеля. Так, повышение интенсивности ЧР наблюдалось в период с апреля по июнь и с сентября по ноябрь, что соответствует периодам повышенной влажности; последнее необходимо учитывать при выборе режима работы кабеля и оценке данных неразрушающей диагностики.

3. Наблюдается снижение сопротивления изоляции одной из фаз по сравнению с другими и

наоборот, что свидетельствует о неравномерном старении жил в различные моменты времени, хотя при проведении теплового расчёта кабельной линии, на наш взгляд, некорректно полагают условия окружающей среды одинаковыми и неизменными для трёх жил.

4. Анализ полученных результатов исследования изменения интенсивности ЧР в изоляции КЛ показывает, что режим работы кабеля, качество напряжения в питающей сети влияют на составляющие спектрального состава тока утечки и их величины, характеристики и интенсивности частичных разрядов, а значит и на физические процессы, происходящие в изоляции силовых кабелей. Данный факт доказывает выдвинутую нами гипотезу о необходимости совместного учёта электрической и магнитной составляющей собственного электромагнитного поля кабеля на физико-химические процессы, происходящие в изоляции кабеля.

5. Предприятия, обслуживающие КЛ 6(10) кВ, в большинстве случаев оснащены испытательными высоковольтными лабораториями, например, типа АИП-70. Данные лаборатории имеют возможность измерять ток утечки на отключенном кабеле при различных уровнях испытываемого постоянного напряжения. По нашему мнению, постоянное измерение тока утечки через изоляцию и сопротивления изоляции является одним из наиболее доступных методов диагностики на практике, хотя персонал, эксплуатирующий КЛ, не пользуется данной возможностью, не ведёт статистики измерений по каждому отдельному кабелю. Необходимо классифицировать измерения данных параметров как возможный неразрушающий способ диагностики и продолжить разработку методов контроля указанных величин. Техническим руководителям предприятий, эксплуатирующих силовые кабели, важно понимать, что при желании отказаться от испытаний повышенным выпрямленным напряжением, ввиду их неэффективности, нельзя отказываться от диагностики. В данном случае должны вводиться неразрушающие способы диагностики (например контроль интенсивности ЧР), аппаратура для которых требует определённых материальных затрат.

Таблица 5

Характеристики ЧР в изоляции КЛ марки ААШв 3×185 мм², 775 м в различных режимах работы

Характеристики ЧР в положительный и отрицательный полупериод	[+]&[-]	[+]	[-]
КЛ под напряжением, без нагрузки			
Амплитуда (Q02), мВ	74	69	53
Интенсивность (PDI), мВт	0,7	0,2	0,5
Кол-во импульсов	2405	395	2010
КЛ под нагрузкой 50 А			
Амплитуда (Q02), мВ	108	87	94
Интенсивность (PDI), мВт	2,5	1,1	1,3
Кол-во импульсов	5144	1663	3481

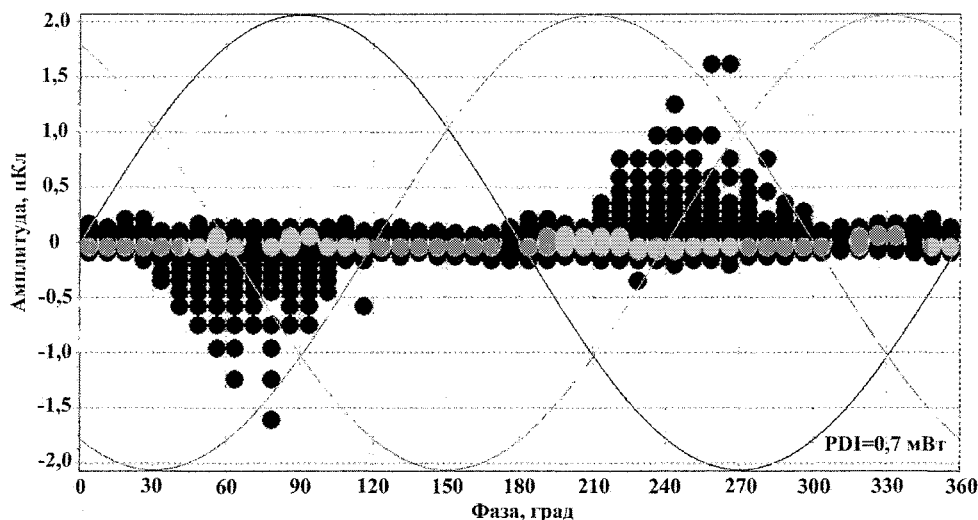


Рис. 6. Диаграмма распределения ЧР по фазе и амплитуде (замер на КЛ марки ААШв 3×185 мм², 775 м; КЛ под напряжением, без нагрузки)

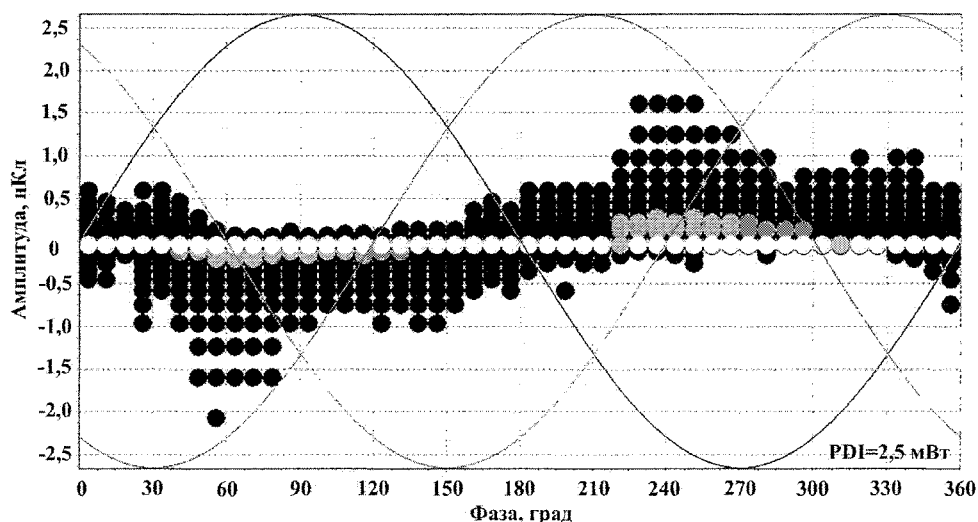


Рис. 7. Диаграмма распределения ЧР по фазе и амплитуде (замер на КЛ марки ААШв 3×185 мм², 775 м; КЛ под нагрузкой 50 А; характерно старение изоляции фазы В)

Литература

1. Коржов, А.В. Действие магнитного поля кабеля 6–10 кВ на собственную изоляцию / А.В. Коржов, А.И. Сидоров, Е.В. Томашева // *Электричество*. – М., 2009. – № 1.

2. Математическая модель повреждаемости изоляции силовых кабельных линий городских электрических сетей / А.В. Коржов, А.И. Сидоров, Е.Ю. Юрченко, А.Б. Николаевский. – *Электрические станции*. – 2008. – № 8.

Поступила в редакцию 25.06.2010 г.

Коржов Антон Вениаминович. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Электрические станции, сети и системы», Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – электромагнитные процессы в кабельных сетях, оценка состояния изоляции силовых кабелей в условиях эксплуатации городских электрических сетей. Контактный телефон: 8 (351) 267-92-46.

Korzhev Anton Veniaminovich. Candidate of technical sciences, reader of the electrical engineering department of South Ural State University, Chelyabinsk. The field of scientific interests is electromagnetic processes in cable set, estimation of the remaining resource of insulation of power cables. Contact telephone: 8 (351) 267-92-46.

АЛГОРИТМЫ УПРАВЛЕНИЯ СИЛЬНОТОЧНЫМИ ТИРИСТОРНЫМИ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЯМИ СИСТЕМ САМОВОЗБУЖДЕНИЯ СИНХРОННЫХ ГЕНЕРАТОРОВ ПРИ ОТКАЗАХ ПАРАЛЛЕЛЬНЫХ ВЕНТИЛЕЙ В РЕЖИМАХ КОРОТКИХ ЗАМЫКАНИЙ В ЭНЕРГОСИСТЕМЕ

*М.Е. Гольдштейн, К.Е. Горшков
г. Челябинск, ЮУрГУ*

ALGORITHMS FOR SYNCHRONOUS GENERATORS SELF-EXCITATION SYSTEMS HIGH-CURRENT THYRISTOR RECTIFIERS CONTROL AT PARALLEL GATES FAULTS IN THE POWER SYSTEM SHORT-CIRCUITS MODES

*M.E. Goldstein, K.E. Gorshkov
Chelyabinsk, South Ural State University*

Рассмотрены особенности работы высокоточных тиристорных преобразователей систем самовозбуждения синхронных генераторов при отказах параллельных вентилей. Показаны возможные функциональные ограничения и недостатки в их работе в случае коротких замыканий в энергосистеме. Предложены алгоритмы управления высокоточными тиристорными преобразователями, расширяющие функциональные возможности систем самовозбуждения при отказах параллельных вентилей и обеспечивающие режим форсировки при внешних коротких замыканиях генератора.

Ключевые слова: алгоритм, управление, турбогенератор, система самовозбуждения, тиристорный преобразователь, отказ, короткое замыкание (КЗ).

The article considers the features of high-current thyristor rectifiers of synchronous generators self-excitation systems at parallel gates faults. Shows the possible functional limitations and shortcomings in their work at short-circuits in the power system. The algorithms of high-current thyristor rectifiers control that extend the functionality of the self-excitation systems at the faults of parallel gates and providing the forcing mode at synchronous generator external short-circuits are proposed.

Keywords: algorithm, control, synchronous generator, self-excitation system, thyristor rectifier, gate fault, short-circuit.

Сегодня в системах самовозбуждения (ССВ) мощных турбогенераторов применяются мостовые высокоточные тиристорные преобразователи (ТП), нормируемые токи которых обеспечиваются параллельным соединением нескольких ветвей. Это соединение структурно и конструктивно реализуется либо в плечах преобразователя, либо параллельными вентиляльными частями, обычно выполненными по трехфазной мостовой схеме [1, 2].

В соответствии с требованиями, предъявляемыми к системам возбуждения синхронных генераторов (СГ), система самовозбуждения должна обеспечивать все режимы их работы, включая форсировку напряжения на выводах при коротких замыканиях (КЗ) в энергосистеме [3]. Отказ параллельных ветвей или вентиляльных частей высокоточного преобразователя ССВ приводит к сниже-

нию его нагрузочной способности и, как следствие, ограничению режимов работы синхронного генератора по току возбуждения. В то же время, обеспечение форсировки СГ при отказах параллельных тиристорных преобразователей является необходимым условием для успешного восстановления напряжения и сохранения устойчивой работы генераторов при авариях в энергосистеме. Поэтому расчетным при выборе тиристорных преобразователей в ходе проектирования системы самовозбуждения является режим форсировки генератора с одновременным отказом вентиляльных ветвей. При этом в зависимости от числа отказавших ветвей в одном плече ГОСТ устанавливает ограничение по току преобразователя и, следовательно, режиму работы синхронного генератора.

Тем не менее, в случае отказа нескольких параллельных ветвей в одном плече, включая все

дополнительные, вводят запрет на форсировку напряжения на выводах СГ [4, 5]. Такое решение обусловлено тем, что при снижении нагрузочной способности вентильного преобразователя наступает перегрев тиристорных токов форсировки при нормируемых ГОСТом длительности и кратности форсировки по току [6, 7]. Однако в этом случае исключается и не рассматривается возможность форсирования при кратностях по току меньших нормируемой. Очевидно, что в случае допустимости таких режимов работы по условию нагрева преобразователя форсировка напряжения на выводах СГ стала бы осуществимой, а ее полный запрет излишним.

В системах самовозбуждения турбогенераторов нагрузка ТП имеет практически индуктивный характер (для турбогенераторов 200–500 МВт в режиме холостого хода $T_{d0} = 4,5 \dots 7,5$ с), в связи с этим при отказах параллельных ветвей для разгрузки наиболее нагруженного плеча преобразователя обычно разгружают все его плечи. Однако при фазовом управлении преобразователем режимы работы его плеч задаются углами включения тиристорных, управление которыми может осуществляться по-разному [8]. При симметричном управлении вентилями для предотвращения перегрева преобразователя можно снизить кратность форсировки по напряжению и в результате ограничить ток возбуждения. При несимметричном можно перераспределить нагрузку между плечами в зависимости от нагрева их тиристорных и тем самым снизить разброс температур нагрева вентиля, оставшихся в работе при отказах параллельных ветвей, что приведет к частичному восстановлению нагрузочной способности вентильного преобразователя. В связи с этим применение разных способов управления тиристорами позволило бы расширить функциональные возможности тиристорного преобразователя и системы самовозбуждения при отказах параллельных вентилях.

Рассмотрим работу тиристорного преобразователя ССВ СГ с N основными параллельными ветвями в плечах. В соответствии с ГОСТ 215-58.2000 при работе с полным числом вентилях (обычно $N+1$), а также при выходе из строя любого числа дополнительных вентилях, преобразователь должен обеспечивать все режимы работы ССВ [3]. В случае выхода из строя двух вентилях в одном и том же плече преобразователя ($N-1$) должно выполняться ограничение тока ротора до значения, соответствующего номинальному режиму работы синхронного генератора с коэффициентом мощности равным единице ($P_{ном}, \cos \varphi = 1$) с введением запрета на форсирование напряжения на выводах СГ при авариях в энергосистеме. При работе синхронного генератора с номинальной активной мощностью и коэффициентом мощности равным единице ток ротора обычно на $30 \pm 5\%$ меньше номинального. В то же время в длитель-

ном режиме работы максимально допустимый ток преобразователя должен быть не ниже 110 % номинального тока возбуждения [3]. Следовательно, разгрузка тиристорного преобразователя по току при переводе синхронного генератора в режим работы, соответствующий $P_{ном}$ и $\cos \varphi = 1$, может составить 30–40 % от номинального тока преобразователя. Определим реальную величину разгрузки преобразователя по току, которая необходима для его работы по условию нагрева в случае отказа m из N основных параллельных ветвей в плече.

Разгрузка тиристорного преобразователя при симметричном управлении вентилями. Среднее значение тока в открытом состоянии для наиболее нагруженного тиристора трехфазной мостовой схемы с несколькими параллельными ветвями в одном плече [9]:

$$I_{T(AV)} = \frac{I_{EM}}{N \cdot K_A} K_H, \quad (1)$$

где I_{EM} – амплитуда огибающей кривой тока плеча, K_A – коэффициент амплитуды тока, K_H – коэффициент неравномерности деления тока в плече.

Предполагая, что при некотором значении тока возбуждения $I_f < I_{fmax} = 1,1 \cdot I_{fном}$ нагрузка плеча с отказавшими вентилями не превышает максимально допустимую, т.е. $I_{T(AV)}(N-m) \leq I_{T(AV)max}$, запишем соотношение для токов тиристорных:

$$\frac{1,1 \cdot I_{fном}}{N \cdot K_A} K_H = \frac{I_f}{(N-m) \cdot K_A} K'_H,$$

откуда

$$\frac{I_f}{I_{fном}} = 1,1 \frac{K_H}{K'_H} \left(1 - \frac{m}{N}\right). \quad (2)$$

В данном выражении $K'_H > K_H$, так как с уменьшением числа параллельных ветвей неравномерность деления тока в плече возрастает [9]. Однако при $N-m \geq N/2$ разница между коэффициентами незначительна, а в случае применения устройств динамического распределения нагрузок в плечах практически отсутствует [10]. В связи с этим при $m \leq N/2$ выражение (2) можно представить в виде:

$$I_{f*} = 1,1 \left(1 - \frac{m}{N}\right), \quad (3)$$

где $I_{f*} = I_f / I_{fном}$.

На рис. 1 приведены зависимости предельно допустимого тока возбуждения СГ от штатного числа параллельных ветвей в случае отказа одного, двух и трех основных вентилях в плече. Кроме того показана величина тока возбуждения I'_f , получаемая при разгрузке преобразователя по току согласно требованиям ГОСТ. Значение $I'_{f*} = 0,69$ соответствует режиму работы турбогенератора ТГВ-200-2М Челябинской ТЭЦ-3 при $P_{ном}$ и

$\cos \varphi = 1$. Из сравнения кривых следует, что при выходе из строя одного основного тиристора в преобразователе с $N = 3$ снижение тока возбуждения на 27% от номинального позволяет полностью скомпенсировать рост нагрузки на оставшихся тиристорах. В случае преобразователя с $N = 4$ для этого достаточно снизить ток возбуждения всего на 18%. В тоже время полная разгрузка СГ по реактивной мощности дает снижение тока возбуждения на 31% и, следовательно, приводит к значительным запасам по нагреву тиристорov ТП даже в случае отказа некоторых из них. В результате для мощных ССВ с высокоточными преобразователями с $N \geq 6$ возможна работа СГ при отказе двух основных вентилях, а для $N \geq 9$ при отказе трех вентилях.

В установленном режиме форсировки работа СГ и ССВ нормируются предельной кратностью по току возбуждения и допустимой длительностью форсировки. Для турбогенераторов кратность форсировки по току составляет $K_I = 2,0$. Соответствующая ей допустимая длительность форсировки зависит от конструкции и способа охлаждения обмоток генератора и варьируется в пределах 10...50 С. Основываясь на кривых рис. 1 определим допустимую кратность форсировки по току при сохранении нормированной длительности форсирования.

Допустимая кратность форсировки по току при условии, что ток наиболее нагруженного вентиля преобразователя не превышает максимального допустимого значения длительного режима работы, может быть найдена следующим образом:

$$K_I = 2 \frac{I_{f*}}{I_{fmax*}} = 2 \left(1 - \frac{m}{N} \right). \quad (4)$$

Кривые приведены на рис. 2. Из сравнения кривых следует, что при выходе из строя всех до-

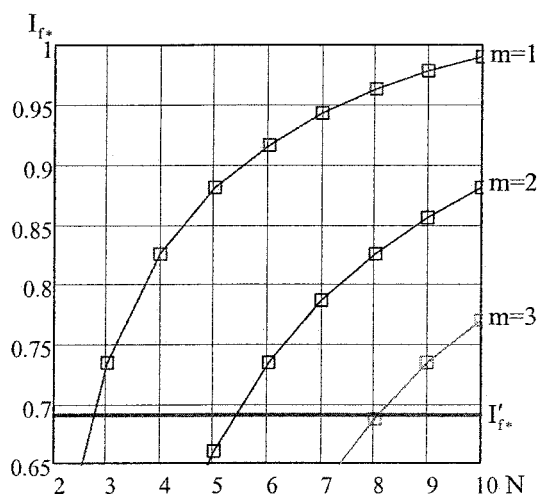


Рис. 1. Допустимый ток возбуждения СГ по условию нагрева тиристорного преобразователя ССВ при отказе m параллельных вентилях из N основных в плече

полнительных и одного основного вентиля в плече допустимая кратность форсировки в зависимости от мощности преобразователя лежит в пределах 1,33...1,8. В связи с этим, можно сделать вывод, что введение запрета на форсировку в ряде случаев приводит к значительному недоиспользованию перегрузочной способности тиристорного преобразователя.

Таким образом, более эффективным будет алгоритм управления тиристорным преобразователем, учитывающий число вышедших из строя и оставшихся в работе вентилях. При таком управлении автоматический регулятор возбуждения (АРВ) должен самостоятельно рассчитывать величину ограничения режимов работы СГ по току возбуждения согласно (3) и допустимую кратность форсировки по току в соответствии с (4). И только в случае $I_{f*} < I_{f*}'$ СГ следует переводить на источник резервного возбуждения или выводить из работы.

Разгрузка тиристорного преобразователя при несимметричном управлении вентилями. Температура нагрева наиболее нагруженного тиристора зависит от интенсивности его охлаждения и обусловлена тепловыми потерями на проводящем интервале $P_{T(AV)}$, а также потерями при включении $P_{TT(AV)}$ и выключении $P_{RQ(AV)}$. Тепловые потери при коммутации вентиля $P_{TT(AV)}$ и $P_{RQ(AV)}$ не зависят от величины среднего тока в открытом состоянии. В связи с этим изменением коммутационных потерь, возникающим при перераспределении нагрузки между плечами преобразователя, можно пренебречь. В этом случае задача распределения нагрузки преобразователя по плечам сводится к определению длительностей работы плеч $\Delta t_T'$ и $\Delta t_T''$, при которых разница тепло-

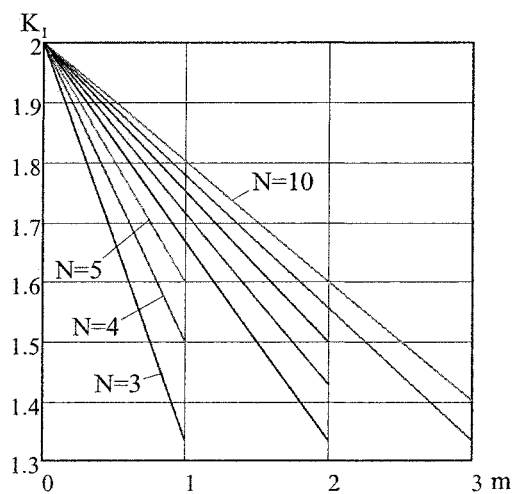


Рис. 2. Допустимая кратность форсировки по току с учетом разгрузки преобразователя в предшествующем режиме

вых потерь в тиристорах в открытом состоянии минимальна (рис. 3). Так в преобразователях, выполненных по трехфазной мостовой схеме, длительности работы плеч взаимосвязаны, то критерием оптимального распределения будет равенство между собой тепловых потерь в наиболее нагруженных тиристорах разных плеч. Получаемой при этом величине $P_{T(AV)}$ можно сопоставить тепловые потери в вентилях преобразователя при некотором эквивалентном симметричном режиме работы его плеч $P'_{T(AV)}$. В этом режиме средний ток наиболее нагруженного вентиля равен $I'_{T(AV)}$, а ток возбуждения I'_{f*} . Величина $I'_{T(AV)}$ определяется возможным диапазоном соотношений длительности работы плеч, который зависит от времени коммутации тиристоров. Наибольшее время переключения тиристоров наблюдается в режиме форсировки при этом в однократных системах самовозбуждения турбогенераторов углы коммутации вентиляей как правило не превышают 60 эл. град, т. е. $\gamma_* < 0,5$. В связи с этим возможные длительности работы плеч следует ограничивать значениями $\Delta t'_{T*} = 0,5 \dots 1$ и $\Delta t''_{T*} = 1,25 \dots 1$. Если при этом $I'_{f*} > I_{fmax*}$, то необходимо введение дополнительного ограничения режима работы СГ по току возбуждения, так как, не смотря на перераспределение длительностей работы плеч, будет возможен перегрев преобразователя в установившемся режиме работы и в режиме форсировки. Найдем оптимальные соотношения длительностей работы плеч и определим ограничения по току возбуждения в случае отказа m из N основных параллельных ветвей в плече.

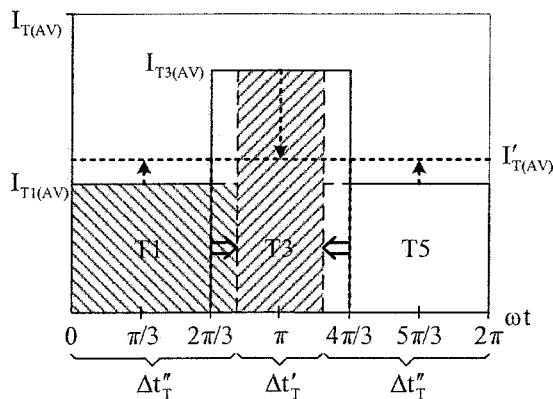


Рис. 3. К задаче поиска оптимального распределения длительностей работы плеч тиристорного преобразователя (отказ ветви в плече T3)

Тепловые потери в вентиле в открытом состоянии при длительности проводящего интервала равной $\Delta t_T = 2\pi/3$ [9]:

$$P_{T(AV)} = U_{T(ТО)} I_{T(AV)} + r_T K_{\Phi}^2 I_{T(AV)}^2, \quad (5)$$

где $U_{T(ТО)}$ – пороговое напряжение в открытом состоянии, r_T – динамическое сопротивление в открытом состоянии, K_{Φ} – коэффициент формы тока.

Для тока плеча прямоугольной формы, если $\Delta t_{T*} = 1$, то $K_A = K_{\Phi}^2 = 3$ [9]. Следовательно, потери за период основной частоты при произвольной длительности проводящего интервала:

$$P_{T(AV)}(m, N, \Delta t_{T*}) = P_{T(AV)}(m, N) \Delta t_{T*}. \quad (6)$$

В соответствии с критерием распределения потерь при несимметричном управлении оптимальным будет соотношение:

$$P_{T(AV)}(m, N) \Delta t'_{T*} = P_{T(AV)}(0, N) \Delta t''_{T*} = P'_{T(AV)}(0, N).$$

Полагая, что при этом действительный ток возбуждения равен I_{f*} , а его величина в эквивалентном симметричном режиме не превышает значения максимально допустимого по условию нагрева тиристорного преобразователя $I'_{f*} \leq I_{fmax*}$, выразим $\Delta t'_{T*}$ и $\Delta t''_{T*}$ относительно I_{f*} .

$$\Delta t'_{T*} = \frac{1,1 \cdot I_{fном} K_H \left(U_{T(ТО)} + r_T \frac{1,1 \cdot I_{fном} K_H}{N} \right)}{I_f K'_H \left(U_{T(ТО)} + r_T \frac{I_f K'_H}{N-m} \right)},$$

откуда

$$\Delta t'_{T*} = \frac{1,1 \left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 \frac{1,1 + \Delta}{I_{f*} + \Delta'}}, \quad (7)$$

где $\Delta = \frac{U_{T(ТО)}}{r_T} \frac{N}{I_{fном} K_H}$, $\Delta' = \frac{U_{T(ТО)}}{r_T} \frac{N-m}{I_{fном} K'_H}$.

$$\Delta t''_{T*} = \frac{1,1 \cdot I_{fном} K_H \left(U_{T(ТО)} + r_T \frac{1,1 \cdot I_{fном} K_H}{N} \right)}{I_f K_H \left(U_{T(ТО)} + r_T \frac{I_f K_H}{N} \right)},$$

откуда

$$\Delta t''_{T*} = \frac{1,1 \frac{1,1 + \Delta}{I_{f*} + \Delta'}}{I_{f*} + \Delta'}. \quad (8)$$

Независимо от способа управления и возможного при этом соотношения длительностей работы плеч их сумма всегда равна 2π . Воспользуемся данным свойством для определения величины I_{f*} :

$$\Delta t'_{T*} + 2\Delta t''_{T*} = 3,$$

$$\frac{1,1 \left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 \frac{1,1 + \Delta}{I_{f*} + \Delta'} + 2 \frac{1,1 \frac{1,1 + \Delta}{I_{f*} + \Delta'}}{I_{f*} + \Delta'} = 3.$$

Данное выражение легко преобразовывается к линейному уравнению третьего порядка, записанному в виде:

$$x^3 + \alpha x^2 + \beta x + \gamma = 0, \quad (9)$$

где $\alpha = \Delta' + \Delta$,

$$\beta = \Delta' \cdot \Delta - \frac{1,1}{3} (1,1 + \Delta) \left[\left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 + 2 \right],$$

$$\gamma = -\frac{1,1}{3} (1,1 + \Delta) \left[\left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 \cdot \Delta + 2\Delta' \right].$$

В рамках рассматриваемой задачи уравнение (9) при заранее известных значениях коэффициентов может иметь только одно допустимое решение в области действительных переменных. Это решение в аналитической форме имеет вид:

$$I_{f*} = \left[\left[\left(\frac{p}{3} \right)^3 + \left(\frac{q}{2} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{q}{2} \right]^{\frac{1}{3}} - \frac{p}{3} \left[\left[\left(\frac{p}{3} \right)^3 + \left(\frac{q}{2} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{q}{2} \right]^{\frac{1}{3}} - \frac{\Delta' + \Delta}{3}, \quad (10)$$

где $p = \Delta' \cdot \Delta - \frac{(\Delta' + \Delta)^2}{3}$

$$q = -\frac{1,1}{3} (1,1 + \Delta) \left[\left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 + 2 \right],$$

$$q = -\frac{\Delta' + \Delta}{3} \left[\left(\frac{\Delta' + \Delta}{3} \right)^2 + p \right] -$$

$$-\frac{1,1}{3} (1,1 + \Delta) \left[\left(1 - \frac{m}{N} \right)^2 \left(\frac{K_H}{K'_H} \right)^2 \cdot \Delta + 2\Delta' \right].$$

Полученное выражение позволяет найти предельную величину тока возбуждения в случае отката m параллельных вентилях из N основных в плече. Следовательно, допустимая при таком начальном токе кратность форсировки может быть определена как:

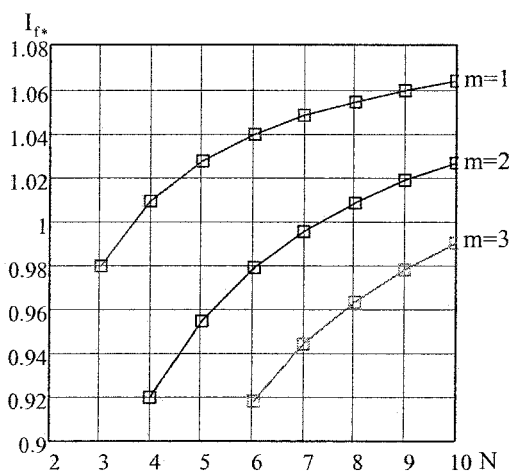


Рис. 4. Допустимый ток возбуждения СГ по условию нагрева тиристорного преобразователя ССВ при несимметричном управлении вентилями

$$K_I = 2 \frac{I_{f*}}{I_{1,1}}. \quad (11)$$

Таким образом, для предотвращения перегрева преобразователя при отказе параллельной ветви автоматический регулятор возбуждения должен самостоятельно рассчитать ограничение режима работы СГ по току возбуждения в соответствии с выражением (10) и допустимую кратность форсировки согласно выражению (11), определить новые длительности работы плеч по выражениям (7) и (8) и обеспечить формирование соответствующих углов включения тиристоров. Если в результате расчета окажется, что $\Delta t'_{T*} < 0,5$ и $\Delta t''_{T*} > 1,25$, то при данных условиях обеспечить работу ТП без перегрева нельзя. В этом случае СГ следует вывести из работы или переводить на источник резервного возбуждения.

Графики зависимостей $I_{f*}(m,N)$, $K_I(m,N)$, $\Delta t'_{T*}(m,N)$ и $\Delta t''_{T*}(m,N)$ приведены на рис. 4–6. Кривые получены в соответствии с параметрами тиристорного преобразователя ССВ блока 220 МВт Челябинской ТЭЦ-3 ($I_{\text{ном}} = 2015$ А, Т353-800-32: $U_{T(TO)} = 1,15$ В, $r_T = 0,5$ мОм, $K_H = 1,1$) при условии равенства коэффициентов $K'_H = K_H$.

Из сравнения кривых на рис. 1, 2 и рис. 4, 5, полученных при разных способах управления вентилями, следует, что в случае несимметричного управления можно обеспечить режим форсировки при значительно меньших ограничениях, чем при симметричном управлении. Однако для этого необходим более сложный алгоритм формирования углов включения тиристоров. Так как в современных системах самовозбуждения применяются микропроцессорные системы управления, возможности которых практически не ограничены, то реализация

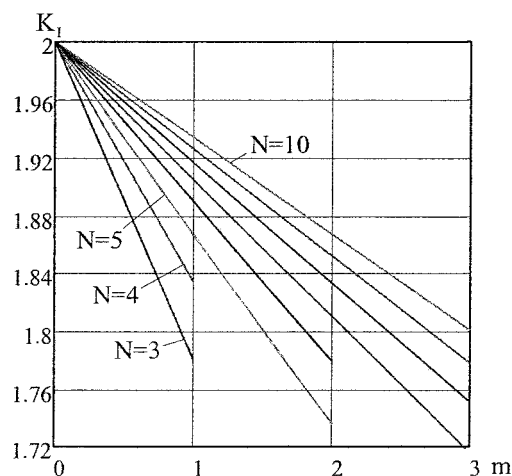


Рис. 5. Допустимая кратность форсировки по току с учетом разгрузки преобразователя в предшествующем режиме при несимметричном управлении вентилями

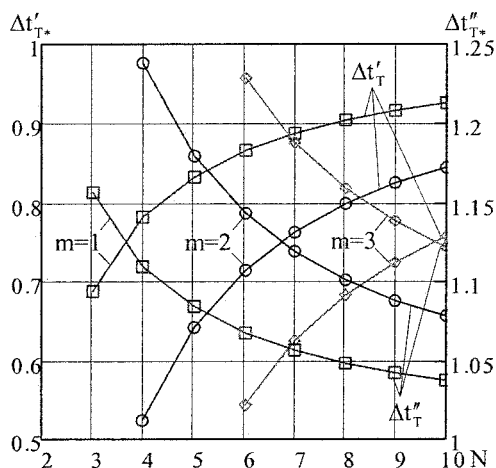


Рис. 6. Распределение длительностей работы плеч преобразователя при несимметричном управлении вентилями

такого алгоритма управления и аналогичных ему становится доступной.

Выводы

1. Выявлено, что общепринятая методика предотвращения перегрева сильноточных тиристорных преобразователей ССВ турбогенераторов при отказах параллельных вентилях в ряде случаев приводит к необоснованному полному запрету форсировки напряжения на выводах СГ.

2. Путем оценки действительного снижения нагрузочной способности ТП при отказах параллельных ветвей получены выражения для определения требуемых ограничений по току возбуждения СГ в установившемся режиме и в режиме форсировки в случае применения симметричного и несимметричного способов управления вентилями.

3. На основе полученных выражений, предложены алгоритмы управления сильноточным преобразователем ССВ, расширяющие функциональные возможности систем самовозбуждения при отказах параллельных вентилях и обеспечивающие режим форсировки при авариях в энергосистеме.

Литература

1. Глебов, И.А. Развитие систем возбуждения и регулирования турбо- и гидрогенераторов /

И.А. Глебов // Известия РАН. Энергетика. — 1996. — № 4. — С. 47–63.

2. Логинов, А.Г. Системы возбуждения турбо- и гидрогенераторов ОАО «Электросила» / А.Г. Логинов // Электротехника. — 2003. — № 5. — С. 43–48.

3. ГОСТ 21558-2000. Системы возбуждения турбогенераторов, гидрогенераторов и синхронных компенсаторов. Общие технические условия. — М.: Изд-во стандартов, 2000.

4. СО 34.45.629-2002. Методические указания по техническому обслуживанию микропроцессорных АРВ и систем управления силовых преобразователей систем возбуждения генераторов. — М.: СПО ОРГРЭС, 2003.

5. Логинов, А.Г. Микропроцессорный автоматический регулятор типа АРВ-М для систем возбуждения АО «Электросила» / А.Г. Логинов, А.В. Фадеев // Электротехника. — 2001. — № 9. — С. 66–70.

6. Горшков, К.Е. Перегрев тиристорных преобразователей системы самовозбуждения синхронного генератора при внешних несимметричных коротких замыканиях / К.Е. Горшков // Научный поиск: материалы I научной конференции аспирантов и докторантов. Секция технических наук. Челябинск, 27–30 апреля 2009 г. — Челябинск: Издательский центр ЮУрГУ, 2009. — С. 246–250.

7. Горшков, К.Е. Управление тиристорным преобразователем системы самовозбуждения синхронного генератора в режиме форсировки как средство повышения надежности работы энергосистемы / К.Е. Горшков // Современная техника и технологии: сб. тр. XVI Международной науч.-практ. конф. студентов, аспирантов и молодых ученых. Томск, 12–16 апреля 2010 г.: в 3-х т. — Томск: Изд-во ТПУ, 2010. — Т. 1. — С. 30–32.

8. Зиновьев, Г.С. Основы силовой электроники: учеб. пособие / Г.С. Зиновьев. — 3-е изд., испр. и доп. — Новосибирск: Изд-во НГТУ, 2004. — 672 с.

9. Дiodы и тиристоры в преобразовательных установках / М.И. Абрамович, В.М. Бабайлов, В.Е. Либбер и др. — М.: Энергоатомиздат, 1992. — 432 с.

10. Логинов, А.Г. Разработка и исследование устройства автоматического управления нагрузками тиристорных параллельно соединенных выпрямителей систем возбуждения: дис. ... канд. техн. наук / А.Г. Логинов. — СПб.: СПбГПУ, 2006. — 209 с.

Поступила в редакцию 10.09.2010 г.

Гольдштейн Михаил Ефимович, канд. техн. наук, профессор, заведующий кафедрой электрических станций, сетей и систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Научные интересы связаны с развитием систем электроэнергетики с силовыми полупроводниковыми преобразователями. Контактный телефон: 8 (351) 267-92-46.

Goldstein Michael Efimovich. Head of the Electric Power Stations, Networks and Systems department of South Ural State University, Chelyabinsk. Scientific interests: power electronic systems, development of synchronous generator excitation systems, and engineering education.

Горшков Константин Евгеньевич, аспирант кафедры электрических станций, сетей и систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск.

Gorshkov Konstantin Evgenievich. Post-graduate student of the Electric Power Stations, Networks and Systems department of South Ural State University. Scientific interests: modeling and simulation of power electronics systems, synchronous generator excitation systems, transition processes.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ВОЗМОЖНЫХ ПУТЕЙ РАЗВИТИЯ СИСТЕМЫ ЭЛЕКТРОСНАБЖЕНИЯ СТУДГОРОДКА ЮУрГУ НА ОСНОВЕ ГЕНЕТИЧЕСКОГО АЛГОРИТМА

В.В. Тарасенко

г. Челябинск, ЮУрГУ

FINDING THE POSSIBLE DEVELOPMENT OPTIONS OF THE POWER-SUPPLY SYSTEM OF THE SOUTH URAL STATE UNIVERSITY CAMPUS ON THE BASIS OF THE GENERIC ALGORITHM

V.V. Tarasenko

Chelyabinsk, South Ural State University

На основе генетического алгоритма произведён расчёт различных вариантов электроснабжения студгородка ЮУрГУ на базе распределённой генерации. Дан краткий анализ эффективности каждого варианта, и выработаны рекомендации по ведению режима работы станций в принятых условиях.

Ключевые слова: распределённая генерация, генетический алгоритм, блок, установленная мощность.

Diverse SUSU power supply solutions on a base distributed generation are made via a genetic algorithm. A short analysis of each type of solution is presented and the station work regime guidelines are given regarding the assumed conditions.

Keywords: distributed generation, Genetic algorithm, unit, installed capacity.

При реализации национального проекта научно-исследовательского университета ГОУ ВПО ЮУрГУ ожидается существенный рост электрической мощности, потребляемой университетом [1]. Покрытие возрастающих нагрузок возможно либо за счёт внешней сети, либо путём сооружения собственных электростанций.

В рамках реализации приоритетного национального проекта «образование» в ЮУрГУ уже была построена первая очередь газопоршневой мини-ТЭЦ мощностью 2,4 МВт. В настоящий момент принято решение о строительстве газотурбинной станции мощностью 2 МВт. В настоящей статье рассмотрены варианты электроснабжения студгородка с учётом перспективного роста нагрузок и возможных режимов выдачи электроэнергии станцией. Даны рекомендации по выбору наиболее оптимального режима работы оборудования. Для решения оптимизационной задачи выбора состава оборудования использовался генетический алгоритм (ГА) [2, 3], реализованный на базе программы «Easy NP 2.0» [4].

Питание студгородка осуществляется в соответствии с расчётной схемой (рис. 1), по фидерам 21 и 25 подстанции «Западная». Нагрузки 0,4 кВ запитаны от ТП1296, ТП1297-I, ТП1297-II, РП4-I, РП4-II, РП72-I, РП72-II, РП27-I, РП27-II, ТП1113,

на расчётной схеме это выделенные узлы 44, 7, 38, 2, 37, 1, 25, 60, 26, 30, остальные питают нагрузки сторонних потребителей. Общая нагрузка по всем подстанциям ЮУрГУ составляет 3645 кВт (средняя за два года максимальная нагрузка по данным измерений), планируется её увеличение на 2400 кВт (3000 с установкой суперкомпьютеров). На территории университета выбрано две площадки для возможного размещения станций. Подразумевается возможность свободной передачи электроэнергии между всеми потребителями университета.

Основной вариант электроснабжения студгородка, принятый на данный момент, подразумевает установку одной станции на площадке в центральной части кампуса. Режим продажи электроэнергии в сеть не предусмотрен, всё вырабатываемое тепло потребляется на месте в соответствии со средним для данного времени года потреблением. Как альтернатива рассматривается подключение к внешней сети по цене 17 тыс. руб./кВт. Тарифы на электричество, газ и тепловую энергию составляют соответственно 1,62 руб./кВт·ч, 2,448 руб./м³, 441,2 руб./Гкал (цены 2009 года) [7], этот вариант принят как базовый (табл. 1). На рис. 2, а показаны места подключения блоков в распределительной сети студгородка с указанием их номинальной мощности. Полученный результат строительства

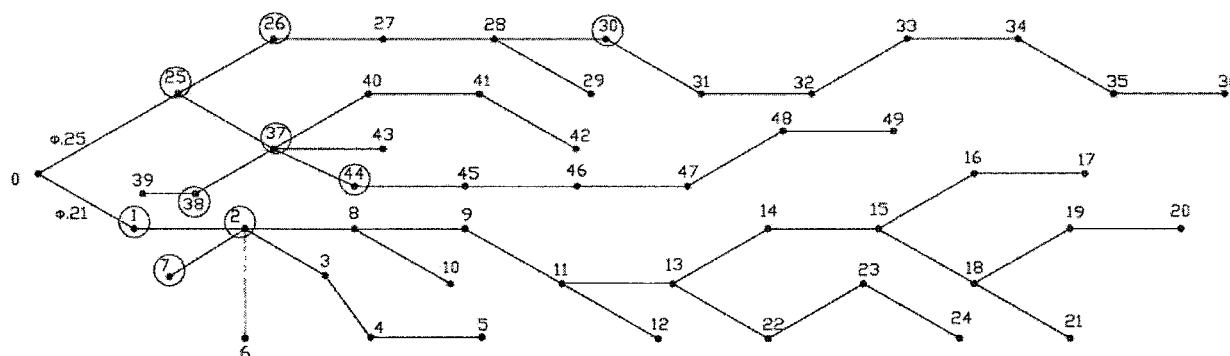


Рис. 1. Схема распределительной сети студгородка

Расчёт вариантов электроснабжения студгородка

№	Условия варианта, тарифы	Период	Число и мощность блоков, находящихся в работе				Год. привед. затраты при сроке окупаемости 7 лет, тыс. руб.	Общ. установ. мощность, кВт
			РП4-I	РП4-II	1296	РП27		
1	Базовый вариант. 1,6/2,5/441/17	ДЛ	1×1000	1×1000	1×380	—	54 312	2380
		НЛ	1×1000	—	1×380	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	1×380	—		
		НЗ	1×1000	1×1000	1×380	—		
2	2/2,5/441/17	ДЛ	1×1000	1×1000	1×600	—	57 225	2600
		НЛ	1×1000	—	1×600	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	1×600	—		
		НЗ	1×1000	1×1000	—	—		
3	2,5/2,5/441/17	ДЛ	1×800	1×800	1×1000	—	60 364	4200
		НЛ	1×800	1×800	—	—		
		ДЗ	2×800	2×800	1×1000	—		
		НЗ	1×800	—	1×1000	—		
4	1,6/1,5/441/17	ДЛ	1×1000	1×1000	1×600	—	48 597	2600
		НЛ	1×1000	—	1×600	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	1×600	—		
		НЗ	1×1000	1×1000	—	—		
5	1,6/3,5/441/17	ДЛ	1×1000	1×1000	—	—	60 419	2000
		НЛ	—	1×1000	—	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	—	—		
		НЗ	1×1000	1×1000	—	—		
		НЛ	1×1000	—	1×380	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	1×380	—		
6	Базовый вариант при сроке окупаемости 3 года	ДЛ	1×1000	—	1×1000	—	68 384	2000
		НЛ	1×1000	—	—	—		
		ДЗ	1×1000	—	1×1000	—		
		НЗ	1×1000	—	1×1000	—		
7	Базовый вариант при сроке окупаемости 5 лет	ДЛ	1×1000	1×1000	1×1000	—	58 384	2380
		НЛ	1×1000	—	1×1000	—		
		ДЗ	1×1000	1×1000	1×1000	—		
		НЗ	1×1000	1×1000	1×1000	—		

станции мощностью 2380 кВт полностью согласуется с принятым вариантом строительства (2400 кВт), что подтверждает правильность решения, принятого ранее на основе «ручного» техни-

ко-экономического сравнения вариантов. Но полученный результат предлагает к установке два блока мощностью 1000 кВт и один блок 380 кВт, что отличается от принятого 4×600. В настоящее время

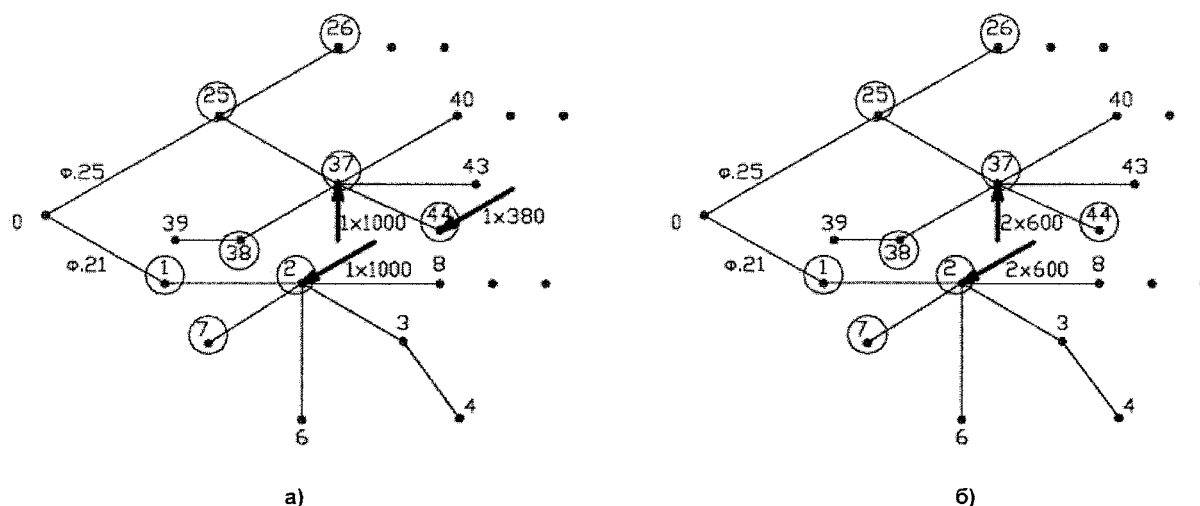


Рис. 2. Результаты оптимизации для варианта с одной станцией: а – оптимизация по всем возможным типам блоков; б – возможны только блоки мощностью 600 кВт

модель не полностью учитывает фактор надёжности станции, что могло бы привести к получению результата с большим числом блоков меньшей мощности. На рис. 2б показано возможное распределение блоков на станции при задании только блоков мощностью до 600 кВт, как наиболее доступного для выбранного производителя (ELTECO) ряда мощностей. В результате расчёт показывает эффективность установки четырёх блоков мощностью 600 кВт, при этом общие приведённые годовые затраты возрастают на 2488 тыс. руб.

В будущем, при возможной продаже излишков вырабатываемой электроэнергии сторонним потребителям, возникает необходимость определения экономически выгодного тарифа на её продажу, который устроит и продавца и покупателя. Также прорабатывается вариант строительства второй мини-ТЭЦ с подключением к шинам РП27. В таблице приведены условия основных возможных вариантов электроснабжения студгородка при строительстве одной станции в центральной части кампуса, даны предварительные рекомендации по выбору состава оборудования в летнее время днём (ДЛ), ночью (НЛ) и в зимнее время днём (ДЗ), ночью (НЗ).

Как видно из таблицы, целесообразность собственной генерации возрастает с увеличением тарифов на покупаемую электроэнергию (варианты 1–3), с увеличением же цены на топливо при постоянных тарифах на электричество, рентабельность собственной генерации падает, становится выгоднее электроэнергию частично покупать от сети (варианты 4, 1 и 5). Во всех рассмотренных вариантах рост нагрузок института покрывается собственной генерацией, поэтому плата за подключение к сети не производится.

Впоследствии возможен вариант работы станции с выдачей излишков электроэнергии в сеть по оговоренному тарифу. Модель позволяет определять режим работы станции при различных тарифах на продаваемую электроэнергию. Рас-

сматривалась продажа в сеть по цене 1,1; 1,3 и 1,6 руб./кВт·ч. Расчёт показал, что при росте тарифа на продаваемую электроэнергию, установленную мощность станции имеет смысл повышать. А анализ рекомендованного режима работы станции показывает тенденцию к более равномерной нагрузке блоков в течение суток. Рассматривая различные тарифы на продаваемую энергию, можно делать вывод о наименьшей цене по которой имеет смысл продавать излишки в сеть.

Были проведены расчёты по строительству второй станции с подключением к РП27 при общем росте нагрузок университета 3000 кВт. В качестве возможных к установке блоков рассматривались газопоршневые блоки мощностью до 1000 кВт. Наиболее оптимальным в данном случае оказалось строительство двух станций мощностью 2000 кВт с подключением к РП27 и 1400 кВт с подключением к РП4. Если для данного варианта учесть возможность выдачи по цене 1,1 руб./кВт·ч, то мощность станции на РП4 повышается до 2000 кВт, но приведённые годовые затраты тем не менее уменьшатся на 3504 тыс. руб. за счёт дохода от продажи электроэнергии.

В качестве целевой функции в модели используются годовые приведённые затраты, рассчитанные при сроке окупаемости 7 лет. При этом тарифы на газ, электричество и тепло предполагаются неизменными, что на самом деле не так. Для варианта со строительством двух станций также был проведён расчёт, при котором каждый из тарифов ежегодно увеличивался на 20%. Несмотря на одинаковое увеличение цены всех покупаемых ресурсов, без детального расчёта трудно предсказать общий эффект от таких изменений, поскольку изменение каждой цены по-разному сказывается на общей экономической эффективности работы всей системы. Проведённый расчёт показал, что при таких условиях будет целесообразным строительство двух станций, но большей мощности. К РП27 уже будет подключена

станция 3000 кВт, а в центральной части будет находиться станция мощностью 2400 кВт с подключением к РП4 (I-II) и ТП1296.

После определения общей мощности станции и предварительного уточнения режима её работы имеет смысл провести более детальный расчёт, при котором будет определяться не только общее количество блоков, находящихся в работе в данный интервал времени, но и их загрузка с учётом расходных характеристик данных установок. Такой расчёт был проведён для блоков мощностью 600 кВт. Было определено, что целесообразно на РП4-II установить два блока 600 кВт и загружать их на полную мощность, а летом в ночной период только на 528 кВт. К РП4-I следует подключить один блок 600 кВт и загружать его на полную мощность, а летом ночью на 530 кВт, на ТП1296 также следует установить блок 600 кВт с постоянной полной нагрузкой, летом ночью его целесообразно отключать.

Литература

1. Программа развития государственного образовательного учреждения высшего профессионального образования «Южно-Уральский государ-

ственный университет» на 2010–2019 годы // Министерство образования и науки Российской Федерации. – Челябинск, 2010.

2. Гладков, Л.А. Генетические алгоритмы / Л.А. Гладков, В.В. Курейчик, В.М. Курейчик. – М.: Физматлит, 2006.

3. Тарасенко, В.В. Генетический алгоритм выбора распределённой генерации / В.В. Тарасенко // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2010. – Вып. 13. – №14(190).

4. <http://np-soft.ru/main/index.htm>

5. Тарасенко, В.В. Принципы математического описания технико-экономических показателей распределённой генерации / В.В. Тарасенко // Энергоэффективность и энергобезопасность производственных процессов: сб. тр. Междунар. науч.-техн. конф. студентов, магистрантов, аспирантов. – Тольятти, 2009.

6. Энергетические газотурбинные установки и энергетические установки на базе газопоршневых и дизельных двухтопливных двигателей / Некоммерческое партнёрство «Российское тепло-снабжение». Отчёт. – М., 2004. – Ч. II.

7. <http://www.fstrf.ru/>

Поступила в редакцию 10.09.2010 г.

Тарасенко Виктор Викторович, аспирант кафедры электрических станций, сетей и систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов: распределённая генерация, оптимизационные модели, энергоэффективность. Контактный телефон: 8(351) 267-92-41.

Tarasenko Viktor Viktorovich. Post-graduate student of the Electric Power Stations, Networks and Systems chair of South Ural State University. Scientific interests: distributed generation, optimization models, energy efficiency. Contact phone: 8 (351) 267-92-41.

ТЕПЛОЭНЕРГЕТИКА

УДК 621.181

КЛАССИФИКАЦИЯ И АНАЛИЗ ЭФФЕКТИВНОСТИ МЕТОДОВ НИЗКОТЕМПЕРАТУРНОГО ФАКЕЛЬНОГО СЖИГАНИЯ УГОЛЬНОЙ ПЫЛИ НА КОТЛАХ

*К.В. Осинцев
г. Челябинск, ЮУрГУ*

CLASSIFICATION AND ANALYSIS OF EFFICIENCY OF METHODS OF THE LOW-TEMPERATURE FLAME COMBUSTION OF THE COAL DUST ON COPPERS

*K.V. Osintsev
Chelyabinsk, South Ural State University*

Рассмотрено техническое состояние горелочного парка ТЭС в начальный период освоения газофакельных технологий. Показаны методы и пути их совершенствования. Отражён вклад специалистов кафедры ПТЭ ЮУрГУ в развитие и освоение новых технологий.

Ключевые слова: низкотемпературное факельное сжигание, котельный агрегат, горелка.

The technical condition of burner park of the thermal power plant in an initial stage of gas torch technologies is considered. Methods and ways of their improvement are shown. The contribution of the experts of the Industrial Heat-and-Power Engineering Department of South Ural State University to development and new technologies learning is reflected.

Keywords: low-temperature flame combustion, copper unit, burner.

Взятый в теплоэнергетике курс на повышение единичной мощности основного, в том числе котельного, оборудования ТЭС инициировал в 20–30 гг. прошлого столетия появление и бурное развитие топочной технологии, основанной на процессе организованного взаимопоглощения пылеугольных и окислительных воздушных потоков с выделением теплоты и образованием излучающих высокоэнтальпийных продуктов сгорания. Процесс стали называть пламенным или факельным горением, ввод реагентных потоков осуществлять, через горелки, как правило, в нижнюю часть топки, а выделяемую теплоту отводить излучением настенным и встроенным трубным экраном и перемещаемой в них пароводяной среде [1].

Факельная технология сжигания угольной пыли имела много проблем. В процессе проектирования и наладки новых котлов приходилось улучшать как работу систем пылеприготовления, так и характеристики собственно топочного факела, подавлять активность шлакования экранов и ширм. Большое внимание уделялось устойчивости зажигания. Стремление разработчиков минимизи-

ровать вероятность срыва горения, вызвало повсеместное распространение горелочных конструкций смесительного типа [1,2]. Горелки данного типа имели различные конструкции, выполнялись как прямоточными с прямоугольным профилем, так и вихревыми осесимметричными. Котлы БКЗ-210-140Ф 1-й очереди Челябинской ТЭЦ-2 изначально также были оснащены горелками смесительного типа. Последние выполнены низкоскоростными (со средней скоростью выхлопа реагентов в топку $w_T \leq 2$ м/с). Они размещались на фронтальной стене топочной камеры и формировали факел однородной смеси с активным зажиганием вблизи амбразур, рис. 1, а. В качестве наглядного примера на рис. 2 представлено изменение параметров процесса горения однородной смеси на этих котлах при сжигании челябинского бурого угля. Подробное описание котлов, методика испытаний и характеристики топлива приведены ранее [3, 4, 5]. Из рис. 2 видно, что при реализации горения однородной смеси по кривым 1 внутри узкой области примыкания факела к горелке $l_{\phi 1}$ потребляется до 75 % окислителя $\bar{O}_2 = 1 - (O_2/21)$, выгорает до

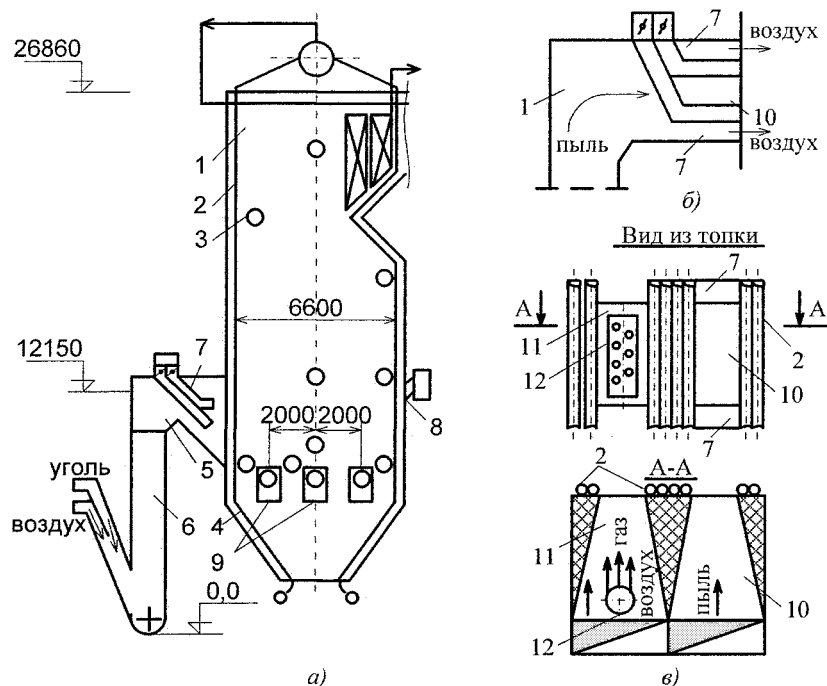


Рис. 1. Схемы топки и горелок котла БК3-210-140Ф: а – топка с заводскими низкоскоростными горелками смешительного типа; б – модернизированная высокоскоростная пылеугольная горелка смешительного типа; в – многофункциональная горелка; 1 – топка; 2 – экраны; 3 – люки; 4 – холодная воронка; 5 – заводские пылеугольные горелки смешительного типа; 6 – молотковые мельницы; 7 – воздушные сопла пылеугольных горелок; 8 – воздушные сопла на задних экранах; 9 – воздушные сопла газовых горелок; 10 – пылеугольные каналы горелок; 11 – воздушные каналы горелок; 12 – трубы с газовыпускными соплами

75 % топлива $a = 1 - q_3 - q_4$, образуется около 75 % газообразных продуктов сгорания $\bar{RO}_x = RO_x / RO_x^{\max}$ (здесь O_2 , RO_x – усредненные в поперечном сечении факела концентрации кислорода и продуктов сгорания, %; RO_x^{\max} – концентрация продуктов сгорания в выходном окне топки, %; q_3 , q_4 – потери теплоты с химическим и механическим недожогом топлива). С началом выделения теплоты количество продуктов сгорания нарастает вдоль траектории горелочного факела пропорционально расходованию окислителя и топлива.

Одновременно с прирастанием количества выделяющейся теплоты вдоль траектории движения реагирующих компонент увеличиваются значения энтальпии и температуры факела T . Максимальные значения последних смещены к границе рассматриваемой области изменения параметров на расстояние $l_{\phi 1} \approx 0,5$ м от горелочных амбразур. Если изначально не предусмотрены какие-либо меры режимно-технологического характера, то и на других котлах, сжигающих уголь с высоким выходом летучих $V^r \geq 25$ % в горелках смешительного типа, это расстояние также не превышает $l_{\phi 1} \leq 0,5$ м [6, 7, 8]. Во всех случаях использования низкоскоростных горелок смешительного типа при высоком локальном тепловом напряжении ограниченного пространства вблизи горелок ζ развива-

ется высокий уровень температуры факела, при котором частицы топливной породы шлакующих топлив начинают плавиться и налипать на стены топочной камеры с экранами. Большие тепловые потоки в направлении амбразур вызывают активное терморазрушение горелочной обмуровки, каналов и узлов ввода потоков топлива и воздуха, а в отводимых продуктах сгорания высок уровень концентрации оксидов азота $NO_x \geq 650-800$ мг/м³ [6, 7, 8].

Для улучшения термодинамических характеристик горелок стали увеличивать скорость выхода реагентов из амбразур [2, 9, 10, 11]. Высокоскоростные горелки смешительного типа имеют более высокую степень надежности, нежели их низкоскоростные аналоги. Однако в отсутствии каких-либо дополнительных мер воздействия на тепловые характеристики факела в топке сохраняется высокий уровень температуры как в зоне активного горения, так и на выходе из топки. Попытки эксплуатации улучшить температурные условия амбразур прямоточных горелок путем зауужения их выходного сечения и увеличения скорости выхода реагентных потоков в топку котла БК3-210-140Ф при сжигании челябинского угля привели к смещению исходного местоположения температурного максимума факела к центру, но без существенного изменения его значения, (рис. 1, б; рис. 2, кривые 2). По-прежнему продолжали шлаковаться экраны на задней стене топки, сохранилась высо-

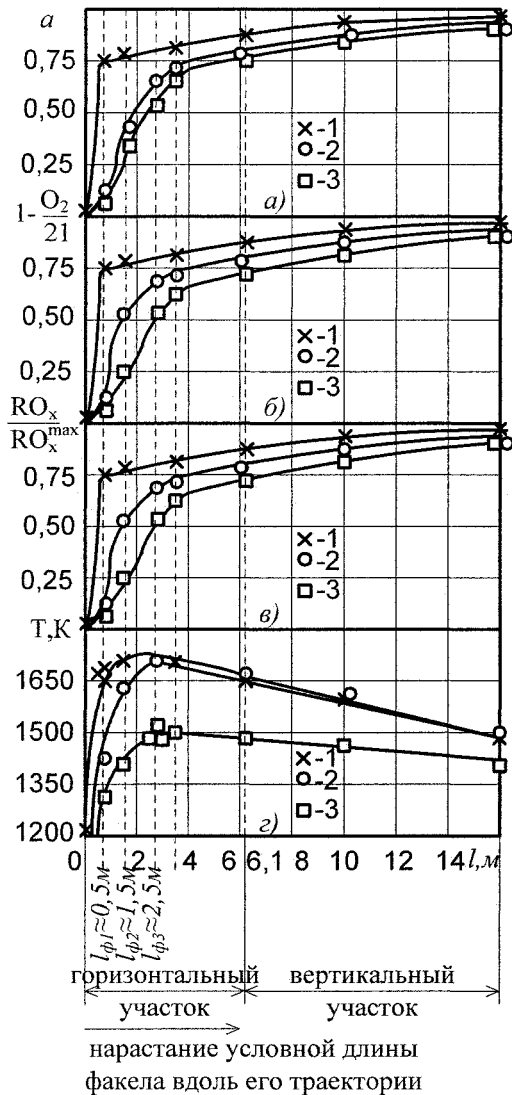


Рис. 2. Характер изменения параметров вдоль траектории пылеугольного факела в топке котла БКЗ-210-140Ф при сжигании челябинского бурого угля (паровая нагрузка $D_{п} = 170$ т/ч, коэффициент избытка воздуха за топкой $\alpha_T'' = 1,21-1,25$): а – степень выгорания топлива ($a = 1 - q_3 - q_4$, где q_3, q_4 – тепловые потери с химическим и механическим недожогом топлива); б – степень потребления окислителя ($1 - (O_2/21)$, где O_2 – текущее значение концентрации кислорода, %); в – степень роста газообразных продуктов сгорания (RO_x/RO_x^{max} , где RO_x, RO_x^{max} – текущее и в выходном окне топки значения концентрации оксидов углерода, %); г – температура факела (T, K); 1, 2 – с организацией внутренней подпитки факела окислителем через горелки по рис. 1 а, б; 3 – с организацией комбинированной подпитки факела через горелки по рис. 1, в

кая концентрация оксидов азота в продуктах сгорания.

Улучшение характеристик факельного процесса наблюдается при снижении температурного фона в области максимального тепловыделения и в выходном окне топочной камеры. Для достижения необходимого температурного уровня и концентрации образующихся вредных оксидов азота сегодня используют различные методы, которые можно свести к общей классификационной схеме, рис. 3. Как видно из схемы, главенствующими процедурами снижения температурного уровня в зоне активного горения топки, где размещены горелки, будут интенсификация теплоотвода и снижение скорости расходования реагентов (иначе, пассивирование топливного окисления и тепловыделения).

Для интенсификации теплоотвода увеличивают поверхности нагрева в объеме топки с факельной средой и воздействуют на характеристики самого факела. При реализации первого из упомя-

нутых методов топку дополняют новыми элементами: встроенными экранами и ширмами. Для установки новых элементов необходимы значительные разовые затраты, которые, конечно, оправданы, но не на существующих ТЭС с невыработанным ресурсом котлоагрегатов [12].

Другой метод интенсификации теплоотвода связан с воздействием на факельные характеристики, в частности, температурные и скоростные поля, характер которых связан с компоновкой и загрузкой горелок топливом [13]. Максимальная активность теплоотвода при неизменной загрязненности экранов ($\Psi_3 = const$) в топках одного типоразмера и при сжигании одного вида угля достигается при тангенциальной компоновке горелочных устройств на стенах топочной камеры, что связано с газодинамическим смещением факельной среды с температурным максимумом к периферии топочного объема и ее движением вдоль всех вертикальных стен [2]. В топках с фронталь-

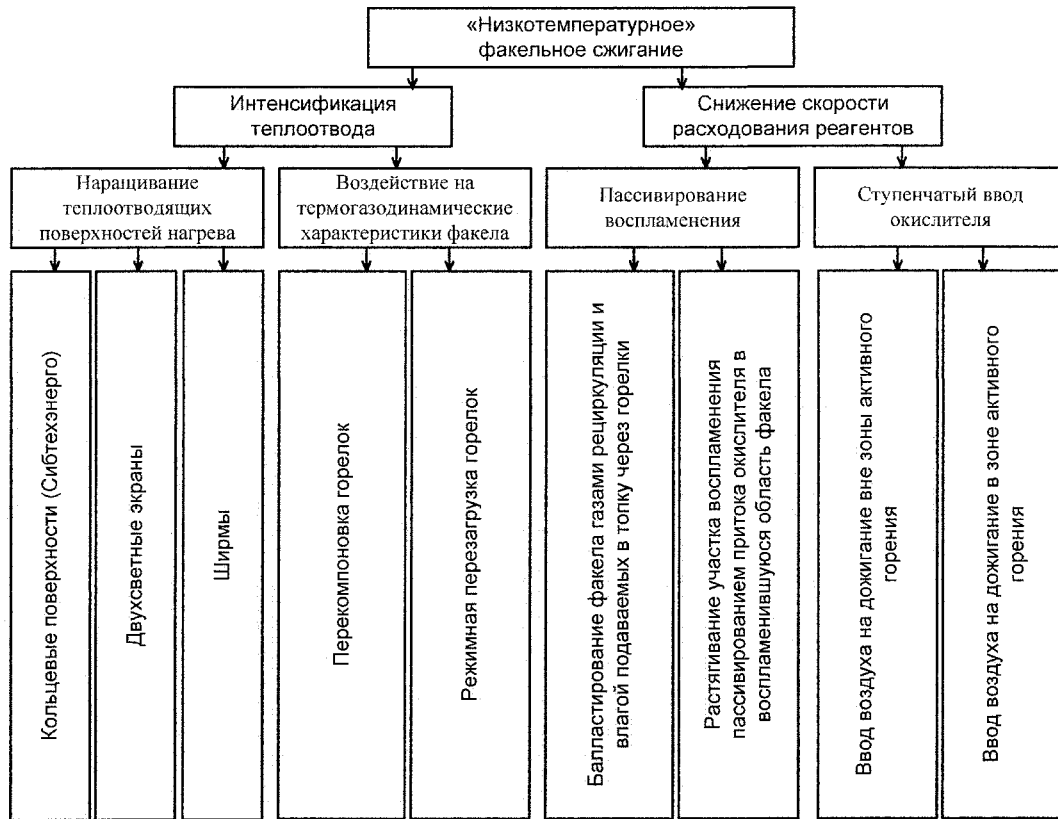
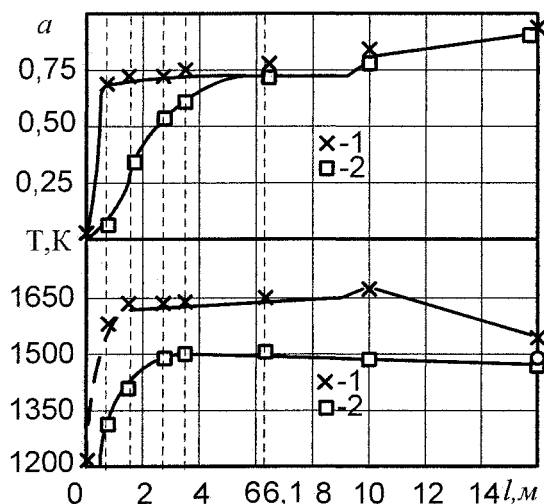


Рис. 3. Классификация методов организации низкотемпературного факельного сжигания топлива

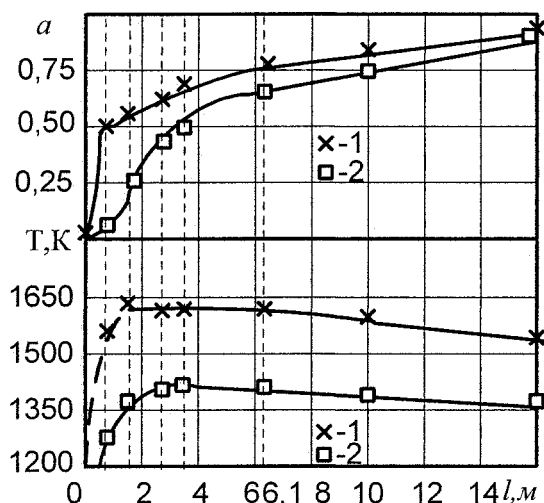
ной компоновкой горелок ярко выраженный максимум температуры факела смещен к задней стене [2, 13]. Эффективность теплообмена в такой топке по сравнению с топкой, оснащенной тангенциальными горелками, существенно ниже, а среднерасчетная и практическая температура в выходном окне оказывается выше до $\Delta T_{T1} = 120$ К и более.

Еще выше этот показатель для топки со встречной компоновкой горелок, где максимум температуры факела стремится занять место в центральной области топочного объема, здесь $\Delta T_{T2} = 150\text{--}200$ К. Для снижения среднего температурного уровня в выходном окне топок с фронтальной и встречной компоновкой горелок коллективом ЮУрГУ-УралВТИ-МЭИ был разработан метод, основанный на газодинамическом перераспределении тепловыделения в топке путем перекомпоновки и перезагрузки отдельных горелок с организацией движения потоков с максимальной температурой вдоль боковых стен [13]. При организации такой термогазодинамики топок параметры ΔT_{T1} и ΔT_{T2} уменьшаются вдвое. При конструировании имеет смысл корректировать значения проектного параметра «М» дополнительным поправочным коэффициентом, $M' = M \cdot K_T$, где $K_T \approx 1,05$. Метод газодинамического воздействия на факельные характеристики достаточно эффективен при снижении температуры факела в выходном окне, уменьшении концентрации оксидов азота в продуктах

сгорания, но он не регулирует температурные условия работы горелок, влияющие на их надежность. Для этой цели следует искать метод из другой ветви классификационной схемы, а именно, в снижении скорости расходования реагентов. Это мероприятие можно связать со ставшим на сегодня классическим ступенчатым (прерывистым) вводом окислителя в топку и пассивированием процесса воспламенения. При реализации классического метода ступенчатого ввода окислителя в топку большую часть воздуха вводят в горелки, меньшую – на дожигание вне зоны активного горения, обычно в верхнюю часть топки поперечными или тангенциальными струями. В качестве самостоятельного этот метод сжигания топлива практикуют главным образом для снижения концентрации оксидов азота. Способ был реализован на том же котле БКЗ-210-140Ф при сжигании челябинского бурого угля, позволил снизить концентрацию NO_x до 40 %. При работе котла по этому способу был проведен анализ горения. На рис. 4, а кривые 1 отражают изменение параметров на участке факельного воспламенения в топке с горелками смешительного типа по рис. 1, а при недостатке кислорода для полного сгорания топлива, $\alpha_r < 1,0$. Из рис. 4, а видно, что при реализации окислительного процесса с недостатком вводимого через горелки воздуха, активное расходование последнего происходит на участке с $l_\phi < l_{\phi 1}$, кривые 1. При этом степень выгорания топлива α , также как и



a)



б)

Рис. 4. Характер изменения степени выгорания топлива (а) и температуры (Т) вдоль траектории пылеугольного факела в топке котла БКЗ-210-140Ф при сжигании челябинского бурого угля (паровая нагрузка $D_{пп}=170$ т/ч, коэффициент избытка воздуха за топкой $\alpha'_r = 1,21-1,25$): а – ступенчатое сжигание; б – ввод газов рециркуляции в мельницы ($O_2^{пыли} \approx 16\%$); 1 – с организацией внутренней подпитки факела окислителем через горелки по рис. 1, а; 2 – с организацией комбинированной подпитки факела окислителем через горелки по рис. 1, в

энтальпия $I_{\phi 1}$ и температура $T_{\phi 1}$ – ниже тех же показателей для варианта подачи реагентов через ту же горелку с коэффициентом избытка воздуха $\alpha_r > 1$ на рис. 2. На отметке факельной траектории $l_{дожиг}$, где осуществляется ввод дожигающей порции воздуха, значения параметров факела выходят на уровень значений кривых 1 на рис. 2. В выходном окне топок меньших типоразмеров процесс дожига, как правило, не завершается, здесь увеличивается степень недожога и температура факела [10].

Известны методы сжигания топлива с подачей топливо – воздушных потоков через горелки, а дожигающих потоков окислителя через сопла, установленные на стенах топочных камер в зоне активного горения, поперечными, встречными, вихреобразующими струями [2, 8, 14]. При подобной организации сжигания шлакующего топлива снижается активность шлакования на экранах в зоне активного горения. На обследованных сотрудни-

ками кафедры промтеплоэнергетики ЮУрГУ котлах БКЗ-210-140Ф и ПК-14 с размещением дожигающих сопел на боковых экранах существенных изменений степени механического недожога q_4 не происходило, но усиливалось шлакование ширм из-за увеличения температуры продуктов сгорания в выходном окне топочной камеры T''_T , а также температура уходящих газов, и соответствующие потери теплоты q_2 . В связи с этим использование метода ограничено сжиганием газа и нешлакующего твердого топлива в основном для снижения активности образования NO_x [8]. Ввод дожигающих потоков в зону активного горения может быть реализовано по методу ЛПИ, разработанному для сжигания торфа и бурого угля. Реагентные потоки грубой пыли, вплоть до дробленки, и воздуха через наклоненные горелки направляют в сторону холодной воронки, где топливные частицы подхватываются вихреобразующими струями дожи-

гающего воздуха, истекающими из сопл, ориентированными в сторону устья горелочных устройств [14]. В сравнении с вариантом развития горизонтально истекающих реагентных потоков, сильно наклоненный на участке воспламенения факел формирует более активную циркуляционную вихревую ветвь обтекания холодной воронки, имеет пониженный уровень температуры как в зоне активного горения, так и в выходном окне топки. Ввод топлива с большим содержанием крупных фракций дает увеличенные потери теплоты с механическим недожогом топлива q_4 .

Существенно выигрывает метод организации замедленного расходования реагентов на участке воспламенения, разработанный на кафедре промышленной теплоэнергетики ЮУрГУ. При реализации метода осуществляется «растягивание» участка воспламенения на величину Δl_{ϕ} с организацией зажигания на отрезке $l_{\phi 2} = l_{\phi 1} + \Delta l_{\phi}$ (см. рис. 2). Теперь расходование реагентов (\bar{O}_2 , a) и образование газообразных продуктов сгорания (\bar{RO}_x) протекает не столь активно, по кривым 3 на рис. 2. С приростом количества выделяющейся теплоты вдоль траектории движения горелочного факела также происходит увеличение энтальпии и температуры факела. Однако значения этих параметров при рассредоточении выделяющейся в большом объеме $v_2 > v_1$ теплоты по кривым 3 становятся ниже значений тех же параметров в исходном варианте по кривым 1 (см. рис. 2). На котлах БКЗ-210-140Ф с модернизированными для реализации необходимого эффекта пылеугольными горелками (по патентной версии многофункциональные горелочные устройства) по рис. 1, в достигается увеличение линейного размера зажигания $l_{\phi 2} = 1,5-2,5$ м. Эти горелки обеспечивают непрерывное плавное дозирование окислителя, реализуют сложный комбинированный механизм доставки последнего к топливному реагенту с первоначальным воспламенением однородной топливо-воздушной смеси при недостатке кислорода (внутреннее питание окислителем), и последующей диффузионно-приточной подпиткой факела вторичным воздухом. В сравнении с вариантом факельного воспламенения реагентной смеси, истекающей из горелок смесительного типа по рис. 1, а, б, здесь отмечается снижение уровня максимальной температуры факела (до $\Delta T_{\phi} = 100-150$ К), снижение падающих тепловых потоков в направлении амбразур с улучшением тепловых условий их работы и продлением срока их службы. Кроме того, существенно снижается и выход оксидов азота до $NO_x = 390-450$ мг/нм³.

Топливное окисление с недостатком окислителя в модернизированных горелках по рис. 1, в с последующим вводом остатка через вынесенные сопла реализуется по тому же сценарию, что и при использовании обычных горелок по рис. 1, а. Кривые 3 на рис. 4, а соответствуют кривым при обед-

нении кислородом горелочного потока. Практически не изменяется характер кривых степени выгорания топлива a , но по достижении отметки $l_{\text{дожиг}}$ после присадки порции окислителя через сопла, компенсирующего изначальную его нехватку в горелках, можно наблюдать качок активности выгорания угольной пыли. При этом температурный уровень факела и концентрация NO_x остаются пониженными. Понятно, что присадка дожигающего воздуха через вынесенные сопла имеет смысл для случая $l_{\text{дожиг}} < l_{\text{аг}}$, то есть на участке воспламенения и активного горения собственно горелочного факела. В противном случае, как и в случае горения однородной смеси по кривым 1 рис. 4, а, произойдет затягивание процесса с увеличением температуры факела на выходе из топки T''_T и снижением степени выгорания a .

При вводе газов рециркуляции через горелки в топку в качестве балласта, пассивирующего процесс топливного окисления на участке воспламенения, также подавляются высокие очаги температуры, кривые 1, 2 на рис. 4, б. Пассивируя воспалительный процесс, газы рециркуляции снижают активность выхода оксидов азота, но увеличивают тепловые потери с уходящими газами, а также затраты собственных нужд котла. Это касается использования как горелок смесительного типа по рис. 1, а, так и модернизированных горелок по рис. 1, в.

Выводы

1. Низкотемпературное сжигание угольной пыли в топочных камерах является эффективным мероприятием повышения надежности оборудования, снижения выхода оксидов азота, уменьшения активности шлакования при сжигании шлакующего твердого топлива.

2. Многообразие методов организации низкотемпературного сжигания топлива в топках современных котлов можно свести к двум основным воздействиям на топочный процесс: интенсификации теплоотвода и снижению скорости расходования окислителя.

3. Среди наиболее эффективных методов интенсификации теплоотвода можно выделить наращивание поверхностей нагрева в топке.

4. Сопоставимым по эффективности с наращиванием поверхностей нагрева является метод растягивания участка воспламенения пассивированием притока окислителя.

5. К преимуществам метода по п. 4 можно отнести его малозатратность, доступность применения на существующих котлах. При использовании этого метода наряду с реализацией преимуществ низкотемпературного сжигания топлива по п. 1 достигается снижение тепловых потоков в направлении горелочных амбразур, существенное увеличение срока службы обмуровки и металлоконструкций горелок.

Литература

1. Котельные установки / К.Ф. Роддатис, Э.И. Ромм, Н.А. Семенов и др. – М.-Л.: Госэнергоиздат, 1946. – Том II. – 708 с.
2. Хзмалян, Д.М. Теория горения и топочные устройства / Д.М. Хзмалян, Я.А. Касан. – М.: Энергия, 1976. – 488 с.
3. Анализ эффективности сжигания природного газа и бурого угля ухудшенного качества на котлах БКЗ-210-140Ф Челябинской ТЭЦ-2 / В.В. Осинцев, Г.Ф. Кузнецов, В.В. Петров, М.П. Сухарев // *Электрические станции*. – 2001. – № 6. – С. 26–34.
4. Особенности и организация факельного процесса в топке с многофункциональными горелками / В.В. Осинцев, Г.Ф. Кузнецов, В.В. Петров, М.П. Сухарев // *Электрические станции*. – 2002. – № 11. – С. 14–19.
5. Управление тепловой структурой факела в топках котлов БКЗ-210-140Ф с одноярусной фронтальной компоновкой многофункциональных горелок при сжигании разнородного топлива / В.В. Осинцев, М.П. Сухарев, Е.В. Торопов, К.В. Осинцев // *Теплоэнергетика*. – 2005. – № 9. – С. 14–23.
6. Улучшение процесса сжигания топлива на котлах БКЗ-210-140Ф / В.В. Осинцев, М.П. Сухарев, Е.В. Торопов, К.В. Осинцев // *Электрические станции*. – 2006. – № 11. С. 13–19.
7. Способ снижения теплового потока в направлении горелочных амбразур / К.В. Осинцев // *Электрические станции*. – 2009. – № 11. – С. 13–17.
8. Сжигание пыли челябинского угля на котле ПК-14 в условиях одноступенчатого и многоступенчатого ввода воздуха в топку / В.В. Осинцев, А.К. Джундубаев, Е.В. Торопов // *Известия вузов. Энергетика*. – 1992. – № 2. – С. 78–84.
9. К вопросу повышения эффективности работы пылеугольных плоскофакельных горелок / В.И. Черняев, В.А. Двойнишиников и др. // *Теплоэнергетика*. – 1990. – № 4. – С. 17–19.
10. Проектирование топок с твердым шлакоудалением (дополнение к нормативному методу теплового расчета котельных агрегатов). Руководящие указания // под ред. В.В. Митора, Ю.Л. Маршака. – Л.: ВТИ – НПО ЦКТИ, 1981. – Вып. 42. – 118 с.
11. Освоение головных и опытно-промышленных котельных установок при сжигании углей сибирских месторождений / Л.И. Пугач, Ф.А. Серант, А.Н. Волобуев и др. // *Электрические станции*. – 1996. – № 11. – С. 3–13.
12. Результаты освоения опытно-промышленного котла производительностью 820 т/ч с кольцевой топкой при сжигании азейских и иришбординских углей / Ф.А. Серант, О.И. Будилов, В.Е. Остапенко, В.П. Сенов // *Теплоэнергетика*. – 2003. – № 8. – С. 2–10.
13. Совершенствование методов снижения температурных неравномерностей в топках с фронтальной компоновкой горелок / В.В. Осинцев, В.В. Осинцев, А.М. Хидиятов и др. // *Теплоэнергетика*. – 1990. – № 4. – С. 23–26.
14. Освоение и исследование котла БКЗ-420-140-9 с вихревой топкой ЛПИ / Ю.А. Рундыгин, С.М. Шестаков, Д.Б. Ахметов и др. // *Теплоэнергетика*. – 1988. – № 1. – С. 12–16.
15. Освоение и исследование опытно-промышленного котла БКЗ-500-140-1 с тангенциальной топкой для низкотемпературного сжигания канско-ачинских углей / М.Я. Процайло, Ю.Л. Маршак, М.С. Пронин и др. // *Теплоэнергетика*. – 1988. – № 1. – С. 5–12.

Поступила в редакцию 2.06.2010 г.

Осинцев Константин Владимирович. Кандидат технических наук, доцент кафедры промышленной теплоэнергетики, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – факельное сжигание. Контактный телефон: 8-(351) 267-93-95.

Konstantin Vladimirovich Osintsev is Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor of the Industrial Heat-and-Power Engineering Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Research interests: flame combustion. Contact phone: 8-(351) 267-93-95.

ФРИКЦИОННО-ДИССИПАТИВНЫЕ СВОЙСТВА КАМЕР СГОРАНИЯ ДОМЕННЫХ ВОЗДУХОНАГРЕВАТЕЛЕЙ

Е.В. Торопов, В.Ю. Шашкин
г. Челябинск, ЮУрГУ

FRICTIONAL AND DISSIPATIVE PROPERTIES OF COMBUSTION CHAMBERS OF THE HOT-BLAST STOVES

E.V. Toropov, V.J. Shashkin
Chelyabinsk, South Ural State University

В работе рассмотрено распространение возмущений акустического характера в канале камеры сгорания доменного воздухонагревателя и проведен анализ фрикционно-диссипативных свойств канала камеры сгорания.

Ключевые слова: камера сгорания, доменный воздухонагреватель, колебания, акустика, фрикционно-диссипативные свойства.

The acoustic disturbance propagation in the channel of the combustion chamber of the hot-blast stove is considered. The analysis of the frictional and dissipative properties of combustion chamber channel is carried out.

Keywords: combustion chamber, hot-blast stove, oscillations, acoustic, frictional-dissipative properties.

Массовые, упругие и диссипативные свойства среды в канале камеры сгорания доменного воздухонагревателя определяются соответственно удельными акустическими параметрами: массой m_a , кг/м³, емкостью c_a , м³с²/кг и трением r_a , м³/(кг·с), которые проявляют свое влияние лишь в процессе колебаний среды относительно параметров осредненного течения. Если при определении первых двух параметров не встречается затруднений: $m_a = \rho/s$, $c_a = s/\rho c^2$, где s – площадь сечения канала, м², ρ , c – плотность среды, кг/м³ и скорость звука, м/с в ней, то определение r_a осложнено рядом условий [1]. Для определения этих условий необходимо рассмотреть влияние вязкости среды на распространение возмущений акустического характера в канале камеры сгорания. Воспользуемся для этого методикой, изложенной в работе Я.Ш. Вахитова [2].

Выделив в канале плоского или круглого сечения элемент объема $dv = b \cdot dx \cdot dy$; $dv = 2\pi r \cdot dx \cdot dr$, определим разность давлений при x и $x + dx$, возникающей по причине возбуждения колебаний объема

$$p \cdot b \cdot dy - \left(p + \frac{\partial p}{\partial x} dx \right) b \cdot dy = -\frac{\partial p}{\partial x} b \cdot dx \cdot dy. \quad (1)$$

Силе давления противодействует, согласно второму закону Ньютона, инерционная реакция массы в объеме dv

$$\rho_0 \cdot dv \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} = \rho_0 \cdot b \cdot dx \cdot dy \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau}, \quad (2)$$

где $\dot{\xi}$ – скорость смещения при акустических колебаниях, м/с.

Силы вязкости приложены к верхней и нижней граням, их направление связано с тормозящим действием твердой стенки канала: на верхней грани силы вязкости тормозят колебания и имеют отрицательный знак $-b \cdot dx \cdot \tau_{y+dy}$, на нижней грани силы вязкости передают действие слоев, имеющих большую скорость, и поэтому имеют положительный знак $b dx \tau_y$.

Баланс сил, приложенных к массе в объеме dv , записывается в виде

$$-\frac{\partial p}{\partial x} b dx dy - b dx \tau_{y+dy} + b dx \tau_y = \rho_0 b dx dy \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau}. \quad (3)$$

Сократив на $b dx$, получим

$$-\frac{\partial p}{\partial x} dy = \rho_0 \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} dy + (\tau_{y+dy} - \tau_y). \quad (4)$$

В уравнении (1) для функции давления $p = \varphi(x)$ применено разложение Тейлора с учетом двух первых слагаемых

$$p(x) = p + \frac{\partial p}{\partial x} dx + \frac{\partial^2 p}{2! \partial x^2} (dx)^2 + \dots; \quad (5)$$

если применить этот же прием к функции $\tau = f(y)$, то для τ_{y+dy} получим

$$\tau_{y+dy} = \tau_y + \frac{\partial \tau}{\partial y} dy; \quad (6)$$

и выражение (4) приобретает вид

$$-\frac{\partial p}{\partial x} dy = \rho_0 \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} dy + \frac{\partial \tau}{\partial y} dy. \quad (7)$$

Полагая, что среда в канале камеры сгорания имеет свойства ньютоновской жидкости

$$\tau = -\mu \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial y}, \quad (8)$$

окончательно найдем уравнения движения для канала плоского сечения

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \rho_0 \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} - \mu \frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial y^2}, \quad (9)$$

и для канала круглого сечения в цилиндрической системе координат

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \rho_0 \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} - \mu \left(\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial r} \right). \quad (10)$$

Для синусоидальных колебаний $\dot{\xi} = \xi_0 e^{i\omega\tau}$

$$\frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} = i\omega \xi_0 e^{i\omega\tau} = i\omega \dot{\xi}; \quad (11)$$

применив подстановку (11) в (9) и (10), получим

$$\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial y^2} - \frac{i\omega\rho_0}{\mu} \dot{\xi} = \frac{1}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x}; \quad (12)$$

$$\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial r} - \frac{i\omega\rho_0}{\mu} \dot{\xi} = \frac{1}{\mu} \frac{\partial p}{\partial x}. \quad (13)$$

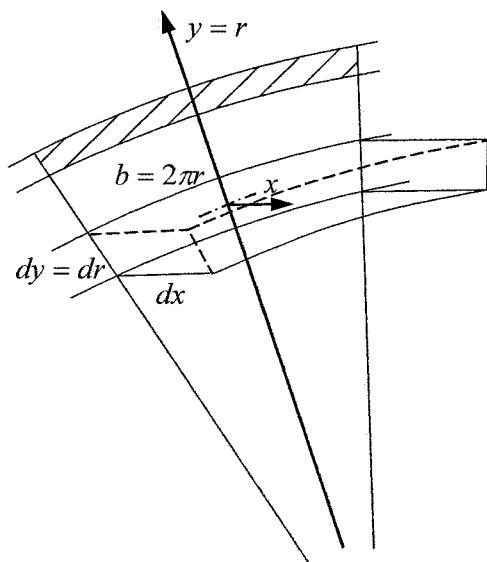


Схема к выводу выражений (12), (13)

В уравнениях (12), (13) коэффициент при $\dot{\xi}$ характеризует распространение волн особого типа – вязких волн поперечного типа, которые вызваны продольным градиентом давления $\partial p/\partial x$, а распространяются в поперечном направлении к стенке канала и обратно. Постоянная распростра-

нения вязких поперечных волн $\dot{\gamma}_r$ определяется согласно (12), (13)

$$\dot{\gamma}_r = \sqrt{\frac{\omega\rho_0}{\mu}} \sqrt{-i}; \quad (14)$$

а с учетом равенства $\sqrt{-i} = (1-i)/\sqrt{2}$

$$\dot{\gamma}_r = \sqrt{\frac{\omega\rho_0}{2\mu}} - i\sqrt{\frac{\omega\rho_0}{2\mu}} = h_r - ik_r; \quad (15)$$

где h_r и k_r – коэффициент ослабления и волновое число вязкой волны, причем $h_r = k_r = \sqrt{\frac{\omega\rho_0}{2\mu}}$, а

следовательно

$$\dot{\gamma}_r = h_r(1-i); \quad \gamma_r = |\dot{\gamma}_r| = \sqrt{\frac{\omega\rho_0}{\mu}}. \quad (16)$$

Модуль постоянной распространения γ_r связан с колебательным числом Рейнольдса потока среды Re_ω , которое в свою очередь определяется посредством гидродинамического числа

$$Re = \frac{ul\rho_0}{\mu} \quad \text{и числа Струхала} \quad Sh = \frac{\omega l}{u}$$

$$Re_\omega = Re \cdot Sh = \frac{\omega l^2 \rho_0}{\mu} = \frac{\omega r_0^2 \rho_0}{\mu} = \frac{\omega r_0^2}{\nu};$$

$$\gamma_r l = Re_\omega^{0.5}. \quad (17)$$

Граничными условиями для решения уравнений (12), (13) являются "условия прилипания", т. е. неподвижность частиц среды на стенках канала

$$\dot{\xi}(y)|_{y=l} = 0 \quad \text{или} \quad \dot{\xi}(r)|_{r=r_0} = 0; \quad (18)$$

и симметричность задачи для $\dot{\xi}(y)$, т.е. наличие при $y=0$ ($r=0$) точки перегиба у кривой $\dot{\xi}(y)$

$$\frac{\partial \dot{\xi}(y)}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0 \quad \text{или} \quad \frac{\partial \dot{\xi}(r)}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0. \quad (19)$$

Решения уравнений (12), (13) при граничных условиях (18), (19) имеют вид:

$$\dot{\xi}(y) = \dot{\xi}_0 \left[1 - \frac{\cos \dot{\gamma}_r y}{\cos \dot{\gamma}_r l} \right]; \quad (20)$$

$$\dot{\xi}(r) = \dot{\xi}_0 \left[1 - \frac{J_0(\dot{\gamma}_r r)}{J_1(\dot{\gamma}_r r_0)} \right]. \quad (21)$$

Зависимости (20), (21) описывают изменение колебательной скорости в поперечном направлении, причем параметр

$$\dot{\xi}_0 = -\frac{\partial p}{\partial x} \frac{1}{i\omega\rho_0} \quad (22)$$

соответствует распределению скорости под действием продольного градиента давления $\partial p/\partial x$ в отсутствие вязкости среды.

Введем понятие удельного комплексного акустического сопротивления или удельного акустического импеданса

$$\dot{z}_a = -\frac{\partial p}{\partial x} \frac{1}{\xi} \quad (23)$$

между \dot{z}_a и комплексным механическим сопротивлением, т.е. механическим импедансом \dot{z}_m канала камеры сгорания площадью сечения S и длиной L при $L < \lambda/4$, где λ – длина волны возмущения, существует зависимость

$$\dot{z}_m = \dot{z}_a LS. \quad (24)$$

Усредненная по координате y скорость частиц среды $\dot{\xi}$ определяется интегрированием

$$\dot{\xi} = \frac{1}{l} \int_0^l \dot{\xi}(y) dy, \quad (25)$$

где $\dot{\xi}(y)$ или $\dot{\xi}(r)$ соответствуют (20), (21).

Тогда

$$\dot{\xi} = -\frac{\partial p}{\partial x} \frac{1}{i\omega\rho_0} \left[1 - \frac{\operatorname{tg} \dot{\gamma}_r l}{\dot{\gamma}_r l} \right]; \quad (26)$$

$$\dot{\xi} = -\frac{\partial p}{\partial x} \frac{1}{i\omega\rho_0} \left[1 - \frac{2J_1(\dot{\gamma}_r r_0)}{\dot{\gamma}_r r_0 J_0(\dot{\gamma}_r r_0)} \right]; \quad (27)$$

откуда можно получить значения удельного акустического импеданса

$$\dot{z}_a = \frac{i\omega\rho_0}{1 - \frac{\operatorname{tg} \dot{\gamma}_r l}{\dot{\gamma}_r l}}; \quad (28)$$

$$\dot{z}_a = \frac{i\omega\rho_0 \cdot J_0(\dot{\gamma}_r r_0)}{J_0(\dot{\gamma}_r r_0) - \frac{2J_1(\dot{\gamma}_r r_0)}{\dot{\gamma}_r r_0}}. \quad (29)$$

Выражения (28), (29) весьма сложны для прямого анализа, так как \dot{z}_a как функция комплексного аргумента $\dot{\gamma}_r l$ ($\dot{\gamma}_r r_0$) сам является комплексным числом. Априорно можно отметить, что соотношение между действительной и мнимой частями зависит от соотношения вязкостных и инерционных свойств среды, проявляющихся при распространении вязких волн поперечного типа. Поскольку число Re_ω отражает отношение инерционных сил к силам вязкости, то при малых числах Re_ω следует ожидать преобладающего влияния вязкости, т.е. преобладания активного сопротивления в \dot{z}_a , а при больших Re_ω – преобладающего влияния инерционно-массовых сил и большой величины реактивного сопротивления в \dot{z}_a .

Для последующего анализа зависимости $\dot{z}_a = \varphi(\operatorname{Re}_\omega)$ необходимо произвести оценку реальных значений $\operatorname{Re}_\omega = \omega^2 \rho_0 / \mu$, где ρ_0 и μ являются функциями состава и температуры среды в канале камеры сгорания; индекс «0» при ρ означает, что плотность среды берется при статическом давлении в камере сгорания. Будем исследовать диапазон частот 2–100 Гц при поперечных

размерах $l = r_0 = 1,0–3,0$ м и температурах 1200–1600 °С, причем без большого ущерба для точности оценочных расчетов свойства среды можно приравнять к свойствам продуктов сгорания среднего состава (13 % CO_2 , 11% H_2O , остальное – азот).

Минимальным значениям Re_ω отвечают $\omega = 2\pi \cdot 2 = 12,56$ рад/с; $t = 1600$ °С, $l = 1,0$ м; максимальным – $\omega = 628$ рад/с, $t = 1200$ °С, $l = 3,0$ м.

Подставив эти значения, получим

$$\operatorname{Re}_\omega^{\min} = 38,9 \cdot 10^3; \quad \operatorname{Re}_\omega^{\max} = 25,6 \cdot 10^6.$$

Для больших значений Re_ω используем представление

$$\operatorname{tg} \dot{\gamma}_r l = \operatorname{tg} [h_r l (1-i)] = -i \frac{\sin h_r l \cdot \operatorname{ch} h_r l - i \cos h_r l \cdot \operatorname{sh} h_r l}{\sin h_r l \cdot \operatorname{sh} h_r l - i \cos h_r l \cdot \operatorname{ch} h_r l} \quad (30)$$

Если аргумент $h_r l \rightarrow \infty$, то $\operatorname{sh} h_r l \rightarrow \operatorname{ch} h_r l$ и $\operatorname{tg} \dot{\gamma}_r l \rightarrow (-i)$.

Тогда зависимость для удельного акустического импеданса принимает вид

$$\dot{z}_a = \frac{i\omega\rho_0}{1 - \frac{1}{i\dot{\gamma}_r l}} = i\omega\rho_0 \left(\frac{1}{1 - \frac{1}{i\dot{\gamma}_r l}} \right) \cong i\omega\rho_0 \left(1 + \frac{1}{i\dot{\gamma}_r l} \right). \quad (31)$$

В (31) для $1 / \left(1 - \frac{1}{i\dot{\gamma}_r l} \right)$ использовано разложение в степенный ряд

$$\frac{1}{1-\chi} = 1 + \chi + \chi^2 + \dots$$

$$\text{при } \chi = \frac{1}{i\dot{\gamma}_r l} = \frac{1}{ih_r(1-i)} = \frac{1}{(i+1)(0,5 \operatorname{Re}_\omega)^{0,5}} < 1.$$

Подставив в (31) значение $\dot{\gamma}_r = \sqrt{\frac{\omega\rho_0}{\mu}} \sqrt{-i}$ из

(14) с учетом $\sqrt{-i} = (1+i)/\sqrt{2}$, получим

$$\dot{z}_a = \frac{1}{l} \sqrt{2\omega\rho_0\mu} + i \left(\omega\rho_0 + \frac{1}{l} \sqrt{2\omega\rho_0\mu} \right) = r_a + im_i. \quad (32)$$

Таким образом, при больших Re_ω удельный акустический импеданс состоит из активной $r_a = \frac{1}{l} \sqrt{2\omega\rho_0\mu} = \frac{\mu}{l^2} (2 \operatorname{Re}_\omega)^{0,5}$ и реактивной составляющих, причем, реактивная составляющая в $m_i/r_a = 1 + (0,5 \operatorname{Re}_\omega)^{0,5} \cong (0,5 \operatorname{Re}_\omega)^{0,5}$ раз больше активной. Для минимальных для канала камеры сгорания значений $\operatorname{Re}_\omega^{\min} = 38,9 \cdot 10^3$ $m_i/r_a = 2,4 \cdot 10^2$ для максимальных $\operatorname{Re}_\omega^{\max} = 25,6 \cdot 10^6$ $m_i/r_a = 3,57 \cdot 10^3$.

Аналогично для цилиндрических каналов при $\dot{\gamma}_r r_0 > 10$, воспользовавшись известным в теории функций Бесселя [3] соотношением

$$\frac{J_1(\dot{\gamma}_r r_0)}{J_0(\dot{\gamma}_r r_0)} = \frac{J_1(\dot{\gamma}_r r_0 \sqrt{-i})}{J_0(\dot{\gamma}_r r_0 \sqrt{-i})} = -i, \quad (33)$$

получим

$$\begin{aligned} \dot{z}_a &= \frac{1}{r_0} \sqrt{2\omega\rho_0\mu} + i \left(\omega\rho_0 + \frac{1}{r_0} \sqrt{2\omega\rho_0\mu} \right) = \\ &= \frac{\mu}{r_0^2} \left\{ (2\text{Re}_\omega)^{0,5} + i \left[\text{Re}_\omega + (2\text{Re}_\omega)^{0,5} \right] \right\}. \end{aligned} \quad (34)$$

То есть, выводы относительно активной и реактивной составляющих удельного акустического импеданса справедливы и для цилиндрических каналов радиуса r_0 .

Анализируя зависимости для \dot{z}_a (32) и (34) можно отметить, что модуль реактивной составляющей складывается из $\omega\rho_0$, т. е. чисто инерционной составляющей среды с плотностью ρ_0 и небольшой добавки, численно равной активной составляющей импеданса, т. е. $r_a = \frac{1}{l} \sqrt{2\omega\rho_0\mu}$.

Этот эффект можно представить как возрастание плотности среды от ρ_0 до некоторого эффективного значения $\rho_{\text{эф}}$:

$$\begin{aligned} \rho_{\text{эф}} &= \rho_0 + \frac{\sqrt{2\omega\rho_0\mu}}{\omega l} = \rho_0 \left(1 + \frac{1}{l} \sqrt{\frac{2\mu}{\omega\rho_0}} \right) = \\ &= \rho_0 \left[1 + (0,5 \text{Re}_\omega)^{-0,5} \right], \end{aligned} \quad (35)$$

что имеет результатом снижение скорости звука от $c_0 = \sqrt{\kappa P_{\text{ст}}/\rho_0}$ до $c_{\text{эф}} = \sqrt{\kappa P_{\text{ст}}/\rho_{\text{эф}}}$, где $\kappa = c_p/c_v$ – показатель адиабаты,

$$\begin{aligned} c_{\text{эф}} &= \sqrt{\frac{\kappa P_{\text{ст}}}{\rho_0 \left(1 + \frac{1}{l} \sqrt{\frac{2\mu}{\omega\rho_0}} \right)}} \cong c_0 \left(1 - \frac{1}{l} \sqrt{\frac{\mu}{2\omega\rho_0}} \right) = \\ &= c_0 \left[1 - (2\text{Re}_\omega)^{-0,5} \right]. \end{aligned} \quad (36)$$

Определим затухание колебаний в канале камеры сгорания. В соответствии с определением удельного акустического импеданса (23) и $\dot{z}_a = r_a + i\omega\rho_{\text{эф}}$

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = \dot{z}_a \dot{\xi} = (r_a + i\omega\rho_{\text{эф}}) \dot{\xi}. \quad (37)$$

Заменив $i\omega\dot{\xi}$ на $\frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau}$ согласно (11), имеем

$$-\frac{\partial p}{\partial x} = r_a \dot{\xi} + \rho_{\text{эф}} \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau}. \quad (38)$$

Обозначим коэффициент объемной упругости среды $E = \rho_0 \frac{\partial p}{\partial \rho}$ и представим, что давление в

функции времени τ и плотности ρ можно записать в общем виде как $\frac{dp}{d\tau} = \frac{\partial p}{\partial \rho} \frac{\partial \rho}{\partial \tau}$. Тогда уравне-

ние сплошности для рассматриваемого случая одномерной задачи можно написать в виде

$$\frac{\partial \rho}{\partial \tau} = -\rho_0 \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial x}, \quad (39)$$

и поэтому

$$-\frac{\partial p}{\partial \tau} = E \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial x}. \quad (40)$$

Продифференцировав (40) по x , а (38) по τ , в

левых частях равенств получим $-\frac{\partial^2 p}{\partial x \partial \tau}$. Прирав-

няв их правые части, получим уравнение движения для продольных колебаний среды в канале камеры сгорания

$$\rho_{\text{эф}} \frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial \tau^2} + r_a \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} - E \frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial x^2} = 0; \quad (41)$$

или

$$\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial \tau^2} + \frac{r_a}{\rho_{\text{эф}}} \frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} - c_{\text{эф}}^2 \frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial x^2} = 0; \quad (42)$$

где $c_{\text{эф}} = \sqrt{\frac{E}{\rho_{\text{эф}}}} = \sqrt{\frac{E}{\rho_0} \frac{\rho_0}{\rho_{\text{эф}}}} = c_0 \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_{\text{эф}}}}$.

Полученное уравнение (42), эквивалентное уравнению

$$m_a \frac{\partial^2}{\partial \tau^2} (\delta V) + r_a \frac{\partial}{\partial \tau} (\delta V) - \frac{1}{c_a} \frac{\partial^2}{\partial x^2} (\delta V) = 0, \quad (43)$$

из [1] при замене ρ на $\rho_{\text{эф}}$ и c на $c_{\text{эф}}$ дает возможность определить затухание гармонических колебаний при $\frac{\partial \dot{\xi}}{\partial \tau} = i\omega \dot{\xi}$ и $\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial \tau^2} = (i\omega)^2 \dot{\xi}$. Под-

становка $\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial \tau^2} = (i\omega)^2 \dot{\xi}$ в (42) дает

$$\frac{\partial^2 \dot{\xi}}{\partial x^2} - \dot{\gamma}_x^2 \dot{\xi} = 0, \quad (44)$$

где $\dot{\gamma}_x = \frac{i\omega}{c_{\text{эф}}} \sqrt{1 - \frac{r_a}{\omega\rho_{\text{эф}}}}$. (45)

Согласно (35) и (36) поправка к плотности и скорости звука в среде с увеличением числа Re_ω убывает и при больших числах Re_ω становится пренебрежимо малой, поэтому можно полагать, что при $\text{Re}_\omega \gg 10$, $\rho_{\text{эф}} \cong \rho_0$, $c_{\text{эф}} \cong c_0$, $r_a \ll \omega\rho_{\text{эф}}$.

Тогда

$$\dot{\gamma}_x = \frac{i\omega}{c_{эф}} \sqrt{1 - \frac{ir_a}{\omega \rho_{эф}}} = \frac{i\omega}{c_{эф}} \sqrt{\left(1 - \frac{ir_a}{2\omega \rho_{эф}}\right)^2 + \frac{r_a^2}{4\omega^2 \rho_{эф}^2}} \cong \frac{r_a}{2\rho_0 c_0} + i \frac{\omega}{c_0} = h_x + ik_x. \quad (46)$$

Решение уравнения (44)

$$\dot{\xi}(x) = Ae^{-i\dot{\gamma}_x x} + Be^{i\dot{\gamma}_x x} \quad (47)$$

имеет смысл прямой и отраженной волн. Ограничившись рассмотрением лишь прямой волны

$$\dot{\xi}(x) = Ae^{-i\dot{\gamma}_x x} = Ae^{-h_x x} \cdot e^{-ik_x x}, \quad (48)$$

найдем ее пространственный коэффициент затухания

$$h_x = \frac{r_a}{2\rho_0 c_0} \quad \text{и волновое число} \quad k_x = \frac{\omega}{c_0}. \quad \text{Так}$$

как, согласно (32) $r_a = \frac{\mu}{l^2} (2 \operatorname{Re} \epsilon_\omega)^{0,5}$, то

$$h_x = \frac{\mu (2 \operatorname{Re} \epsilon_\omega)^{0,5}}{2l^2 \rho_0 c_0}, \quad (49)$$

где $\rho_0 c_0$ – волновое сопротивление канала камеры сгорания при движении в нем плоской звуковой волны. Размерность h_x – 1/м, величина обратная h_x

$$L_x = \frac{1}{h_x} = \frac{2l^2 \rho_0 c_0}{\mu (2 \operatorname{Re} \epsilon_\omega)^{0,5}} \quad (50)$$

имеет размерность м, она равна расстоянию, которое пробегает звуковая волна при нанесении единичного синусоидального возмущения при уменьшении амплитуды волны в $e = 2,72$ раза. Подставив значения величин при $t = 1600$ °С, получим $L_x \cong 10^4$ м.

Таким образом, фрикционно-диссипативные свойства канала камеры сгорания доменного воздухонагревателя характеризуются весьма малым затуханием колебаний собственной частоты, что объясняет тот экспериментальный факт, что гидродинамические процессы в воздухонагревателях легко входят в режим автоколебаний при благоприятном амплитудно-фазовом соотношении сигналов прямой и обратной связи.

Литература

1. Торопов, Е.В. Динамические процессы в камерах сгорания доменных воздухонагревателей / Е.В. Торопов // Известия вузов. Черная металлургия. – 1983. – № 2. – С. 109–112.
2. Вахитов, Я.Ш. Теоретические основы электроакустики и электроакустическая аппаратура / Я.Ш. Вахитов. – М.: Искусство, 1982. – 415 с.
3. Янке, Е. Специальные функции / Е. Янке, Ф. Эмде, Ф. Лёш. – М.: Наука, 1977. – 362 с.

Поступила в редакцию 08.06.2010 г.

Торопов Евгений Васильевич. Доктор технических наук, профессор, Заслуженный деятель науки и техники РФ, Академик АИН РФ, заведующий кафедрой «Промышленная теплоэнергетика», Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – тепловые и технологические процессы в теплоэнергетике, металлургии в направлении энергосбережения, улучшения их эксплуатационных характеристик, показателей надежности, экологических параметров. Контактный телефон: 8 (351) 267-93-95.

Evgeny Vasilievich Toropov is Dr.Sc. (Engineering), Professor, Honoured Science and Engineering Worker of the Russian Federation, Academician of the Academy of Engineering Science of the Russian Federation, Head of the Industrial Heat-and-Power Engineering Department of South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. Tel.: 8 (351) 267-93-95.

Шашкин Владимир Юрьевич. Кандидат технических наук, доцент кафедры промышленной теплоэнергетики, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – высокотемпературные энергетические установки. Контактный телефон: 8 (351) 267-94-22, 267-93-95.

Vladimir Yurievich Shashkin is Cand.Sc. (Engineering), Associate Professor of the Heat-and-Power Engineering Department of South Ural State University, Chelyabinsk, Russia. Tel.: 8 (351) 267-94-22, 267-93-95.

ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

УДК 621.314.632

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЕНСИРОВАННОГО ВЫПРЯМИТЕЛЯ С ОБРАТНОЙ СВЯЗЬЮ ПО НАПРЯЖЕНИЮ НА ОСНОВЕ АИН С ШИМ

Д.В. Гиззатуллин
г. Челябинск, ЮУрГУ

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE COMPENSATED VOLTAGE FEEDBACK RECTIFIER ON THE BASES OF THE AUTONOMOUS VOLTAGE INVERTER WITH PWM

D.V. Gizzatullin
Chelyabinsk, South Ural State University

На лабораторном стенде был исследован компенсированный выпрямительный агрегат с пятой и седьмой гармониками напряжения на конденсаторах и обратной связью в виде АИН с синусоидальной ШИМ. Построены характеристики исследуемого комплекса.

Ключевые слова: компенсированный выпрямитель, автономный инвертор напряжения, эксперимент.

A laboratory bench was used for investigation of the compensated feedback rectifier with the fifth and seventh voltage harmonic on the capacitor and feedback in the autonomous voltage inverter form with sinusoidal PWM. The characteristics of the investigated complex were plotted.

Keywords: compensated rectifier, autonomous voltage inverter, experiment.

В работе [1] было предложено принципиально изменить стратегию построения выпрямительных агрегатов систем электроснабжения энергоемких потребителей постоянного тока. А именно, внутренней целесообразно сделать функцию компенсации реактивной мощности с помощью высокоэффективного и многофункционального компенсирующего устройства, а внешней – регулирующую функцию, осуществляемую с помощью индивидуального для каждого агрегата или группового регулирующего устройства. Таковым является устройство, реализующее перспективный принцип формирования плавно регулируемого по фазе и амплитуде вольтодобавочного напряжения, создаваемого путем синусоидальной широтно-импульсной модуляции (ШИМ) постоянного напряжения.

С целью проверки принципов работы преобразователя и его компьютерной модели [2] было проведено экспериментальное исследование характеристик компенсированного двенадцатифазного выпрямительного агрегата с пятой и седьмой гармониками напряжения на конденсаторах и обратной связью (ОС) на основе автономного инвертора напряжения (АИН) с синусоидальной ШИМ.

Эксперимент проводился на лабораторном стенде по силовой электронике кафедры «Системы электроснабжения», с использованием дополнительного оборудования, предоставленного ООО «Приводная техника». Схема комплекса приведена на рис. 1.

Физическая модель включала два выпрямительных блока 1, 2, состоявших из преобразовательных трансформаторов 3, 4 и диодных мостов 5, 6. Компенсирующее устройство 7 содержало однофазные реакторы 8 с выводом от средней точки и конденсаторные батареи 9 переменной емкости. В качестве нагрузки использовалась активно-индуктивная нагрузка 10 с изменяемым активным сопротивлением. Вход АИН 12 (трехфазный IGBT-мост с обратными диодами 13, входной емкостью 14 и системой управления 15) подключался к цепи постоянного тока выпрямителя, а выход – к согласующему трансформатору 11 через низкочастотный Г-образный фильтр 16. Мощность установки – 10 кВт. Источником питания служила трехфазная сеть напряжением 380 В. Для измерения и снятия кривых токов и напряжений использовались цифровые и аналоговые приборы. Расположение измерительных датчиков показано на рис. 1.

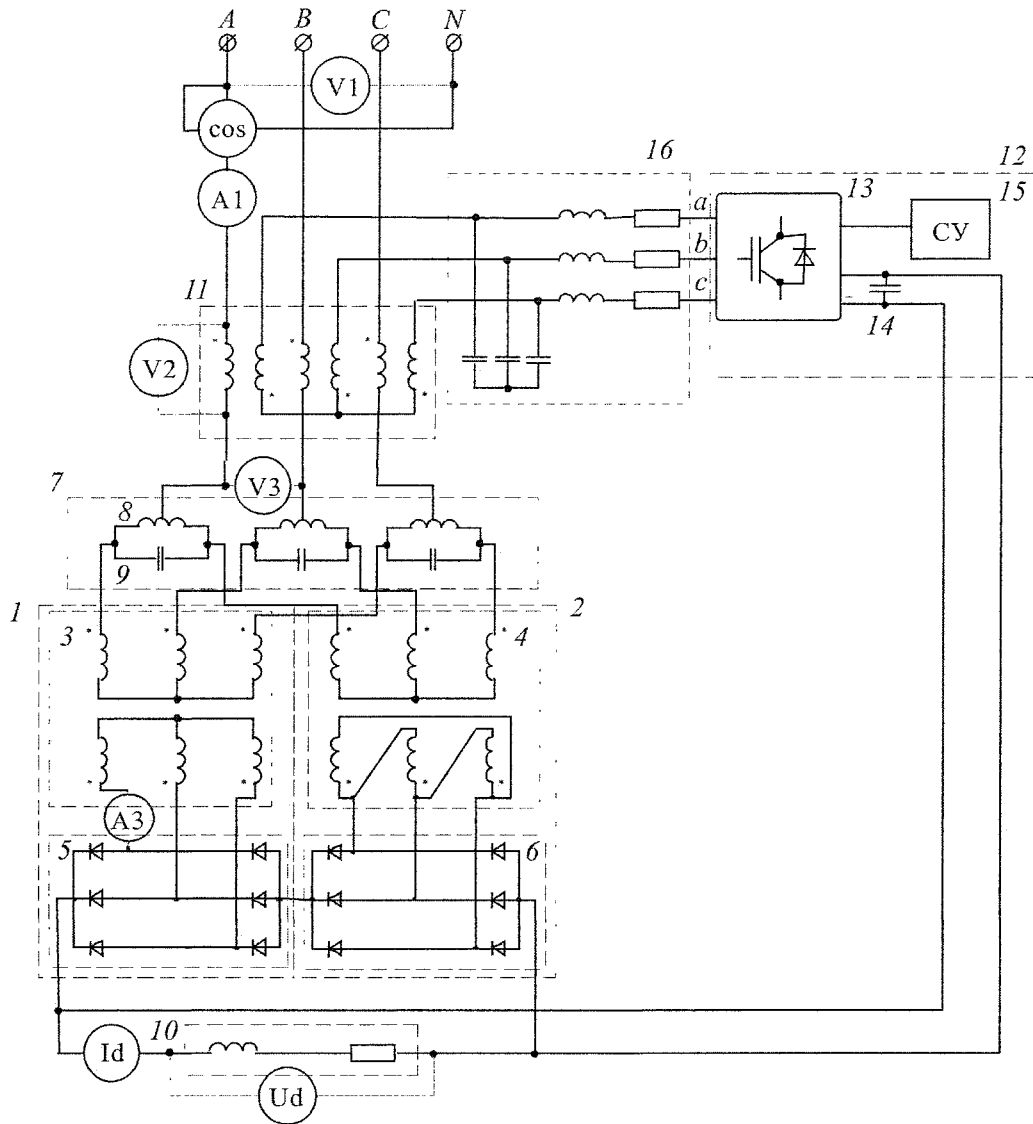


Рис. 1. Схема компенсированного выпрямителя с ОС на основе АИН

В результате экспериментального исследования получены характеристики компенсированного выпрямителя с ОС на основе АИН.

На рис. 2 и 3 представлены регулировочные характеристики выпрямителя при постоянстве нагрузки: при работе выпрямителя на холостом ходу; при работе на нагрузку в 82 Ом; при работе на нагрузку в 52 Ом. Напряжение на выходе согласующего трансформатора находилось в фазе с сетевым напряжением.

На рис. 4 и 5 представлены внешние характеристики исследуемого агрегата. Из них следует, что регулирование выходных параметров компенсированного выпрямителя может осуществляться как за счет амплитудного (рис. 4), так и фазового (рис. 5) регулирования, а также совместного регулирования.

В ходе эксперимента установлено, что угол сдвига фаз первых гармоник сетевого напряжения и тока изменяется мало (в пределах 3°). Это гово-

рит о том, что при регулировании полностью компенсированный выпрямитель продолжает работать в режиме компенсации. Об этом также говорят осциллограммы, представленные на рис. 6–8 при $U_{\text{АИН}}=300$ В. В комплексе практически устанавливается режим, отвечающий работе компенсированного выпрямителя вблизи границы с повторной проводимостью вентилях (см. кривую напряжения на вентиле, рис. 6). Выпрямитель работает почти без потребления реактивной мощности, поскольку сетевой ток I_d по существу синфазен с ЭДС сети (рис. 7). Напряжение на конденсаторе имеет классическую форму для компенсированных выпрямителей с 5 и 7 гармониками (рис. 8).

Эксперимент показал, что применение внешнего регулирующего устройства не снижает энергетических показателей компенсированного выпрямителя даже при глубоком регулировании и изменении нагрузки.

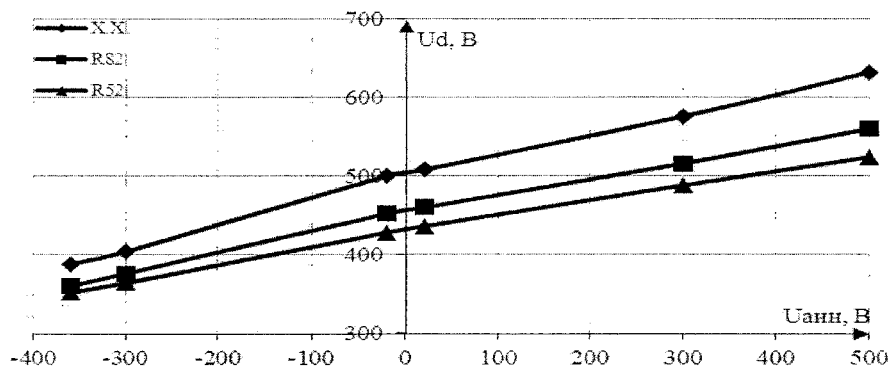


Рис. 2. Зависимость выпрямленного напряжения от амплитуды напряжения на выходе АИН

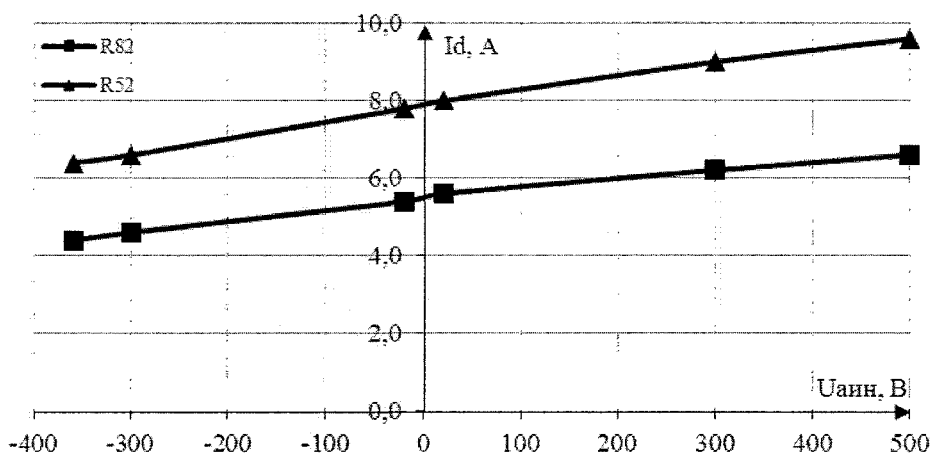


Рис. 3. Зависимость тока нагрузки от амплитуды напряжения на выходе АИН

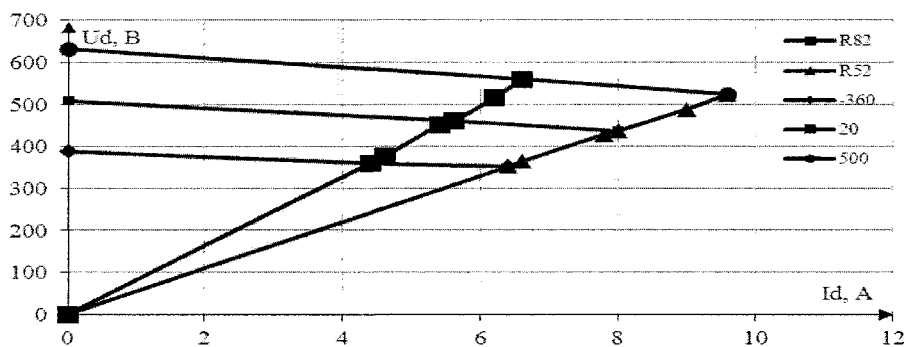


Рис. 4. Характеристика компенсированного выпрямителя при амплитудном регулировании (напряжения сети и добавочное находятся в фазе)

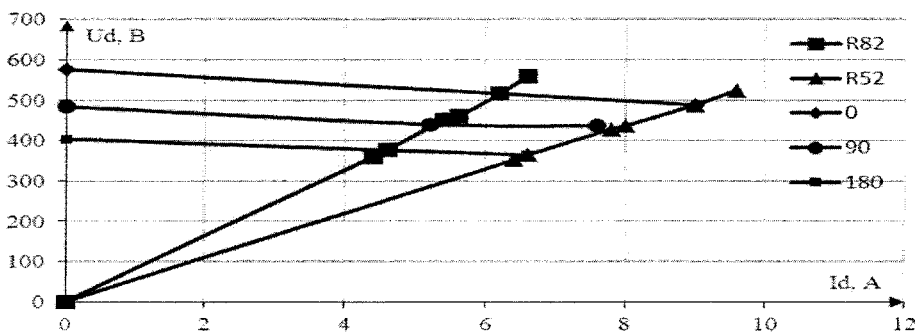


Рис. 5. Характеристика компенсированного выпрямителя при фазовом регулировании (амплитудное напряжение АИН U_{АИН}=300 В)

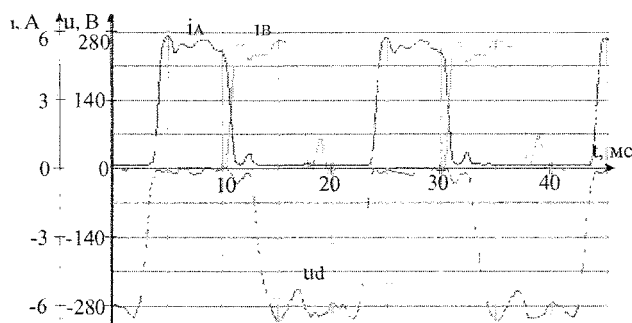


Рис. 6. Напряжение на диоде фазы А и ток диодов фазы А и В

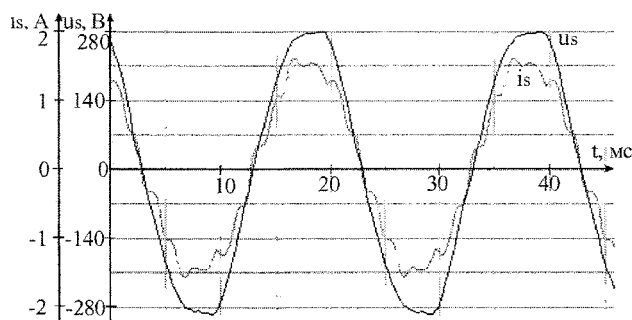


Рис. 7. Напряжение и ток сети

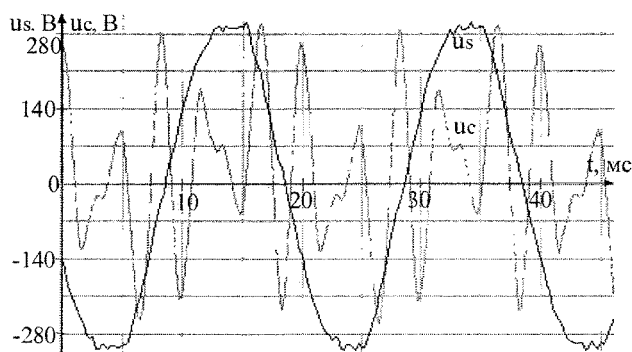


Рис. 8. Напряжение сети и напряжение на конденсаторе

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. 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 // *Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика»*. – 2008. – Вып. 9. – № 11. – С. 32–38.

3. Пат. 2333589 Российская Федерация. Спо-

соб управления многофазным выпрямительным агрегатом / Ю.И. Хохлов. – заявл. 19.03.2007; опубл. 10.09.2008, Бюл. № 25.

4. Пат. 2402143 Российская Федерация. Способ управления многофазным выпрямительным агрегатом / Ю.И. Хохлов, Д.В. Гиззатуллин, А.Г. Осипов. – заявл. 19.03.2009; опубл. 20.10.2010, Бюл. № 29.

5. Гиззатуллин, Д.В. Аналитическое исследование электромагнитных процессов в выпрямителе с обратной связью по напряжению на основе АИН с ШИМ / Д.В. Гиззатуллин // *Научный поиск: материалы первой научной конференции аспирантов и докторантов. Технические науки*. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2009. – С. 239–242.

Поступила в редакцию 05.09.2010 г.

Гиззатуллин Данил Валиулович. Аспирант кафедры «Системы электроснабжения», Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – силовая электроника. Контактный телефон: 8 (351) 267-99-48.

Gizatullin Danil Valiullovich is a post-graduate student of the Power-Supply Systems Department, South Ural State University, Chelyabinsk. Research interests: power electronics. Tel.: 8 (351) 267-99-48.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ КОМПЕНСИРОВАННОГО ВЫПРЯМИТЕЛЯ С ВЕКТОРНЫМ УПРАВЛЕНИЕМ

А.Г. Осипов

г. Челябинск, ЮУрГУ

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF THE COMPENSATED RECTIFIER WITH VECTORIAL CONTROL

A.G. Osipov

Chelyabinsk, South Ural State University

В работе рассмотрены результаты экспериментального исследования компенсированного выпрямителя, управление выходными параметрами которого осуществляется с помощью включенного через вольтодобавочный трансформатор автономный инвертор напряжения. Построены регулировочные характеристики, осциллограммы токов и напряжений выпрямителя.

Ключевые слова: компенсированный выпрямитель, автономный инвертор напряжения, векторное управление.

The work present the results of the experimental investigation of the compensated rectifier which output parameters control is implemented with the autonomous voltage inverter connected of the booster transformer. The regulation curves, current and rectifier voltage oscillograph records are plotted.

Keywords: compensated rectifier, autonomous voltage inverter, vectorial control.

Системы электроснабжения энергоемких потребителей постоянного тока со значительными колебаниями постоянного напряжения на нагрузке, как показано в работах [1, 2], целесообразно строить с использованием компенсированного выпрямителя (КВ) с вольтодобавочным автономным инвертором напряжения (АИН). При таком построении наряду с обеспечением плавности регулирования выпрямленного напряжения происходит увеличение коэффициента мощности преобразователя, существенно упрощается выпрямительный агрегат и его система управления.

Для подтверждения указанных положений на базе лабораторного стенда кафедры СЭС были проведены экспериментальные исследования данного выпрямительного агрегата. Согласно принципиальной схеме КВ с вольтодобавочным АИН, изображенной на рис. 1, была собрана схема экспериментальной установки.

Она состояла из двух шестифазных преобразовательных блоков, двух преобразовательных трансформаторов, схемы соединения обмоток которых обеспечивают 12-фазный режим выпрямления, компенсирующего устройства, состоящего из трехфазных реакторов и коммутирующих конденсаторных батарей, вольтодобавочного трансформатора с сетевой обмоткой 80В и обмоткой автономного инвертора напряжения 220В, преобразователя частоты (выпрямитель + АИН) с выходным

фильтром на частоту среза 1,2 кГц. Мощность установки составила 10 кВт.

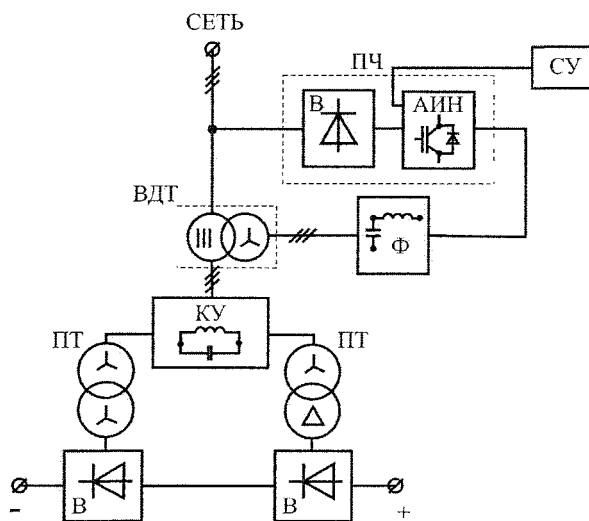


Рис. 1. Принципиальная схема КВ с вольтодобавочным АИН

регулирование напряжения на входе и соответственно на выходе выпрямителя осуществлялось двумя способами. Первый способ – амплитудный. При данном способе регулирования вектор вольтодобавочного напряжения находился либо в фазе, либо в противофазе с напряжением

сети (см. рис. 2). Регулирование осуществлялось изменением амплитуды выходного напряжения инвертора от 20 до 500 В с шагом в 100 В. При фазовом способе регулирования вектор вольтодобавочного напряжения путем изменения фазы инвертора поворачивали относительно вектора напряжения сети в диапазоне от 0° до 360° с шагом в 30° (рис. 2), при этом амплитуда на выходе инвертора сохранялась постоянной (300 В).

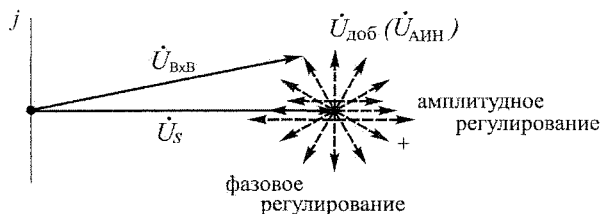


Рис. 2. Векторы напряжений при амплитудном и фазовом способе регулирования

Эксперименты проводились в несколько этапов. На первом этапе преобразователь частоты через вольтодобавочный трансформатор был включен только на активную нагрузку, равную 100 Ом. В данном опыте были определены значения фаз АИН, при которых вектор добавочного напряжения находится в фазе, либо противофазе с напряжением сети. Для использования в дальнейшей работе данные значения фаз приняли соответственно за 0° и 180°.

На втором и третьем этапах эксперимента изучалась работа компенсированного и некомпенсированного выпрямителей (НКВ). В соответствии с алгоритмом изменения амплитуды и фазы напряжения АИН для всех режимов были замерены: ток и напряжение сети, угол между первыми гармониками напряжения и тока сети, напряжение и ток на выходе выпрямителя.

На основании полученных данных на рис. 3 построены регулировочные характеристики для двух способов управления. Проанализируем их.

Характеристики компенсированного и некомпенсированного выпрямителей практически идентичны, однако в случае КВ выпрямленное напря-

жение и соответственно выходная мощность выше. Это объясняется более жесткой его внешней характеристикой по сравнению с НКВ.

Выходные параметры обоих выпрямителей регулируются в широких пределах. Диапазон регулирования при амплитудном управлении составил 320–580 В, при фазовом – 370–530 В. Данный диапазон может быть изменен путем увеличения, либо уменьшения коэффициента трансформации вольтодобавочного трансформатора.

Полученные регулировочные характеристики достаточно просты для аналитического описания, что позволяет существенно упростить построение системы управления агрегата [3].

На основании полученных данных на рис. 4 были построены зависимости изменения угла сдвига фаз между первой гармоникой напряжения и тока сети от изменения амплитуды (а) и фазы АИН (б).

Из полученных графиков видно, что угол ϕ для КВ в случае амплитудного регулирования меняется незначительно и находится в пределах 2°, для некомпенсированного же агрегата среднее значение угла ϕ составляет порядка 14°. Это означает, что во всем диапазоне амплитудного способа регулирования у компенсированного выпрямителя в отличие от некомпенсированного поддерживается высокое значение коэффициента мощности.

При фазовом управлении значения угла ϕ изменяются по синусоидальному закону, с максимальными значениями при 90° и 270°, причем при изменении угла ψ от 0° до 180° в случае КВ происходит генерация реактивной мощности в сеть. Данное обстоятельство можно использовать для компенсации реактивной мощности без применения компенсирующего устройства, для этого, при угле сдвига фаз между $\dot{U}_{доб}$ и \dot{U}_S равном 90° требуется максимально увеличить амплитуду АИН (рис. 5, в). На данном рисунке также изображены осциллограммы напряжений и токов компенсированного (рис. 5, а) и некомпенсированного (рис. 5, б) выпрямителей.

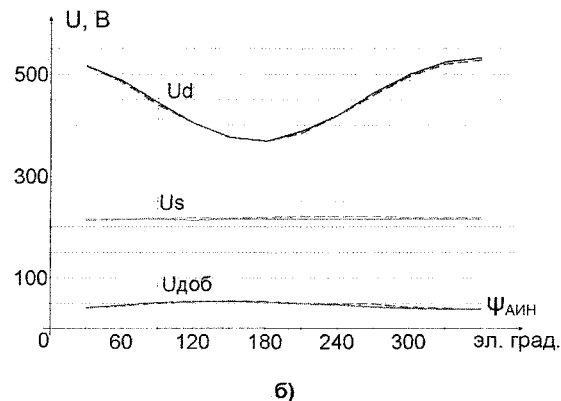
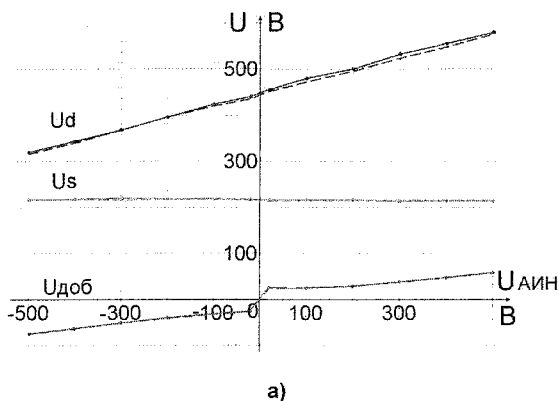


Рис. 3. Регулировочные характеристики компенсированного (сплошные) и некомпенсированного (пунктирные) выпрямителей при изменении амплитуды (а) и фазы (б) АИН

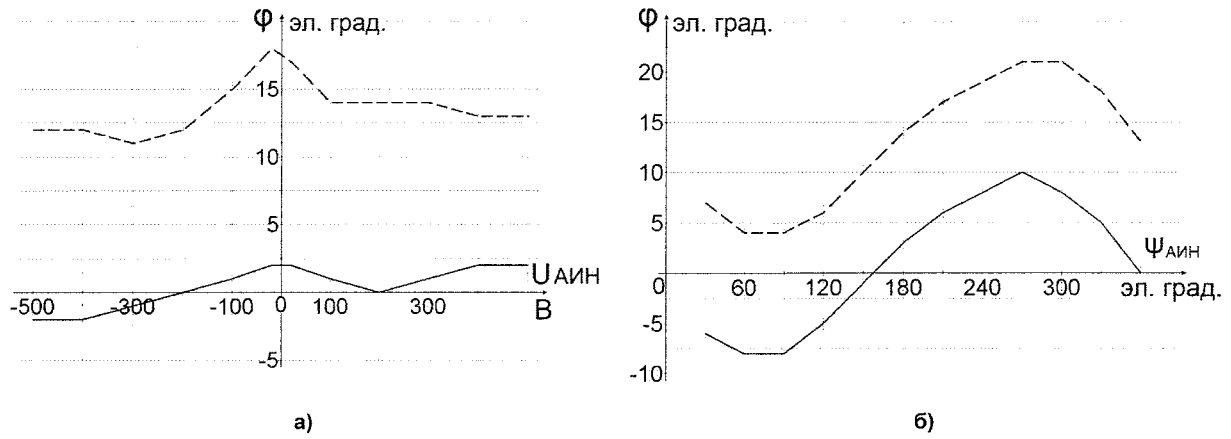


Рис. 4. Изменение угла сдвига фаз компенсированного (сплошные) и некомпенсированного (пунктирные) выпрямителей

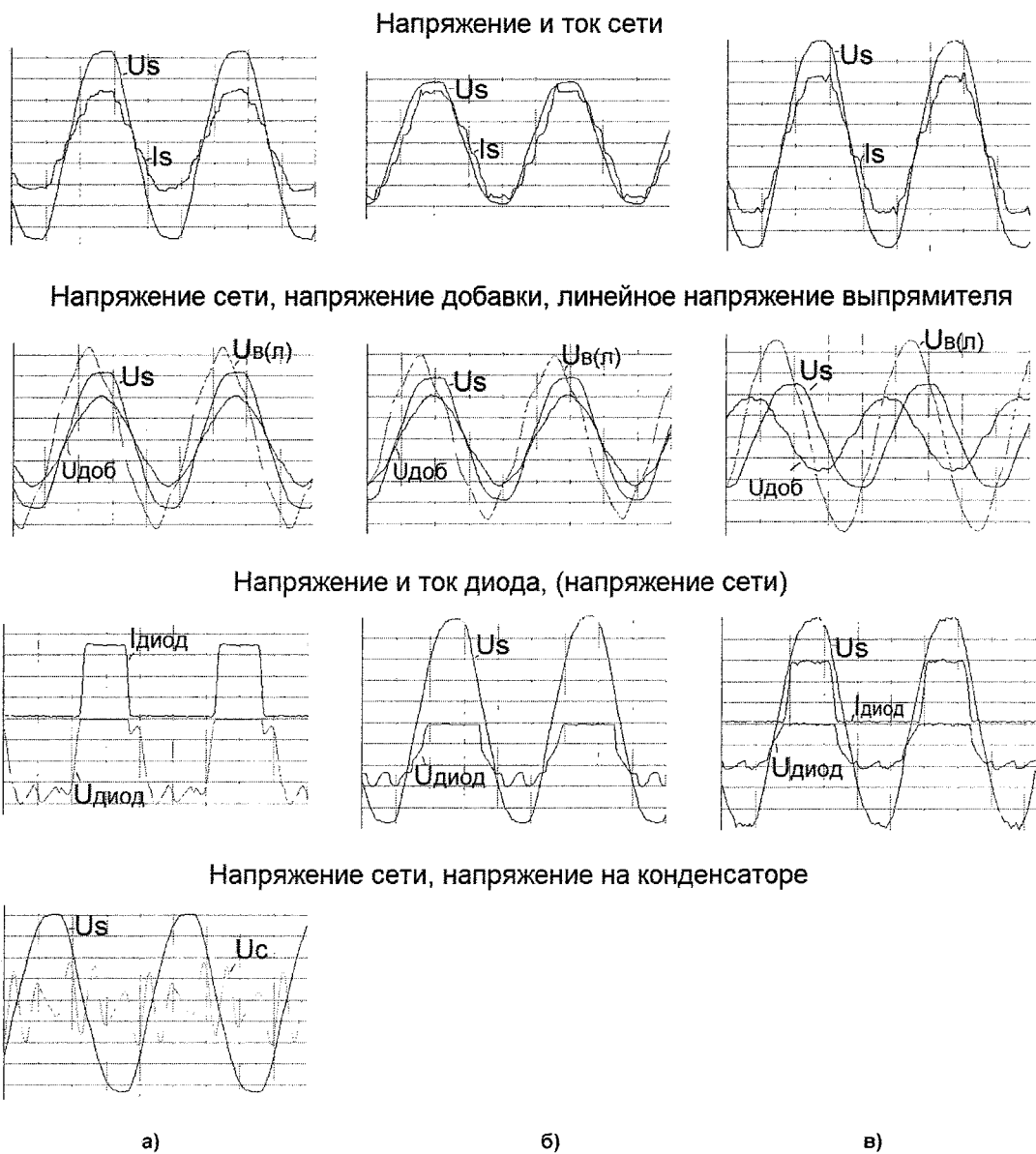


Рис. 5. Осциллограммы напряжений и токов компенсированного (а), некомпенсированного (б), некомпенсированного в режиме полной компенсации (в) выпрямителей

Полученные осциллограммы показывают, что:

– напряжения и токи сети в случаях *a*, *b* совпадают по фазе, что свидетельствует о том, что выпрямитель не потребляет реактивную мощность;

– напряжения и токи сети во всех трех случаях имеют классическую для 12-фазного преобразователя форму;

– КВ работает вблизи границы с повторной проводимостью (см. напряжение на диоде), а напряжение на конденсаторе имеет классическую для КВ форму с пятой и седьмой гармониками. Данное обстоятельство позволяет сделать вывод о том, что введение в состав КВ векторного регулятора не изменяет процессов в самом КВ.

На последнем этапе экспериментального исследования была рассмотрена работа КВ при изменении нагрузки на его выходе. Построенные, на основании полученных данных, внешние характеристики выпрямителя наглядно реализуют возможность стабилизации тока при различных изменениях параметров напряжения сети и сопротивления нагрузки. Для доказательства чего, был проведен опыт по поддержанию постоянного тока на выходе КВ при изменении его сопротивления. Стабилизация выполнялась за счет изменения амплитуды АИН и была успешно выполнена.

В целом, можно сказать, что проведенные эксперименты полностью подтвердили эффективность работы изучаемого выпрямительного агрегата. Полученные характеристики показали, что в КВ с вольтодобавочным АИН при широком диапазоне регулирования обеспечивается высокий коэф-

фициент мощности, что в условиях значительного колебания нагрузки приводит к точной, энергетически эффективной стабилизации его выходных параметров.

Литература

1. Хохлов, Ю.И. Энерго- и ресурсосберегающие преобразовательные системы электроснабжения электролизного производства алюминиевой промышленности / Ю.И. Хохлов // *Электрика*. – 2007. – № 7. – С. 3–9.

2. Хохлов, Ю.И. Моделирование электромагнитных процессов в компенсированном выпрямителе с вольтодобавочным АИН с ШИМ / Ю.И. Хохлов, А.Г. Осипов, Д.В. Гизатуллин // *Материалы докладов Международной научно-технической конференции «Энергетика–2008: инновации, решения, перспективы»: в 5 кн. Кн. 3: Электроэнергетика и электроника*. – Казань: Казан. гос. энерг. ун-т, 2008. – С. 26–30.

3. Осипов, А.Г. Применение системы нечеткого вывода для управления выпрямительным агрегатом СЭС алюминиевой промышленности / А.Г. Осипов // *Научный поиск: материалы первой научной конференции аспирантов и докторантов. Технические науки*. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2009. – С. 254–259.

4. Патент (Российская Федерация). Способ управления многофазным выпрямительным агрегатом / Ю.И. Хохлов, Д.В. Гизатуллин, А.Г. Осипов. – заявл. 19.03.2009; полож. решение 15.04.2010.

Поступила в редакцию 5.09.2010 г.

Осипов Алексей Германович. Аспирант кафедры «Системы электроснабжения», Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Направление научной деятельности – силовая электроника и энергосбережение. Контактный телефон: 8 (351) 267-93-18.

Osipov Aleksy Germanovich is a post-graduate student of the Power-Supply Systems Department, South Ural State University, Chelyabinsk. Research interests: power electronics and power supply. Tel.: 8 (351) 267-93-18.

ЭЛЕКТРОМЕХАНИКА

УДК 519.17

НАДЕЖНОСТЬ СИСТЕМ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПРИ ВНЕШНИХ ИМПУЛЬСНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ*

С.Г. Воронин, Д.А. Курносов, П.О. Шабуров
г. Челябинск, ЮУрГУ

RELIABILITY OF SYSTEMS OF THE ELECTRIC DRIVE AT EXTERNAL PULSE INFLUENCES

S.G. Voronin, D.A. Kurnosov, P.O. Shaburov
Chelyabinsk, South Ural State University

Показан процесс распространения импульсного воздействия для моделирования изменения надёжности системы под влиянием внешнего импульсного возмущения. Для заданной принципиальной схемы привода составлен граф исследуемой системы и проведены результаты численного эксперимента при приложении возмущения к некоторым вершинам графа системы.

Ключевые слова: надёжность, импульсное воздействие, граф, электропривод, контур графа, дискретные моменты времени.

The process of pulse influence distribution for simulation of change of the system reliability under the influence of external pulse indignation is shown. The graph of the investigated system for the principal drive circuit is made, the numerical experiment results obtained when opposing the oscillation to some points of the graph system are given.

Keywords: reliability, pulse influence, graph, electric drive, graph contour, discrete-time points.

Поставим задачу прогноза характеристик надёжности электропривода, как некоторой абстрактной системы в конкретных условиях применения с учётом действующих внешних возмущений. От модели надёжности потребуем, чтобы она содержала динамическую модель распространения внешних воздействий в системе и оценку их влияния на показатели надёжности отдельных элементов и системы в целом.

В этой связи продуктивным является подход к моделированию надёжности систем, предлагаемый рядом авторов [1, 2, 3]. Для формализации отношений между элементами системы используется аппарат дискретной математики и теория графов. От модульной структуры переходят к графам. При этом считаются тождественными следующие понятия: граф системы и структура системы, вершина графа и элемент системы, ребро графа и связь между элементами системы. Проведём исследование надёжности системы с этих позиций.

В качестве показателя надёжности элемента

системы примем *вероятность безотказной работы*, т. е. вероятность $P(t < T)$ того, что элемент не откажет до момента времени T с начала эксплуатации [1]. Возможно использование других показателей надёжности.

Предположим, что импульсное воздействие при прохождении от одного элемента к другому затухает. Это соответствует реальной физической картине процессов отказов и сбоев.

Начальную надёжность элементов системы и степень затухания воздействия при переходе от одного элемента к другому можно получить расчётным путём, экспериментально или на основании экспертного анализа.

Таким образом, на орграфе $G = (V, E)$ системы для вершин $V = \{v_i\}, i = \overline{1, n}$, весами

$$w_i(t) = P_{v_i}(t < T) \quad (1)$$

являются величины надёжности элементов системы, а весом дуг

*По материалам НИР, выполняемой в рамках федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры России» на 2009–2013 годы по государственному контракту от 1 сентября 2010 года №14.740.11.0029.

такой переход до конца не формализован и является творческим процессом [1]. Он требует привлечения специалистов как в области электропривода, электромеханики, механотроники, электротехники, так и в области надёжности и теории систем. В любом случае, это экспертное сообщество найдёт приемлемый вариант такого преобразования.

В данном случае, учитывая взаимную связь элементов функциональной схемы с точки зрения функционирования привода и взаимной зависимости его элементов, без дополнительных пояснений представим оргграф в виде рис. 2.

Проведём исследование представленного оргграфа. Исследованию подлежат структурные особенности графа, которые существенно влияют на характеристики надёжности системы, на её живучесть и стойкость. К таким особенностям можно отнести связность графа, наличие контуров, уязвимость вершин графа, длины путей и маршрутов и др.

Оргграф системы имеет 14 вершин ($n=14$) и 23 дуги ($m=23$), т.е. мы имеем (14,23)-граф.

Приведём матрицу смежности оргграфа размером 14×14 :

$$A = \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}.$$

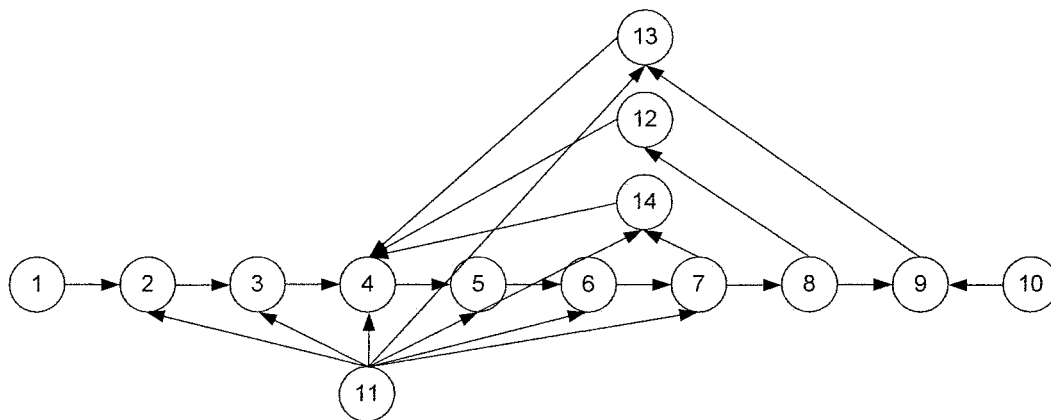


Рис. 2. Граф исследуемой системы:

1 – система верхнего уровня; 2 – интерфейс RS-485; 3 – гальваническая развязка; 4 – микроконтроллер; 5 – драйвер; 6 – полупроводниковые ключи; 7 – датчик тока; 8 – обмотка; 9 – ротор; 10 – нагрузка; 11 – источники питания; 12 – датчик температуры обмотки; 13 – датчик положения ротора; 14 – усилитель тока

Вершины 1, 10 и 11, составляющие базу, соединены *полупутьём*. Такой граф является *слабым*.

У оргграфа существует *сильная компонента связности* – максимально сильный подграф. Вершины с 4-й по 9-ю и с 12-й по 14-ю ($v_4, v_5, v_6, v_7, v_8, v_9, v_{12}, v_{13}, v_{14}$) входят в орцикл. Все они взаимно достижимы. Этот орцикл включает три простых цикла ($v_4, v_5, v_6, v_7, v_{14}, v_4$), ($v_4, v_5, v_6, v_7, v_8, v_{12}, v_4$), ($v_4, v_5, v_6, v_7, v_8, v_9, v_{13}, v_4$).

Остановимся более детально на анализе влияния контуров системы на её *структурную уязвимость*. Распространяясь по системе, импульсное возмущение, уменьшив надёжность хотя бы одного элемента какого-либо контура графа, уменьшит надёжность и всех остальных элементов контура. Сильно связанные компоненты графа, состоящие из всевозможных контуров (в нашем случае, трех), являются *особо слабыми местами* в структуре системы.

3-й контур (в порядке перечисления) является *изолированным*. 1-й и 2-й являются *промежуточными*, но именно они являются самыми проблемными. Дело в том, что 1-й имеет шесть, а 2-й – пять входов, и оба имеют лишь по одному выходу. Такие контуры можно назвать *«аккумулирующими»*. Кроме того, 1-й контур «вложен» во 2-й, а 2-й в свою очередь «вложен» в 3-й контур. «Вложенность» контуров также является структурной особенностью этой системы.

Теперь охарактеризуем вершины, входящие в контуры системы. Их, напомним, девять из четырнадцати. Вершины 4, 5, 6, 7 «входят» в три (!) контура. Вершина 8 – в два контура. Остальные четыре вершины (9, 12, 13 и 14) – в один контур. Вершины графа 4, 5, 6, 7 обладают *наивысшей структурной уязвимостью*. Они охвачены наибольшим количеством контуров, причём два из них «аккумулирующего» типа и один изолированный. Далее заслуживают внимания сопряжённые (смежные) с ними вершины: 8 и 14.

В целом, необходимо отметить, что наибольшие

проблемы в нашем случае доставляют «аккумулирующие» контуры. Причём, для нашей системы они концентрически «стягиваются» к контуру 1. Этот «контур концентрации» стягивается в свою очередь в вершину конденсации графа.

По-видимому, чем ближе прикладывается импульсное возмущение к этой «точке концентрации» графа, тем разрушительнее его последствия. Эффект автономного импульсного воздействия многократно усиливается вложенными друг в друга контурами «аккумулирующего» типа.

Таким образом, в нашем случае основные усилия по повышению надёжности, живучести и стойкости системы должны быть сосредоточены в подграфе (v4, v5, v6, v7, v8, v9, v12, v13, v14). Необходимо максимально возможным образом *нейтрализовать* отрицательное воздействие сильно связанных компонент орграфа системы.

Следует отметить, что время распространения простого импульсного воздействия по орграфу равно длине его максимального простого пути [3, 5]. Изменения надёжности элементов системы в этот интервал времени вызваны автономным импульсным воздействием. Но, как показали расчёты, изменение надёжности происходит и далее. Все изменения надёжностей элементов, происходящие после этого интервала, являются *остаточными* и порождены собственно контуром, как *внутренним* источником импульсных воздействий. Прекращение распространения импульсного воздействия по орграфу возможно только при нейтрализации его контуров обратной связи [2].

При моделировании надёжности используется модель системы (1–8). Результаты моделирования сведены в таблицы. Показатели надёжности элементов в дискретные моменты времени отображаются в столбцах таблиц. Для наглядности и удобства исследования принята равная начальная надёжность элементов: $w_i(0) = P_{vi}(0 < T) = 0,999$;

$i = \overline{1,14}$. Значения критического уровня надёжности элементов также приняты равными: $cr(v_i) = 0,9$; $i = \overline{1,14}$. Моменты достижения эле-

ментами системы критических уровней выделены цветом. Приведено начальное значение простого импульсного воздействия и указана вершина графа, к которому оно приложено. «Затуханием» назван вес дуг графа, равный доле передаваемого воздействия при переходе от одной вершины к другой. Здесь для удобства исследования приняты одинаковые весовые коэффициенты. Таким образом, при моделировании принята несколько более простая модель, нежели (1–8), а именно следующая:

$$A_{ei,j} = A_{i,j} \cdot \varepsilon, \quad i = \overline{1,n}, \quad j = \overline{1,n}, \quad \varepsilon = \text{const},$$

$0 < \varepsilon \leq 1$. Повторим, здесь это сделано только для удобства последующего анализа. Использование «взвешенной» матрицы смежности в модели надёжности, по нашему мнению, очень удачная находка. Величина затухания выбрана 0,75.

В первом опыте (табл. 1) простое импульсное воздействие (–0,05) приложено к вершине 11 (сбой в работе источника питания).

На 3-м шаге распространения внешнего импульса 4-я вершина (микроконтроллер) достигла критического уровня, далее на 4-ом шаге критический уровень у драйвера (вершина 5), на 5-м – у вершины 6 (полупроводниковые ключи), после 10 «дискрет» критического уровня достигли шесть вершин, относящихся к сильной компоненте связности (шесть из девяти).

Второй опыт (табл. 2) демонстрирует процесс распространения импульсного воздействия, приложенного к нагрузке 10 (сбой со стороны нагрузки). Характеристики воздействия те же, что и в первом опыте. Система полностью «справилась» с импульсным воздействием. Ни один элемент не достиг критического уровня надёжности.

Можно также отметить эффект, отмеченный рядом авторов, первоочередного выхода из строя элементов, не получивших импульс воздействия непосредственно. Этот эффект связан со структурными особенностями системы, наличием контуров.

Можно также констатировать существенное влияние на процесс распространения импульсного воздействия по системе точки приложения просто-

Таблица 1

	w0	w1	w2	w3	w4	w5	w6	w7	w8	w9	w10
v1	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v2	0,999	0,999	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615
v3	0,999	0,999	0,9615	0,9345	0,9345	0,9345	0,9345	0,9345	0,9345	0,9345	0,9345
v4	0,999	0,999	0,9615	0,8804	0,8433	0,8166	0,7875	0,7665	0,7409	0,7187	0,6998
v5	0,999	0,999	0,9615	0,9345	0,8754	0,8477	0,8275	0,8055	0,7893	0,7696	0,7522
v6	0,999	0,999	0,9615	0,9345	0,9148	0,8714	0,8507	0,8355	0,8188	0,8065	0,7914
v7	0,999	0,999	0,9615	0,9345	0,9148	0,9003	0,8683	0,8528	0,8414	0,8288	0,8195
v8	0,999	0,999	0,999	0,9709	0,9504	0,9354	0,9243	0,8996	0,8876	0,8787	0,8688
v9	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9779	0,9625	0,951	0,9426	0,9237	0,9145	0,9076
v10	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v11	0,999	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949
v12	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9779	0,9625	0,951	0,9426	0,9237	0,9145	0,9076
v13	0,999	0,999	0,9615	0,9615	0,9615	0,99463	0,9351	0,9268	0,9206	0,9068	0,9
v14	0,999	0,999	0,9615	0,9345	0,9148	0,9003	0,8896	0,8659	0,8543	0,8458	0,8362

	w0	w1	w2	w3	w4	w5	w6	w7	w8	w9	w10
v1	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v2	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v3	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v4	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9779	0,9779	0,9779	0,9779	0,9779	0,973	0,9694
v5	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9832	0,9832	0,9832	0,9832	0,9832	0,9795
v6	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9871	0,9871	0,9871	0,9871	0,9871
v7	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9901	0,9901	0,9901	0,9901
v8	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9923	0,9923	0,9923
v9	0,999	0,999	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9615	0,9567	0,9567
v10	0,999	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949	0,949
v11	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999
v12	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,994	0,994
v13	0,999	0,999	0,999	0,9709	0,9709	0,9709	0,9709	0,9709	0,9709	0,9709	0,9709
v14	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,999	0,9923	0,9923	0,9923

го импульса. Ущерб, как и предполагалось ранее, при смещении точки приложения по направлению к «точке концентрации» увеличивается, элементы системы раньше достигают критических уровней надёжности, стойкость системы падает.

Моделирование также подтверждает мысль, что, если место приложения импульса не принадлежит вершинам, относящимся к сильным компонентам связности, то прохождение импульса протекает относительно благоприятно. Импульсное воздействие, приложенное вне контуров (циклов) быстро затухает и не наносит существенного ущерба, если только не выведет из «работы» вершину, к которой приложено.

На характер распространения импульсного воздействия и, особенно, на его последствия существенно влияет «коэффициент затухания». Если система обладает большими *амортизирующими свойствами* (большим затуханием), то она легче «справляется» с импульсным воздействием, ущерб от внешнего импульсного воздействия снижается.

Предыдущий анализ и последующее моделирование выявили наиболее уязвимые места системы. Здесь возможно использование более надёжных комплектующих и использование резервирования. Однако эти меры полностью не решают проблему структурной стойкости. Можно показать, что при определённых условиях может выйти из строя наиболее надёжный элемент системы. Всё определяется структурой системы и местом этого элемента в структуре.

Меры по повышению надёжности системы, её стойкости к внешним воздействиям должны носить комплексный характер. Эти меры могут быть структурного, схемного (аппаратного), технологического, алгоритмического, программного характера и др.

Изменение структуры системы существенно изменяет её характеристики надёжности. Необходимо изменение порядка связей среди элементов системы с целью повышения её стойкости или улучшение значения некоторых из структурных параметров системы.

Отдельная тема – нейтрализация контуров. Выход из строя контурообразующего элемента остановит циркуляцию импульсного воздействия, что приведёт в конечном итоге к затуханию возмущения. Смена направления дуг, входящих в контур, также эффективна. Но эти «решения» не должны нарушать функционирование системы и должны быть реализуемы с инженерных позиций. Необходимо предусматривать в системе *механизмы* препятствующие распространению импульсных воздействий различной природы, снижающие их разрушительную силу.

Схемные меры могут быть связаны с развязкой контуров, дублированием элементов, резервированием, использованием специальных средств помехозащиты, радиаторов, гасителей вибрации и т. д. Эти меры в какой-то части перекликаются со структурными изменениями.

Технологические меры повышения надёжности это вообще отдельный разговор. Здесь и изготовление двигателя, и трассировка плат и др.

Арсенал алгоритмических и программных средств также очень широк: усреднение, «сбрасывание», «встряхивание», отбраковка, введение уставок и «коридоров», кодирование, шифрование, контрольное суммирование, введение «зоны нечувствительности» в алгоритмы и т.д.

По-видимому, в системе должен быть *диагностический модуль*. Он может быть реализован как аппаратно (второй микроконтроллер, возможно с автономным питанием), так и программно. Он может располагаться как в системе верхнего уровня, так и в самой диагностируемой системе. (Целесообразно, по-видимому, распределять диагностические функции по разным уровням управления). Диагностический модуль должен на основании формальных параметрических (информационных) критериев предотказной (кризисной) ситуации (повысилась температура, выросли вибрации, ток превысил допустимый предел, изменился типичный характер процесса функционирования и т.д.) объявлять «*чрезвычайное положение*» и вводить «*чрезвычайные*» меры по управлению системой.

Литература

1. Животкевич, И.Н. Надежность технических изделий / И.Н. Животкевич, А.П. Смирнов. – М.: Олита, 2003.
2. Кочкаров, А.А. Обеспечение стойкости сложных систем. Структурные аспекты / А.А. Кочкаров, Г.Г. Малинецкий. – Препринт ИПМ им. М.В. Келдыша РАН. – М., 2005.
3. Курносов, Д.А. Оптимальное проектирование бинарных древовидных структур / Д.А. Курносов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энер-

гетика». – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2004.

4. Пат. 81399 Российская Федерация, МПК⁷ Н 02 Р 6/08. Интеллектуальный мехатронный модуль управления электроприводом запорной арматурой / С.Г. Воронин, П.О. Шабуров, Д.В. Коробатов, А.Н. Кононов, Н.А. Кононов, И.С. Антонов. – № 2008138680/22; заявл. 29.09.2008; опубл. 13.03.2009, Бюл. № 7.
5. Емеличев, В.А.. Лекции по теории графов / В.А. Емеличев, О.И. Мельников, В.И. Сарванов. – М.: Наука, 1990.

Поступила в редакцию 15.09.2010 г.

Воронин Сергей Григорьевич. Доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой электромеханики и электромеханических систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Научные интересы связаны с решением вопросов управления дискретным электроприводом на основе вентильных двигателей. Контактный телефон: 8(351) 267-91-72.

Sergey Grigorievich Voronin is Dr.Sc. (Engineering), Professor, Head of the Electromechanics and Electromechanical Systems Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Research interests: design of valve electric drives with direct current. Tel.: 8(351) 267-91-72.

Курносов Дмитрий Александрович. Канд. техн. наук, доцент кафедры электромеханики и электромеханических систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Научные интересы связаны с системами автоматического управления электроприводами. Контактный телефон: 8(351)267-91-72.

Dmitry Aleksandrovich Kurnosov is Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor of the Electromechanics and Electromechanical Systems Department of South Ural State University, Chelyabinsk. 454080, 76 Lenin Prospect. Tel.: 8(351) 267-91-72.

Шабуров Павел Олегович. Канд. техн. наук, доцент кафедры электромеханики и электромеханических систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Научные интересы связаны с разработкой интеллектуальных алгоритмов управления электроприводами на основе вентильных двигателей. Контактный телефон: 8(351) 267-91-72.

Pavel Olegovich Shaburov is Cand. Sc. (Engineering), Associate Professor of the Electromechanics and Electromechanical Systems Department of South Ural State University. Research interests: design of the intellectual algorithms of control of electric drives on the basis of valve engines. 454080, Chelyabinsk, 76 Lenin Prospect. Tel.: 8(351) 267-91-72.

ЛИНЕЙНАЯ ПЛОТНОСТЬ ПОВЕРХНОСТНОГО ТОКА В ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИХ ЭЛЕКТРОПРИВОДАХ С СИНХРОННОЙ РЕАКТИВНОЙ МАШИНОЙ НЕЗАВИСИМОГО ВОЗБУЖДЕНИЯ*

М.А. Григорьев, А.Е. Бычков
г. Челябинск, ЮУрГУ

LINEAR DENSITY OF SURFACE CURRENT IN THE ENERGY SAVING DRIVES WITH SEPARATE EXCITATION SYNCHRONOUS REACTIVE MACHINE

M.A. Grigoryev, A.E. Bychkov
Chelyabinsk, South Ural State University

Для электропривода с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения выполняется оптимизация линейной плотности поверхностного тока с использованием аппарата вариационного исчисления. Приводятся результаты оптимизации силовой части электропривода для ряда частных случаев.

Ключевые слова: энергосберегающий электропривод с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения, вариационное исчисление, выпуклый анализ

The optimization of linear density of surface current with use of the device of calculus of variations for the electric drive with the synchronous separate excitation reluctance machine is carried out. Results of optimization of a power part of the electric drive for a number of special cases are represented.

Keywords: energy saving electric drive with the separate excitation synchronous reluctance machine, variational calculation, convex analysis.

Постановка задачи оптимизации. Уровень развития современной элементной базы, а именно, силовой преобразовательной техники и микропроцессорных систем управления устраняет жёсткую необходимость в выборе («стандартных» или иным образом фиксированных) напряжений и токов на входах и выходах силовых элементов, что открывает дополнительные, не учтённые ранее возможности улучшения массогабаритных показателей за счёт вариации «номинальными» и другими параметрами (число фаз, форма линейной плотности поверхностного тока). Далее, массогабаритные пропорции компонентов электрической машины, оптимальные при проектировании отдельно взятой машины, могут оказаться не самыми лучшими при работе её, например, от регулируемого источника питания.

Вопросам оптимизации силовой части электропривода посвящено большое количество работ, но проблема ещё далека от завершения. Для её объективной оценки выполним анализ наиболее важных работ, посвящённых оптимизации комплекса преобразователь – двигатель.

Традиционные методики выбора мощности электродвигателей для общепромышленных уста-

новок исходят обычно из известных нагрузочных диаграмм электропривода и ограничиваются лишь допустимыми условиями использования электрической машины по нагреву, по перегрузочной способности (по максимально допустимому моменту), максимальной скорости и др. [1].

В следящих электроприводах задача выглядит сложнее из-за существенного влияния динамических показателей электромеханического преобразователя на качество протекания процессов в электроприводе и в большинстве случаев её решение не однозначно. Здесь наиболее распространёнными критериями являются время позиционирования, применение электрической машины с наилучшими обобщёнными показателями типа приемистости:

$$P = \frac{M_H^2}{J},$$

добротности (номинального углового ускорения):

$$D = \frac{M_H}{J}.$$

Не исключены и другие критерии оптимизации, в частности, учитывающие наличие податли-

*Работа проводится в рамках реализации Федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы по проблеме «Энергосберегающие электроприводы на основе новых типов электрических машин и вентильных преобразователей» конкурс НК 151П.

ностей в механической передаче – точностной с применением поэтапной оптимизации [2].

Требования, предъявляемые к электроприводу, заставляют иначе формулировать критерии оптимизации ещё на стадии проектирования электрической машины. Так, улучшая геометрию конструкции электрических двигателей, в [3] предлагается в качестве критерия оптимизации взять максимум электромагнитного момента в заданных габаритах, а параметрами оптимизации принять радиус ротора и число пар полюсов. Здесь рассматривались случаи вентильного двигателя с ферритовыми и редкоземельными магнитами. Для вентильного двигателя с ферритовыми магнитами при длине магнитопровода $l = 120$ мм, внешнем диаметре $D = 120$ мм, коэффициенте, характеризующем соотношение между железом и магнитным материалом $\nu = 2 \cdot r \cdot I_m / R^2 = 0,12$ и индукции в зазоре $B_r = 0,33$ Тл получено значение электромагнитного момента 6,6 Н·м, а оптимальные число пар полюсов и диаметр ротора оказались равными соответственно пяти и $D_p = 84$ мм. Аналогичный расчёт проводился для вентильного двигателя с возбуждением от редкоземельных магнитов, при этом индукция принималась равной $B_r = 1$ Тл, а коэффициент $\nu = 0,05$. Расчёт показал, что с оптимальным числом полюсов 4 и при диаметре $D_p = 66$ мм момент достигает величины 11,4 Н·м.

Учёт совместной работы преобразователя и синхронной реактивной машины выполнялся в [3]. При оптимизации геометрических размеров машины в качестве критерия использовался максимум электромагнитного момента. Варьируя величину отношения диаметра ротора D_p к величине внешнего диаметра D , удалось добиться максимума при $D_p/D = 0,6$ при отношении индуктивностей $L_d/L_q = 10$.

Минимум затрат на активные материалы комплекса преобразователь – двигатель [4] учитывался введением критерия оптимизация $q = Q/M_H$, где Q – масса активных материалов в элементах электропривода, M_H – номинальный электромагнитный момент электрической машины. При этом оптимизировалась форма треугольника, образованного векторами МДС в обобщённой электрической машине с учётом удельных затрат на каждое слагаемое. Результаты оптимизации, выполненной для ряда конкретных электроприводов с различными источниками питания, показали, что желаемая форма моментного треугольника, образованного векторами МДС, зависит от удельных затрат на активные материалы как в самих электрических машинах, так и в источниках питания цепей статора (якоря) и возбуждения. Эффективность же оптимального по массогабаритным затратам согласования силовых цепей двигателя и источника питания в значительной степени зависит от величины удельных затрат на источник питания. Наи-

большая эффективность для электроприводов достигается при малых значениях удельных затрат на источник питания и, наоборот, в случае источников питания с большими удельными затратами эффект весьма незначителен и часто даже отсутствует.

Рассмотренные варианты оптимизации силовой части электропривода предполагают синусоидальную форму линейной плотности поверхностного тока. На практике в традиционных электродвигателях форма поверхностного тока определена конструкцией машины: в двигателях переменного тока (синхронных и асинхронных) это – синусоида, в двигателе постоянного тока – прямоугольник. В нетрадиционных электроприводах (например, с синхронными реактивными машинами независимого возбуждения (СРМНВ) [5]) благодаря многофазности машины и наличию преобразователя электрической энергии между сетью и двигателем эта форма может быть произвольной. Когда число фаз обмотки статора увеличено и каждая из этих обмоток может питаться независимо от других, появляется дополнительная возможность увеличить электромагнитный момент двигателя за счет перераспределения в конкретный момент времени величины потерь в фазах.

Постановку задачи оптимизации электромеханической системы можно считать корректной, если указаны и обоснованы: критерии оптимизации, параметры оптимизации, ограничения и функциональные связи.

Критерии оптимизации. Выбираются из тех условий, чтобы обеспечить наилучшие массогабаритные показатели электропривода. Из практики проектирования электрических машин известно, что габарит электродвигателя определяется электромагнитным моментом.

В качестве искомой функции (параметра оптимизации) принимается форма линейной плотности поверхностного тока $x = x(t)$, где t – текущая координата, отсчитываемая вдоль расточки статора.

При введённых обозначениях МДС, создаваемая обмоткой статора, будет определяться из выражения:

$$y(t) = \int x(t) dt + C,$$

где C – постоянная, которую можно определить из условия симметрии картины МДС в зазоре $y(\tau) = y(-\tau)$. Параметром τ будем обозначать полное деление.

Касательное усилие, действующее на ротор в текущей точке t , можно определить

$$z(t) = x(t) \cdot y(t).$$

В частном случае, когда необходимо учитывать явнополюсную форму ротора (для СРМНВ), введём функцию $u(t)$ вида

$$u(t) = \begin{cases} z(t), & \text{где } z(t) > 0 \\ 0, & \text{где } z(t) < 0. \end{cases}$$

Тогда площадь, ограниченная кривыми удельной касательной силы, будет пропорцио-

нальна величине окружной силы, создающей электромагнитный момент двигателя:

$$S = \int_{-\tau}^{+\tau} u(t) dt.$$

В качестве критерия оптимизации примем:

$$q = \frac{S}{\int_{-\tau}^{+\tau} x^2 \cdot dt}.$$

Критерий q пропорционален отношению величины электромагнитного момента двигателя к величине потерь в обмотке статора при единичных осевой длине ротора, окружности расточки статора, активном сопротивлении обмотки статора. Он удобен тем, что имеет нулевую размерность относительно величины тока статора, так как и числитель и знаменатель в равной степени (во второй) зависят от этого тока.

Ограничения, которые накладываются на изменение параметров объекта оптимизации, определяются техническим заданием на проектирование, стандартами и другими директивными документами, а также геометрическими, физическими, технико-экономическими соотношениями, включаемыми в методику проектирования данного типа привода. Наиболее актуальными ограничениями в электрической машине являются допустимое по нагреву значение тока, и максимальная величина индукции в зазоре.

В нашем случае примем в качестве ограничений:

– насыщение магнитной системы

$$y < y_{\max};$$

– ограничение по нагреву

$$\frac{1}{2\tau} \cdot \int_{-\tau}^{+\tau} x^2(t) dt \leq x_{\max}^2.$$

Наконец, функциональные связи, характеризующие свойства объекта оптимизации могут описываться графиками нагрузочных и скоростных диаграмм, учитывающих действие приложенных возмущений. Уравнения связи для нашего случая будут описываться выражениями, приведенными выше.

Частный случай аналитического подхода к оптимизации. Рассмотрим наиболее простую форму линейной нагрузки $A(x)$ в электрической машине, когда на каждом отрезке полюсной дуги электродвигателя величина $A = \text{const}$ (рис. 1, а).

В этом случае необходимо найти оптимальное соотношение между величинами линейной нагрузки в полюсной зоне и зоне межполюсного промежутка, которые в общем случае могут быть неравными между собой.

Выполним предварительные математические выкладки. На рис. 1, а показан принятый закон изменения линейной плотности поверхностного тока вдоль расточки статора, где A_1 – плотность тока в фазных обмотках, расположенных над полюсом двигателя, A_2 – плотность тока в фазных обмотках, расположенных над межполюсным промежутком. Тогда амплитудное значение МДС F_{\max} , можно определить из выражения

$$F = \int A \cdot dx + C,$$

где C выбирается из условия $|F_{\max}| = |F_{\min}|$. В нашем случае

$$F_{\max} = (A_1 \cdot \alpha_\delta + A_2 \cdot (1 - \alpha_\delta)) \cdot \frac{1}{2} \tau.$$

Для определённости будем считать, что $A_1 \cdot \alpha_\delta \cdot \tau > A_2 \cdot (1 - \alpha_\delta) \cdot \tau$. Обозначим t – расстояние (в долях от полюсного деления) вдоль расточки статора от F_{\min} до $F = 0$ (рис. 1, б), тогда

$$t = \frac{1}{2 \cdot A_1} \cdot [A_1 \cdot \alpha_\delta + A_2 \cdot (1 - \alpha_\delta)].$$

Пусть $F_{\text{перег}}$ – значение МДС, при котором происходит изменение наклона кривой МДС

$$\begin{aligned} F_{\text{перег}} &= F_{\max} - A_2 \cdot (1 - \alpha_\delta) \cdot \tau = \\ &= \frac{1}{2} \cdot [A_1 \cdot \alpha_\delta - A_2 \cdot (1 - \alpha_\delta)] \cdot \tau. \end{aligned}$$

Длина участка b , на котором касательные усилия направлены встречно усилиям, создающим результирующий электромагнитный момент (см. рис. 1, б),

$$b = (\alpha_\delta - t) = \frac{1}{2} \cdot [\alpha_\delta - n \cdot (1 - \alpha_\delta)],$$

где $n = A_2 / A_1$.

В линейной в магнитном отношении системе электромагнитный момент пропорционален МДС

$$\begin{aligned} M &= 2 \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot F_{\max} \cdot t \cdot A_1 - \frac{1}{2} \cdot b \cdot F_{\text{перег}} \cdot A_1 \right) \cdot \tau \cdot l_\delta \cdot \frac{D}{2} \cdot \frac{\mu_0}{L_\delta} = \\ &= \frac{1}{2} \cdot A_1 \cdot A_2 \cdot \alpha_\delta \cdot (1 - \alpha_\delta) \cdot \tau^2 l_\delta \cdot \frac{D \cdot \mu_0}{L_\delta}, \end{aligned}$$

где l_δ – длина магнитопровода в осевом направлении; D – диаметр ротора; L_δ – воздушный зазор.

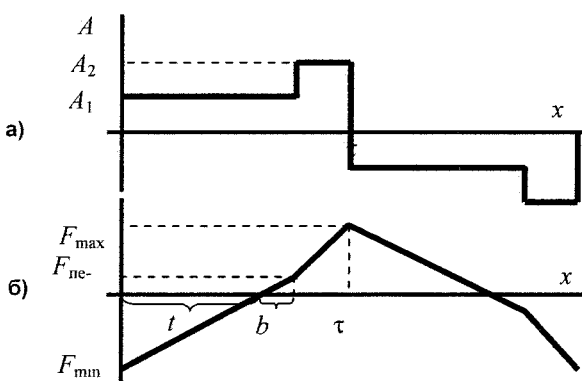


Рис. 1. Распределение линейной нагрузки A , магнитодвижущей силы F вдоль расточки статора

Квадрат действующего значения тока

$$\begin{aligned} I_D^2 &= (I_a^2 \cdot T \cdot \alpha_\delta + I_b^2 \cdot T \cdot (1 - \alpha_\delta)) \cdot \frac{1}{T} = \\ &= \frac{\tau^2}{m^2 \cdot w_\delta^2} \cdot [A_1^2 \cdot \alpha_\delta + A_2^2 \cdot (1 - \alpha_\delta)], \end{aligned}$$

где m – число фаз; w_δ – число витков, приходящихся на фазу; $f = 1/T$ – частота вращения ротора.

Для косвенного учета ограничения по нагреву, удобней, оказывается, разделить электромагнитный момент на квадрат действующего значения тока.

В этом случае минимум габаритов электрической машины может быть учтён критерием

$$q = \frac{M}{I^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{n \cdot \alpha_\delta \cdot (1 - \alpha_\delta)}{\alpha_\delta + n^2 \cdot (1 - \alpha_\delta)} \cdot l_\delta \cdot \frac{D}{L_\delta} \cdot \mu_0.$$

Задача нахождения экстремали сведена к нахождению экстремума функции двух переменных. Необходимые условия экстремума на основании [6] можно записать в виде

$$\frac{\partial q}{\partial n} = 0; \quad \frac{\partial q}{\partial \alpha_\delta} = 0.$$

Найдём частную производную функции по n и приравняем её к нулю

$$\frac{\partial q}{\partial n} = \frac{1}{2} \cdot \alpha_\delta \cdot (1 - \alpha_\delta) \cdot \frac{\alpha_\delta - n^2 \cdot (1 - \alpha_\delta)}{(\alpha_\delta + n^2 \cdot (1 - \alpha_\delta))^2} \cdot l_\delta \cdot \frac{D}{L_\delta} \cdot \mu_0 = 0.$$

Стационарной точкой (возможной точкой экстремума) является

$$n = \sqrt{\frac{\alpha_\delta}{1 - \alpha_\delta}}.$$

Если подставить полученное значение n в функцию, тогда получим

$$q = \frac{1}{4} \cdot \sqrt{\alpha_\delta \cdot (1 - \alpha_\delta)} \cdot l_\delta \cdot \frac{D}{L_\delta} \cdot \mu_0.$$

В уравнении критерий q зависит только от одной переменной α_δ , поэтому при нахождении второй стационарной точки достаточно найти производную уравнения и приравнять её к нулю

$$\frac{\partial q}{\partial \alpha_\delta} = \frac{1}{8} \cdot \frac{(1 - \alpha_\delta) - \alpha_\delta}{\sqrt{\alpha_\delta \cdot (1 - \alpha_\delta)}} \cdot l_\delta \cdot \frac{D}{L_\delta} \cdot \mu_0 = 0.$$

Решая совместно последние уравнения, найдём стационарные точки:

$$\alpha_\delta = 0,5; \quad n = 1.$$

Достаточным условием наличия экстремума функции двух переменных является [6]

$$\left(\frac{\partial^2 q}{\partial n \partial \alpha_\delta} \right)^2 - \frac{\partial^2 q}{\partial n^2} \cdot \frac{\partial^2 q}{\partial \alpha_\delta^2} < 0$$

В нашем случае

$$\frac{\partial^2 q}{\partial n \partial \alpha_\delta} = \frac{1}{8}; \quad \frac{\partial^2 q}{\partial n^2} = -\frac{1}{16}; \quad \frac{\partial^2 q}{\partial \alpha_\delta^2} = -\frac{1}{2},$$

на основании чего можно заключить, что стационарные точки являются экстремальными, а так как

$$\frac{\partial^2 q}{\partial n^2} < 0; \quad \frac{\partial^2 q}{\partial \alpha_\delta^2} < 0,$$

то при таких параметрах полюсной дуги и отношении тока возбуждения к току якоря выполняется максимум функционала.

Физически полученные результаты можно объяснить следующим образом:

– при произвольной величине полюсной дуги α_δ и n , соответствующая, МДС, создаваемая статорными обмотками, не будет изменять своего знака, поэтому удельные усилия вдоль полюсной дуги имеют один знак, как следствие, электромагнитный момент принимает максимальное значение;

– аналогично, при заданной величине отношения тока возбуждения к току якоря n , экстремальное значение функционала выполняется при таком значении α_δ , при котором МДС не изменяет своего знака.

Общий случай аналитического подхода к оптимизации. В общем случае решая задачу оптимизации, удобней искать не форму линейной плотности поверхностного тока $(x(t))$, а кривую МДС $(y(t))$ в зазоре. С учётом этого функционал будет иметь вид

$$M = \frac{1}{2} \cdot \int_{-\tau}^{+\tau} (y(t) \cdot y'(t) + |y(t) \cdot y'(t)|) \cdot dt,$$

при ограничениях:

$$y < y_{\max}; \quad \frac{1}{2\tau} \cdot \int_{-\tau}^{+\tau} (y')^2 \cdot dt \leq A.$$

Такая задача относится к классу изопериметрических, в которых требуется определить экстремум функционала при наличии так называемых изопериметрических условий [7]. Как известно, эти задачи могут быть сведены к задачам на условный экстремум, путём введения новых неизвестных. Для получения основного необходимого условия надо составить вспомогательный функционал (функционал Лагранжа)

$$M = \int_{-\tau}^{+\tau} \frac{1}{2} \left((y(t) \cdot y'(t) + |y(t) \cdot y'(t)|) + \lambda_1 \cdot (y'(t))^2 + \lambda_2 \cdot y'(t) \right) dt,$$

где λ_1, λ_2 – постоянные Лагранжа, и написать для него уравнение Эйлера [7].

Произвольные постоянные λ_1, λ_2 в общем решении системы уравнений Эйлера, постоянные C_1, C_2 определяются из изопериметрических и граничных условий:

$y(-\tau) = F_{\max}$, где F_{\max} – максимальное значение МДС.

В частном случае ротора с круглым сечением, когда не отбрасываются отрицательные участки кривой удельных усилий $z(t)$, знака модуля в функционале нет, следовательно

$$M = \int_{-\tau}^{+\tau} \left((y(t) \cdot y'(t) + \lambda_1 \cdot (y'(t))^2 + \lambda_2 \cdot y'(t)) \right) dt.$$

Так как функционал сводится к виду $M = \int F(y, y') \cdot dt$, то уравнение Эйлера имеет первый интеграл $F - y' \cdot F_{y'} = A$.

Экстремаль функционала будет соответствовать произвольной функции, удовлетворяющей условиям, а это вполне согласуется с равенством нулю электромагнитного момента для случая ротора круглого сечения.

В общем случае нахождения экстремали функционала необходимо рассматривать его субдифференциал, и решать задачу, используя теорию выпуклого анализа [7]. При этом решение становится достаточно громоздким, что затрудняет его использование на последующих этапах проектирования электропривода.

Результаты оптимизации. Оптимизация формы линейной плотности поверхностного тока рассматривалась для случаев питания статорных обмоток от индивидуальных источников питания на каждую фазу (например, однофазный мостовой инвертор), двух параллельно работающих автономных инверторов по трёхфазной мостовой схеме и по схеме при 120° проводимости вентилей. Для каждого варианта силовой схемы учитывалось насыщение магнитной системы машины, ограничением предельного значения МДС.

В случае, когда каждый пазовый ток мог регулироваться независимо от других, а магнитная цепь электрической машины предполагалась идеально линейной, за исходный график линейной нагрузки принималась прямоугольная форма токов, причём ток возбуждения был равен току якоря. Расчёт показал, что оптимум достигался при равных величинах токов в пазах. При этом относительная величина полюсной дуги $b = 0,5$.

При учете насыщения реальная кривая намагничивания 1 электрической машины аппроксимировалась ломаной 2-3 (рис. 2), а степень насыщения учитывалась коэффициентом $k = B_2/B_1$, где B_1 – индукция в зазоре, которая была бы при идеальной (ненасыщающейся) магнитной системе, B_2 – максимальная реальная индукция в зазоре.

В этом случае оптимальной кривой линейной нагрузки оставалась горизонтальная прямая, но оптимальная величина полюсной дуги увеличивалась (рис. 3). Величина критерия q снижалась. Так, при $B_2/B_1 = 0,5$ показатель q уменьшился на 42 %, а полюсная дуга увеличилась до $b = 0,63$.

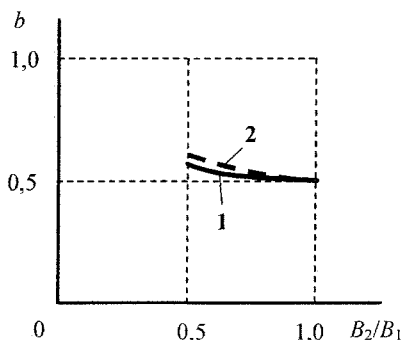


Рис. 3. Зависимость полюсной дуги b от степени насыщения магнитной системы: 1 – при независимом питании обмоток; 2 – при питании обмоток от двух трехфазных инверторов напряжения

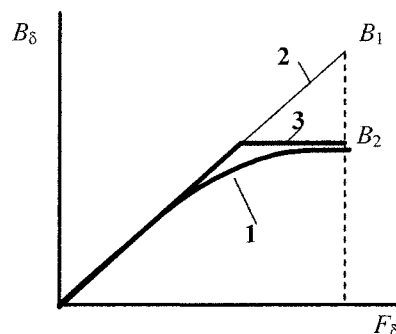


Рис. 2. Реальная (1), идеальная (2) и расчетная (3) кривые намагничивания электрической машины

Весьма распространенной в настоящее время является трехфазная мостовая схема автономного инвертора. В случае шестифазного СРМНВ обмотки фаз статора собираются в две звезды, сдвинутые пространственно на 30° электрических градусов, и подключаются к двум параллельно работающим автономным инверторам. Оптимизация формы линейной нагрузки дала в этом случае следующие результаты. Наибольшее значение показателя q наблюдается при 180° -градусной проводимости вентилей, правда, этот показатель на 11 % ниже, чем в исходной схеме. При этом $b = 0,5$. Оптимальная форма полуволны тока фазы статора СРМНВ (рис. 4) составлена из трех горизонтальных отрезков продолжительностью 60° каждый, при этом средний отрезок в два раза выше крайних, равных между собой по амплитуде. При учете насыщения магнитной системы электродвигателя наблюдается снижение этого показателя. Так, при $B_2/B_1 = 0,5$ наблюдалось снижение показателя q почти на 50 % по сравнению с исходным случаем. При этом $b \approx 0,67$.

Переход на 120° -градусную проводимость вентилей снижает показатель q эффективности использования двигателя на 19 % по сравнению с исходным вариантом.

Результаты оптимизации для синхронных реактивных машин. Для того чтобы сравнить СРМНВ с традиционным реактивным двигателем рассмотрен случай, когда последний питается от

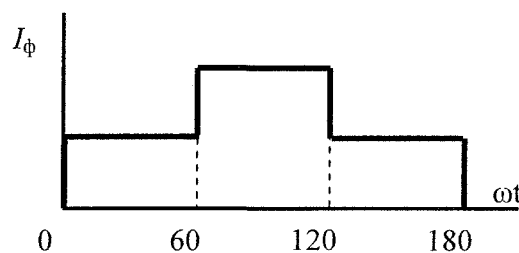


Рис. 4. Форма полуволны тока фазы статора СРМНВ при питании от трёхфазного инвертора напряжения

источника синусоидального напряжения. В этом случае линейная плотность поверхностного тока вдоль расточки статора описывается уравнением

$$A(x) = A_m \cdot \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x\right),$$

а МДС

$$F(x) = \int A(x) \cdot dx + C = -A_m \cdot \left(\cos\left(\frac{\pi}{\tau} x\right)\right) \cdot \frac{\tau}{\pi}.$$

Удельное касательное усилие вдоль расточки статора определяется выражением: $f_\tau = A(x) \cdot B_\delta(x)$. Выбрав длину полюсной дуги $\alpha_\delta = 0,5$, найдём электромагнитный момент,

$$\begin{aligned} M &= \frac{D}{2} \cdot l_\delta \cdot \int_0^{2\tau} A(x) \cdot B_\delta(x) \cdot dx = \\ &= \frac{D}{2} \cdot l_\delta \cdot \int_0^{2\tau} A_m \cdot \sin\left(\frac{\pi}{\tau} x\right) \cdot \frac{\tau}{\pi} \cdot A_m \cdot \cos\left(\frac{\pi}{\tau} x\right) \cdot \frac{\mu_0}{L_\delta} \cdot dx = \\ &= k \cdot A_m^2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{\tau}{\pi} \cdot \frac{\tau}{2 \cdot \pi} \cdot \cos\left(2 \frac{\pi}{\tau} x\right) \Big|_0^{2\tau} = k \cdot \frac{A_m^2 \cdot \tau^2}{\pi^2}, \end{aligned}$$

где $k = \frac{D}{2} \cdot l_\delta \cdot \frac{\mu_0}{L_\delta}$.

Отношение электромагнитного момента к квадрату амплитуды линейной плотности поверхностного тока

$$q = \frac{M}{A_m^2} = k \cdot \frac{2 \cdot \tau^2}{\pi^2}.$$

Для СРМНВ это отношение равно

$$q = k \cdot \tau^2 \cdot \frac{1}{4}.$$

Таким образом, когда реактивный двигатель питается от источника синусоидального напряжения, его показатель q снижен на 23 %. Учитывая, что синхронные реактивные двигатели в традиционных вариантах использования работают в схемах частотного регулирования (т. е. без датчиков положения ротора) или непосредственно от нерегулируемой сети переменного тока, где необходимо заботиться о запасе статической устойчивости двигателя, то показатель q снижается еще, по меньшей мере, в два раза [8, 9, 10].

Литература

1. Ключев, В.И. Теория электропривода: учеб. для вузов по спец. «Электропривод и автоматизация пром. Установок» / В.И. Ключев. – М.: Энергоатомиздат, 1985. – 560 с.
2. Усынин, Ю.С. Оптимальное передаточное число в следящем электроприводе с упругими связями в механической передаче / Ю.С. Усынин // Повышение долговечности тяжело нагруженных деталей машин: Тематич. сб. научн. тр. – Челябинск: ЧПИ, 1986. – С. 63–64.
3. Vagati, A. Advanced Motor Technologies: Synchronous Motors and Drives / A. Vagati // IEEE Transactions on Applications. – 1997. – P. 223–227.
4. Усынин, Ю.С. Следящие дифференциальные электроприводы автономных объектов: дис. ... д-ра техн. наук / Ю.С. Усынин. – Челябинск, 1994. – 241 с.
5. Усынин, Ю.С. Электроприводы и генераторы с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов // Электричество. – № 3. – 2007. – С. 21–26.
6. Бермант, А.Ф. Курс математического анализа / А.Ф. Бермант. – Изд. 9-е. – М.: Гос. изд-во физ.-мат. лит., 1959. – 358 с.
7. Экланд, И. Вытуклый анализ и вариационные проблемы / И. Экланд, Р. Темам; пер. с англ. В.М. Тихомирова. – М.: Мир, 1979. – 400 с.
8. Григорьев, М.А. Предельные возможности электроприводов с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / М.А. Григорьев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2009. – Вып. 12. – № 34(167). – С. 51–55.
9. Григорьев, М.А. Физические основы теории электропривода с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения / М.А. Григорьев // Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2002. – Вып. 7. – С. 52–60.
10. Качалов, А.В. Синхронизация систем импульсно-фазового управления вентиляционных преобразователей на базе интегрирующего развертывающего преобразователя / А.В. Качалов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2010. – Вып. 13. – № 14(190). – С. 40–46.

Поступила в редакцию 16.09.2010 г.

Григорьев Максим Анатольевич. Кандидат технических наук, доцент кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: +7 (351) 267-93-21.

Maxim Anatolievich Grigoriev is Cand.Sc. (Engineering), Associate Professor of the Electric Drive and Automation Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Phone: +7 (351) 267-93-21.

Бычков Антон Евгеньевич. Аспирант кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: +7 (351) 267-93-21.

Anton Evgenievich Bychkov is a postgraduate student of South Ural State University, Chelyabinsk. Phone: +7 (351) 267-93-21.

СТАТИСТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ МЕХАНИЧЕСКОЙ ЧАСТИ ЭЛЕКТРОПРИВОДА ПОДЪЕМА МОСТОВЫХ КРАНОВ

Ю.С. Усынин, В.И. Заляпин, М.С. Бутаков
г. Челябинск, ЮУрГУ

STATISTICAL MODEL OF A MECHANICAL PART OF THE ELECTRIC DRIVE OF BRIDGE CRANE LIFTING

Y.S. Usynin, V.I. Zalyapin, M.S. Butakov
Chelyabinsk, South Ural State University

Предложена статистическая модель расчета упругого прогиба пролетных балок мостового крана.

Ключевые слова: статистическая модель, упругий прогиб пролетных балок, мостовой кран.

A statistical model for calculation the rebound beam deflection of the bridge crane passage beams is suggested.

Keywords: statistical model, rebound beam deflection of the passage beams, bridge crane.

Механическая часть электропривода подъема мостовых кранов отличается сложностью и разнообразием конструкции, что делает конкретный расчет этой части крана весьма трудоемким и нерациональным. В то же время всеми авторами и разработчиками проектов признается существенное влияние упругих податливостей в механической системе на процессы в электроприводе подъема мостового крана. Одним из важнейших параметров, учет которых необходим при проектировании электроприводов мостовых кранов, является *прогиб пролетных балок*. Прогиб связан с рядом характеристик мостового крана, которые зависят от конструкции крана, режима его работы, времени нахождения в эксплуатации, длины пролетных балок, циклов нагружения и т. п. Влияние перечисленных показателей на величину прогиба достоверно не известно.

Целью настоящей работы является установление степени влияния перечисленных параметров на *прогиб пролетных балок*.

В качестве основного метода исследования был принят метод статистического анализа экспериментальных данных.

Основанием для анализа упомянутой зависимости, явились данные наблюдений по 38 мостовым кранам с различными техническими параметрами, важнейшими среди которых были: $Q_{\text{ном}}$ – номинальная грузоподъемность, т; L_m – пролет крана, м; T – возраст крана (отрезок времени от даты его производства до даты проведения испытаний), год и N – число циклов за время эксплуатации (под циклом понимается одна рабочая операция, включающая в себя подъем, перемещение и опускание груза). Величина прогиба пролетных балок мостового крана, $Y_{\text{мм}}$, рассматривалась как отклик системы на различные комбинации технических характеристик, перечисленных выше.

В процессе синтеза модели крана, описывающей зависимость величины прогиба его пролетных балок от эксплуатационных параметров, решались следующие стандартные статистические задачи:

– корреляционный анализ предикторов (эксплуатационных характеристик) с целью выявления линейных связей между ними [1, 2];

– дисперсионный анализ предикторов с целью выявления наиболее значимых показателей [1, 3];

– регрессионный анализ линейной зависимости прогиба пролетных балок мостового крана от эксплуатационных показателей, с целью получения расчетных соотношений [2, 3].

Все расчеты проводились с использованием пакета программ статистического анализа *SPSS-15* [4, 5] (лицензия ГОУ ВПО ЮУрГУ L №071115 от 15 ноября 2007 года с продлением на 2008, 2009 гг.).

Корреляционный анализ предикторов позволил установить, что все включенные в анализ переменные значимо коррелируют с переменной прогиб пролетных балок, однако, имеет место т. н. коллинеарность предикторов – переменные $Q_{\text{ном}}$, L_m и N связаны.

Результаты регрессионного анализа представлены в таблице.

Таблица

Предикт.	Коэффициенты		95 % довер. интервал В	
	В	Std. Error	Низ	Верх
(Constant)	7.877	4.416	-1.107	16.861
Q_t	.062	.060	-.059	.183
L_m	.352	.147	.054	.651
T_year	-.088	.066	-.222	.047
kod_cycl	-.738	.176	-1.096	-.380

Линейная модель для мостовых кранов представима в виде

$$Y_{mm} = 7,877 + 0,062 \cdot Q_i + 0,352 \cdot L_m - \\ - 0,088 \cdot T_{year} - 0,738 \cdot kod_cycl.$$

Здесь переменная $cod_cycl = N \cdot 10^{-5}$. Как видно из таблицы, значимыми переменными являются L_m и cod_cycl . Именно они, в основном, определяют изменчивость переменной Y_{mm} .

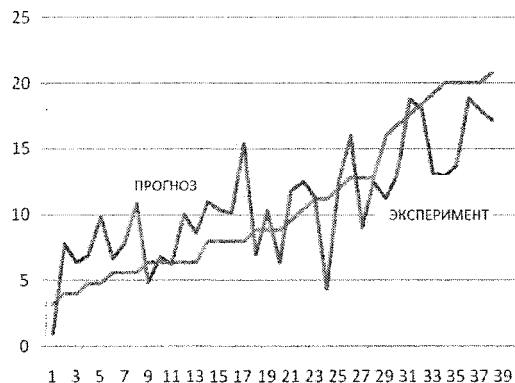
Значения множественного коэффициента корреляции ($R=0,74$) и коэффициента детерминации ($R^2 = 0,598$) говорят о достаточно хорошей аккумуляции моделью информации, заключенной в исходных данных – модель аккумулирует около 60 % экспериментальной информации. Значение критерия Фишера ($F=12, 290$) свидетельствует об адекватности регрессионной модели экспериментальным данным (уровень значимости менее 0,001).

Допустимая погрешность в величине прогиба мостового крана обычно определяется экспериментальным путем при нагружении крана предельно допустимым для него грузом и измерении величины прогиба. Нормативные документы не оговаривают величину допустимой погрешности при экспериментальном определении прогиба балки [6, 7]. Исходя из опыта проведения подобных экспериментов, допустимая погрешность определяется применяемой приборной базой и может быть принята $\Delta Y = \pm 1$ мм.

Можно считать эту величину вполне приемлемой при проектировании привода. С этой точки зрения интересно сравнить величину прогиба, прогнозируемую регрессионной моделью, с наблюдающейся экспериментально. На рисунке по оси абсцисс отложены номера мостовых кранов, упорядоченные по возрастанию величины наблюдаемого в эксперименте прогиба, по оси ординат – величина прогиба: экспериментальная и прогнозируемая регрессионной моделью. Анализ отклонений экспериментальных данных от прогнозируемых показывает, что, несмотря на верный качественный характер модели, в количественном плане модель нуждается в совершенствовании. Средняя абсолютная ошибка прогноза составляет 2,8 мм, средняя относительная – около 26 %.

Выводы

Методами статистического анализа показано, что величину прогиба мостового крана можно



прогнозировать с помощью математической модели, представляющей собой уравнение множественной линейной регрессии. Наиболее значимыми факторами, определяющими величину прогиба, являются пролет мостового крана и количество циклов работы крана за срок эксплуатации. Остальные параметры (грузоподъемность и возраст крана) слабо влияют на модель.

Литература

1. Айвазян, С.А. Прикладная статистика. Исследование зависимостей / С.А. Айвазян, И.С. Енюков, Л.Д. Мешалкин. – М.: ФиС, 1985. – 487 с.
2. Справочник по прикладной статистике / под ред. Э. Ллойда, У. Лейдермана, Ю.Н. Тюрина. – М.: ФиС, 1989. – Т. 1. – 510 с.
3. Справочник по прикладной статистике / под ред. Э. Ллойда, У. Лейдермана, С.А. Айвазяна, Ю.Н. Тюрина. – М.: ФиС, 1990. – Т. 2. – 526 с.
4. SPSS: искусство обработки информации. Анализ статистических данных и восстановление скрытых закономерностей: пер. с нем. / А. Бьюль, П. Цёфель. – СПб.: ООО «ДиаСофтЮП», 2002. – 608 с.
5. Наследов, А. SPSS 15. Профессиональный статистический анализ данных / А. Наследов. – М.: СПб.: ПИТЕР, 2008. – 416 с.
6. Краны. Правила и методы испытаний. Международный стандарт ИСО 4310-81. – 7 с.
7. ГОСТ 27584-88. Краны мостовые и козловые электрические. Общие технические условия. – М.: Издательство стандартов, 1988. – 24 с.

Поступила в редакцию 12.06.2010 г.

Усынин Юрий Семёнович. Доктор технических наук, профессор кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Yuri Semyonovich Usynin is a Dr.Sc. (Engineering), Professor of the Electric Drive and Automation of the Industrial-Scale Plants Department of South Ural State University. 454080, Chelyabinsk, 76 Lenin Prospekt. Tel.: 8 (351) 267-96-90.

Заляпин Владимир Ильич. Кандидат физико-математических наук, профессор кафедры математического анализа, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск.

Vladimir Ilyich Zalyapin is Cand.Sc. (Physics and Mathematics), Professor of the Mathematical Analysis Department of South Ural State University, Chelyabinsk.

Бутаков Михаил Сергеевич. Аспирант кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Michail Sergeevich Butakov is a postgraduate student of the Electric Drive and Automation of the Industrial-Scale Plants Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Tel.: 8 (351) 267-96-90.

ОПТИМИЗАЦИЯ ЧИСЛА ФАЗ В ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИХ РЕГУЛИРУЕМЫХ ЭЛЕКТРОПРИВОДАХ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА*

А.Е. Бычков
г. Челябинск, ЮУрГУ

QUANTITY PHASE OPTIMIZATION IN THE ENERGY-SAVING AC DRIVES

A.E. Bychkov
Chelyabinsk, South Ural State University

Предложен метод оптимизации числа фаз в электроприводах переменного тока. Рассмотрены схемы силовых цепей вентильного преобразователя и двигателя для электропривода с шестифазным синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения.

Ключевые слова: электропривод с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения, асинхронный электропривод, вентильный преобразователь

Quantity phase optimization method for the energy-saving ac electric drives is offered. The power circuit schemes of valve inverter and engine for electric drive with six phase separate excitation synchronous reluctance machine are considered.

Keywords: electric drive with separate excitation synchronous reluctance machine, anisochronous electric drive, valve inverter.

Введение. Удельные показатели электроприводов и, в первую очередь, момент на единицу массы является одним из основных факторов, улучшение которого способствует решению задачи ресурсосбережения. В рамках серийных электроприводов дальнейшее снижение массы будет трудно обеспечить при практически неизменном уровне энергетических показателей электропривода. Даже небольшой процент сокращения расхода активных материалов потребует серьезных работ по усовершенствованию конструкции, технических свойств изоляционных и магнитных материалов.

Новый подход к разработке электроприводов требует учёта совместной работы вентильного преобразователя и двигателя, а следовательно, приходится иначе выбирать форму питающего напряжения и число фаз электрической машины.

Новые возможности вентильных преобразователей учитываются при проектировании электроприводов с традиционными конструкциями электрических машин. Так, в асинхронном электроприводе выбор номинальных частоты и напряжения, геометрии машины решаются с учётом новых обстоятельств [1].

Ниже предлагается метод оптимизации числа фаз в электроприводах переменного тока с целью

улучшения удельных показателей. Обращается внимание на выбор схем силовых цепей электроприводов с шестифазным синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения (СРДНВ).

Асинхронный электропривод. Современный асинхронный электропривод – это система, построенная по схеме «Преобразователь частоты инверторного типа – асинхронный двигатель».

Рассмотрим выражение для электромагнитного момента асинхронного двигателя, работающего в оптимальной точке (при напряжении, частоте и нагрузке, для которых спроектирован данный двигатель) [2]:

$$M = I_{\delta} D_a^2 A_{\delta} B_{\delta} k_{\phi} k_{об},$$

где I_{δ} , D_a – габаритные размеры активных материалов; A_{δ} , B_{δ} – электромагнитные нагрузки; k_{ϕ} – коэффициент формы поля.

Указанное уравнение устанавливает взаимосвязь между величиной номинального электромагнитного момента, массой активных материалов и электромагнитными нагрузками.

В этом уравнении необходимо обратить внимание на обмоточный коэффициент $k_{об}$, который

*Работа проводится в рамках реализации Федеральной целевой программы «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы по проблеме «Энергосберегающие электроприводы с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения» конкурс НК 516П.

вводится, чтобы учесть укорочение шага обмотки и её распределение. Укорочение шага и распределение обмотки позволяют снизить влияние высших гармоник, которые, как известно, в трёхфазной машине с синусоидальным возбуждением не создают электромагнитного момента. С другой стороны, укорочение и распределение обмотки приводит к снижению основной гармоники, что и учитывается обмоточным коэффициентом. В серийных асинхронных двигателях он лежит в диапазоне 0,9...0,95. Таким образом, обмоточный коэффициент показывает, насколько снижается электромагнитный момент по сравнению с m -фазной машиной, в которой ток, протекающий по обмоткам, был бы несинусоидальным, а число фаз стремилось бы к бесконечности. По сути, обмоточный коэффициент – это плата за «синусоидальное возбуждение».

Дальнейшее улучшение предельных возможностей асинхронного электропривода связано с улучшением конструкции машины и позволяет ещё в большей степени снизить влияние высших гармоник за счёт увеличения электромагнитных нагрузок. Однако предлагаемые варианты малоэффективны.

Электропривод с СРДНВ. Наибольший эффект при оптимизации числа фаз в электроприводах переменного тока из условия минимизации массогабаритных показателей может быть достигнут в электроприводе с СРДНВ. Основная идея работы электропривода следующая: если по части обмоток, находящихся над межполюсным промежутком, пропустить ток, то создаётся поток возбуждения, а по другой части обмоток, расположенных над полюсом, пропустить ток, то этот ток будет взаимодействовать с потоком возбуждения и, соответственно возникает электромагнитный момент [3, 4, 5]. Каждая из обмоток статора попеременно выполняет то роль возбуждения, то якоря. Принципиальным обстоятельством здесь является возможность независимого регулирования поля возбуждения и поля реакции якоря.

Для анализа предельных возможностей электропривода с СРДНВ на первом этапе предположим, что машина имеет бесконечное число фаз. Тогда СРДНВ будет аналогичен обращённой машине постоянного тока. Так же, как и в электроприводе постоянного тока, по обмоткам статора нет необходимости пропускать синусоидальный ток. В отличие от машин переменного тока с синусоидальным возбуждением, в электроприводе с СРДНВ гармонические составляющие поля возбуждения взаимодействуют и создают полезный момент. Причина этого явления заключается в постоянстве угла момента. По оценкам [6] высшие гармоники увеличивают развиваемый момент примерно на 23 %. Эта цифра показывает реальные резервные возможности нового типа электропривода.

Полезно дать физическое обоснование факту больших перегрузочных моментов рассматриваемого электродвигателя. С этой целью рассмотрим картину магнитных полей в машине постоянного тока и СРДНВ.

В электродвигателе постоянного тока на магнитное поле прямоугольной формы, создаваемое токами обмотки возбуждения, накладывается поле реакции якоря F_A (рис. 1), в результате под одним краем полюса индукция в зазоре увеличивается, а под другим – уменьшается.

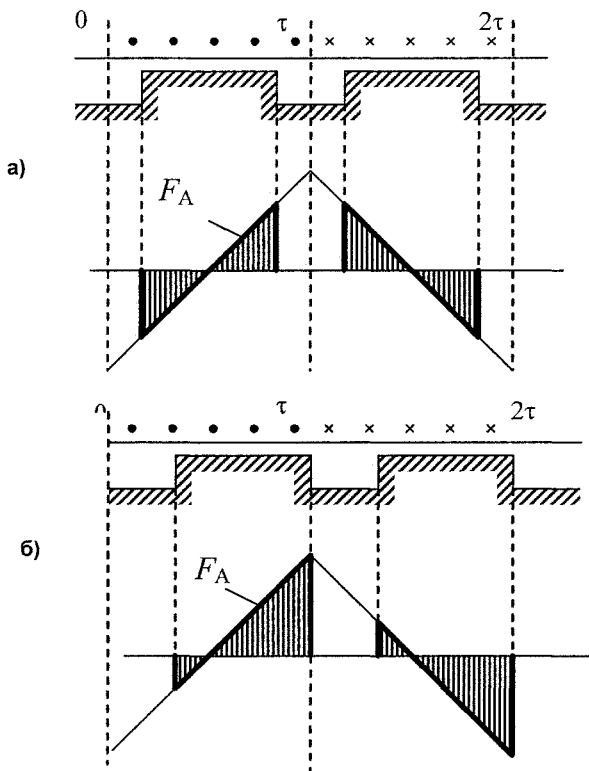


Рис. 1. Развертка машины и МДС реакции якоря: а – в двигателе постоянного тока; б – в СРДНВ

Строгое совпадение физической и геометрической нейтралей в двигателе постоянного тока приводит (при неучёте насыщения магнитной системы) к равным величинам приращений магнитного потока под обоими краями полюса. В результате в ненасыщенной электрической машине постоянного тока увеличение тока якоря не вызывает увеличения магнитного потока.

В СРДНВ токи в проводниках обмоток, расположенных напротив межполюсного промежутка, одного знака, поэтому физическая нейтраль смещается на край полюса (см. рис. 1). Это возможно, так как в этом двигателе нет ограничений по условиям коммутации. В результате действие намагничивающей составляющей реакции якоря придодится на полюс, а размагничивающей – на межполюсный промежуток, т. е. в СРДНВ с ростом нагрузки происходит увеличение магнитного потока. Это позволяет добиться высоких удельных моментов, не применяя компенсационную обмотку.

ку, сохраняя простую конструкцию электрической машины и не увеличивая расход обмоточной меди.

Возможность независимого управления потоком возбуждения позволяет получать в электроприводе предельные перегрузочные моменты, превышающие значения 5...6 номиналов [7].

Бесконечное число фаз двигателя потребует усложнения схемы силовых цепей вентиляного преобразователя. Переход к конечному числу фаз электрической машины приводит к пульсациям электромагнитного момента. Чтобы учесть влияние пульсаций на величину момента, найдём связь между количеством фаз и уровнем пульсаций момента.

Среднее значение электромагнитного момента можно определить следующим образом (рис. 2):

$$M_{cp} = \frac{M_{cp1} \cdot b + M_{cp2} \cdot (1/m - b)}{1/m},$$

где M_{cp1} – среднее значение момента на участке $0 - \alpha_b$ (длина участка в долях от полюсного деления равна b) моментной характеристики (характеристики машины в замкнутой системе), линейно возрастающей от некоторого минимального значения M_{min1} , которое будет определяться выбором угла переключения тока в фазе, до M_{max} , соответствующего амплитудному значению момента на угловой моментной характеристике; M_{cp2} – среднее значение момента на участке $\alpha_b - \alpha_m$ (длина участка равна $1/m - b$), который изменяется от M_{max} до M_{min2} ;

b – участок кривой в долях от полюсного деления, отсчитываемый от момента перехода с одной угловой характеристики на другую (при работе машины в замкнутой системе) до положения, соответствующего максимальному значению электромагнитного момента на угловой характеристике;

$1/m$ – длина фазной зоны в долях от полюсного деления.

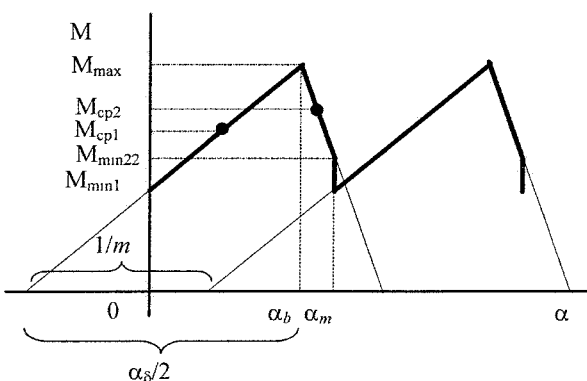


Рис. 2. Угловая характеристика СРДНВ при переключении тока в функции положения ротора, поясняющая определение коэффициента

Среднее значение электромагнитного момента на участке $0 - \alpha_b$

$$M_{cp1} = \frac{M_{min1} + M_{max}}{2} = M_{max} \cdot \left(1 - \frac{b}{\alpha_\delta}\right).$$

На участке $\alpha_b - \alpha_m$ среднее значение момента

$$M_{cp2} = \frac{M_{max} + M_{min2}}{2} = M_{max} \cdot \left(1 + \frac{b - 1/m}{1 - \alpha_\delta}\right).$$

Таким образом, среднее значение электромагнитного момента за период пульсаций

$$M = M_{max} \cdot \frac{m}{(1 - \alpha_\delta)} \cdot \left(-\frac{b^2}{\alpha_\delta} + 2b \frac{1}{m} + \frac{1}{m} \cdot (1 - \alpha_\delta) - \frac{1}{m^2} \right) = M_{max} \cdot k_{cp},$$

где коэффициентом k_{cp} учитывается снижение среднего значения момента по сравнению с максимальным, связанное с конечным числом фаз. Очевидно, что при увеличении числа фаз k_{cp} стремится к единице. Действительно, предел функции $k_{cp} = f(m)$ будет равен единице при условии, что m стремится к бесконечности и, следовательно, к нулю будет стремиться ограниченная функция $b = f(m)$.

Принимая критерием оптимизации максимум среднего значения момента, можно найти оптимальное значение угла начала коммутации тока в обмотке фазы. Функция $M = f(b)$ имеет экстремум (максимум), так как по виду зависимости она является квадратичной со знаком минус перед квадратом аргумента. Чтобы определить экстремум функции, найдём её производную и приравняем к нулю, тогда получим

$$b = \frac{1}{m} \cdot \alpha_\delta.$$

Анализ коэффициента пульсаций показывает, что при шести фазах удаётся значительно снизить уровень пульсаций (коэффициент $k_{cp} = 0,67$ для трёхфазной схемы и $k_{cp} = 0,83$ – для шестифазной). При этом СРДНВ можно питать от двух стандартных трёхфазных автономных инвертора напряжения.

Современные электрические преобразователи выполняются на вентилях нового поколения: MOSFET (отличающиеся большим входным сопротивлением и предельным коммутируемым напряжением 500В), IGBT (высокое быстродействие, малое падение напряжения, выпускаемые на предельные напряжение 3,3 кВ и токи 1200 А) и, наконец, транзисторные модули, в которых собрано от одного до шести транзисторов с обратными диодами [3]. Средние цены IGBT транзисторов в зависимости от тока на различные уровни напряжения приведены на рис. 3.

Наиболее просто реализуется схема с индивидуальными источниками тока (ИИТ) на каждую фазу (рис. 4). Такие системы могут выполняться с симметричным или несимметричным управлением вентилями. Недостатком схемы является большое суммарное число ключей $4m$ (где m – число фаз СРДНВ).

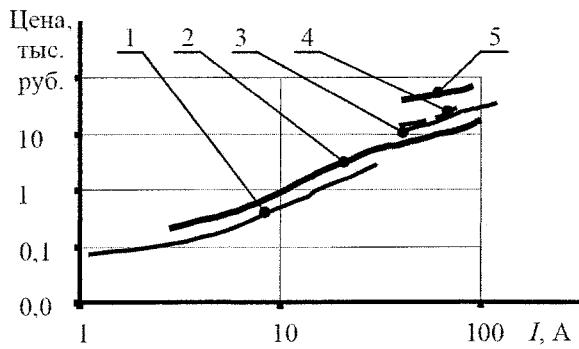


Рис. 3. Стоимость силовых ключей (IGBT) в функции тока для различных классов напряжений: 1 – 600 В; 2 – 1,2 кВ; 3 – 1,7 кВ; 4 – 2,5 кВ; 5 – 4,5 кВ

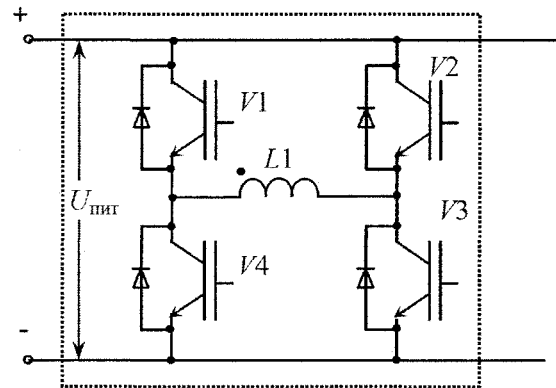


Рис. 4. Мостовая схема, питания фазы СРДНВ

С учётом возможностей серийных трёхфазных инверторов напряжения (ИН) целесообразно рассматривать вариант электропривода, в котором статорные обмотки собраны в две трёхфазные звезды, сдвинутые на 30 электрических градусов друг относительно друга (рис. 5). Схема требует двух трёхфазных инверторов: ИН1 и ИН2. В электроприводах малой и средней мощности она выгоднее схемы (см. рис. 4) меньшим числом ключей. В электроприводах большой мощности она является наиболее естественной, так как не требует параллельного соединения ключей при больших токах.

Как показали оптимизационные расчёты электропривода с СРДНВ для разных вариантов схем силовых цепей статора, наименьший по габаритам электродвигатель при заданном номинальном моменте получается в схеме (рис. 4) при прямоугольной форме фазных токов. В схеме (рис. 5) электрический преобразователь, выполненный на стандартных ИН имеет меньшее число ключей, но габарит электродвигателя из-за невозможности иметь прямоугольную форму фазных токов получается на 12 % больше.

В электроприводах и электрогенераторах, работающих в сетях с пониженным напряжением, заслуживают внимания варианты нулевых схем силовых цепей статора, т.к. в отличие от мостовых здесь нет двойного падения напряжения на вентилях и при том же количестве ключей можно получить двойной ток.

По данным дилеров ряда отечественных и зарубежных фирм, выпускающих серийное электрооборудование, были рассчитаны и сопоставлены затраты на электропривод с СРДНВ для разных вариантов силовых схем (рис. 6). Анализ приведенных кривых показывает, что схемы с инверторами напряжений (рис. 6, кривая 2) оказываются вполне конкурентоспособными в диапазоне средних мощностей (от 10 до 100 кВт). При мощностях более P=100 кВт относительная разница цен схемы с индивидуальными источниками питания и с инверторами напряжения выравнивается. Здесь схема с индивидуальными источниками питания оказывается наиболее естественной, из-за высокой надёжности электропривода.

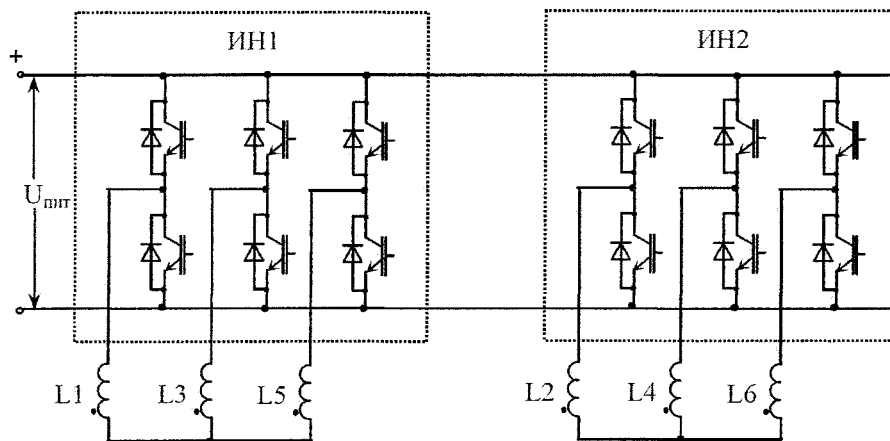


Рис. 5. Схема с двумя мостовыми инверторами

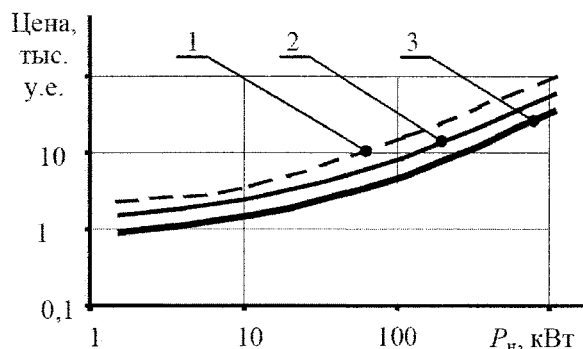


Рис. 6. Стоимость электрических преобразователей при различных схемах силовых цепей СРДНВ: 1 – ИИТ; 2 – ИН; 3 – ИН модульного исполнения

Рассмотрение представленных схем силовых цепей показывает, что в схемах с СРДНВ вполне эффективно могут найти применение схемы со стандартным инвертором напряжения. В схемах же с пониженным напряжением постоянного тока (бортовые сети подвижных установок) выгоднее гальванически разделять цепи возбуждения и силовые цепи [8].

Литература

1. Беспалов, В.Я. Перспективы создания отечественных электродвигателей нового поколения для частотнорегулируемого электропривода / В.Я. Беспалов // Труды IV Международной (XV Всероссийской) конференции по автоматизированному электроприводу «Автоматизированный электропривод в XXI веке: пути развития». – Магнитогорск: ИПЦ «Новая типография», 2004. – Ч. 1. – С. 24–31.

2. Проектирование электрических машин / И.П. Копылов, Б.К. Клоков, В.П. Морозкин, Б.Ф. Токарев; под ред. И.П. Копылова. – 2-е изд. – М.: Энергоатомиздат, 1993. – 464 с.

3. Григорьев, М.А. Предельные возможности электроприводов с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / М.А. Григорьев // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2009. – Вып. 12. – № 34(167). – С. 51–55.

4. Удельные показатели электропривода с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов, А.Н. Горожанкин // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2008. – Вып. 9. – № 11(111). – С. 52–53.

5. Усынин, Ю.С. Электроприводы и генераторы с синхронной реактивной машиной независимого возбуждения / Ю.С. Усынин, М.А. Григорьев, К.М. Виноградов // Электричество. – № 3. – 2007. – С. 21–26.

6. Шмитц, Н. Введение в электромеханику / пер. с англ. Н. Шмитц, Д. Новотный. – М.: Энергия, 1969. – 366 с.

7. Григорьев, М.А. Физические основы теории электропривода с синхронным реактивным двигателем независимого возбуждения // Электротехнические системы и комплексы: межвуз. сб. науч. тр. – Магнитогорск: Изд-во МГТУ, 2002. – Вып. 7. – С. 52–60.

8. Качалов, А.В. Синхронизация систем импульсно-фазового управления вентильных преобразователей на базе интегрирующего развёртывающего преобразователя / А.В. Качалов // Вестник ЮУрГУ. Серия «Энергетика». – 2010. – Вып. 13. – № 14(190). – С. 40–46.

Поступила в редакцию 14.09.2010 г.

Бычков Антон Евгеньевич. Аспирант кафедры электропривода, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. 454080, Челябинск, пр. Ленина, 76. Контактный телефон: +7 (351) 267-93-21.

Anton Evgenievich Bychkov is a postgraduate student of South Ural State University, Chelyabinsk, 76 Lenin Prospect, 454080. Phone: +7 (351) 267-93-21.

МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫХ ДЕМПФИРУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ С ДВОЙНЫМ РОТОРОМ

Р.Р. Саттаров, Ф.Р. Исмагилов, М.Б. Гумерова
г. Уфа, УГАЭС

MECHANICAL CHARACTERISTICS OF ELECTROMAGNETIC DAMPING ELEMENTS WITH DOUBLE ROTOR

R.R. Sattarov, F.R. Ismagilov, M.B. Gumerova
Ufa, Ufa State Aviation Technical University

Получены выражения для определения электромагнитного момента демпфирующих элементов с двойным ротором, с учетом и без учета взаимного влияния магнитных полей роторов.

Ключевые слова: демпфирующий элемент, двойной ротор, электромагнитный момент.

The expressions to determine electromagnetic torque of damping elements with double rotor, with and without mutual influence of magnetic fields of rotors are obtained.

Keywords: damping element, double rotor, electromagnetic torque.

Электромагнитные демпфирующие элементы (ЭДЭ), вторичная среда которых выполнена в виде двойного ротора, отличаются высокой эффективностью, широким диапазоном рабочих скоростей и широкими возможностями управления процессом торможения благодаря специальной механической характеристике.

Интересным представляется рассмотрение задачи исследования механических характеристик двухроторных ЭДЭ (ДЭДЭ) в установившемся режиме. При проектировании ЭДЭ для амортизационных систем исходя из статических механических характеристик стремятся получить максимальный электромагнитный момент при заданной скорости вращения и выбранных габаритах демпфера, а для демпферов, используемых в качестве нагрузочных элементов автоматизированных испытательных стендов, установившийся режим является основным.

В [1] получены механические характеристики для ДЭДЭ при встречном движении роторов, что на практике трудно реализуемо. В данной статье разрабатывается математическая модель, с использованием уравнений электромагнитного поля, позволяющая получать механические характеристики ДЭДЭ, роторы которого движутся согласованно. При построении модели использованы общепринятые при теоретическом исследовании ЭДЭ допущения [7].

На рис. 1 представлен эскиз ДЭДЭ, с полыми цилиндрическими роторами из немагнитных про-

водящих материалов. В такой конструкции отсутствует продольный краевой эффект, поперечный краевой эффект может быть учтен введением поправочного коэффициента [6].

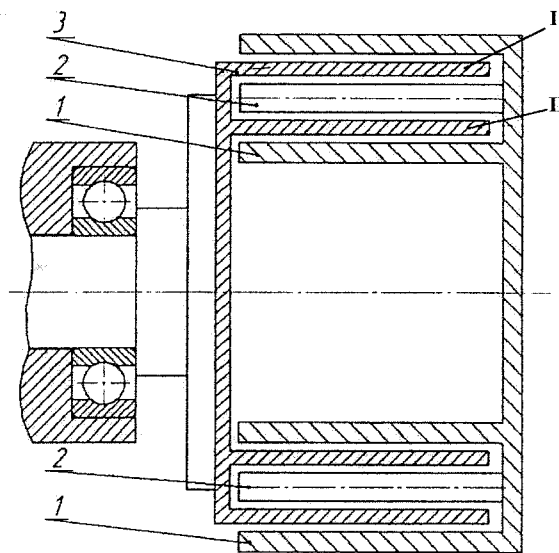


Рис. 1. Эскиз электромеханического демпфирующего элемента с двойным ротором: 1 – статор; 2 – индуктор с постоянными магнитами; 3 – двойной полый ротор

При таком конструктивном исполнении электромагнитный момент ДЭДЭ можно определить как сумму моментов от каждого ротора

$$M = M_1 + M_2, \quad (1)$$

где M_1 и M_2 – моменты, создаваемые внешним (I) и внутренним (II) роторами.

Электромагнитный момент может быть определен отдельно для каждого ротора через результирующую индукцию магнитного поля и плотность тока, наводимого в соответствующем роторе [2–5].

В рассматриваемом ЭДЭ (см. рис. 1) скорость имеет одну составляющую по оси x $V_x = V$; $V_y = 0$; $V_z = 0$. При принятых допущениях векторы индукции и напряженности магнитного поля имеют только составляющую по оси z : $B_z = B$; $H_z = H$, а плотности вихревых токов будут иметь одну составляющую δ_{1y} и δ_{2y} . Так как напряженность первичного магнитного поля изменяется по гармоническому закону вдоль оси x , то комплексные амплитуды векторов напряженностей вторичных магнитных полей в установившемся режиме также будут изменяться по гармоническому закону [2–5]. Тогда выражения для моментов можно записать в комплексной форме

$$M_1 = \frac{D_1}{4} \operatorname{Re} \int_0^{D_1} \int_0^{2a} \int_0^{\Delta_1} \delta_{1y} \tilde{B} dx dy dz;$$

$$M_2 = \frac{D_2}{4} \operatorname{Re} \int_0^{D_2} \int_0^{2a} \int_0^{\Delta_2} \delta_{2y} \tilde{B} dx dy dz, \quad (2)$$

где \tilde{B} – сопряженное значение результирующей индукции магнитного поля; Δ_1, Δ_2 – толщина полого I и II ротора соответственно; $2a$ – ширина магнитной системы; D_1 и D_2 – средние диаметры первого и второго роторов соответственно.

Целесообразно представить выражения для электромагнитных моментов I и II роторов в следующем виде:

$$M_1 = M_B \cdot m_1;$$

$$M_2 = M_B \cdot m_2, \quad (3)$$

где M_B – базовая величина электродинамического момента; m_1, m_2 – относительный электродинамический момент в I и II зоне.

В качестве базовой величины принимается максимальный электромагнитный момент первого ротора

$$M_B = p \frac{B_{0m}^2 \pi D_1 \cdot 2a \cdot \Delta_1}{4 \mu_0 K_{d1}}, \quad (4)$$

где B_{0m} – амплитуда индукции первичного магнитного поля; μ_0 – магнитная проницаемость.

Учитывая то, что поле постоянных магнитов является безвихревым $\operatorname{rot} \vec{E} = 0$, а индукции и напряженности связаны соотношением:

$$\dot{B}_1 = \mu_0 K_{d1} \dot{H}_1;$$

$$\dot{B}_2 = \mu_0 K_{d2} \dot{H}_2, \quad (5)$$

где K_{d1}, K_{d2} – коэффициенты приведения для зон I и II [1–4], результирующее магнитное поле можно представить в виде суммы первичного и вторичных полей

$$\dot{H} = \dot{H}_0 + \dot{H}_1 + \dot{H}_2;$$

$$\dot{B} = \dot{B}_0 + \dot{B}_1 + \dot{B}_2, \quad (6)$$

где \dot{H}, \dot{B} – напряженность и индукция результирующего магнитного поля; \dot{H}_0, \dot{B}_0 – напряженность и индукция первичного электромагнитного поля; \dot{H}_1, \dot{B}_1 – напряженность и индукция вторичного электромагнитного поля, создаваемого токами I ротора; \dot{H}_2, \dot{B}_2 – напряженность и индукция вторичного электромагнитного поля, создаваемого токами II ротора.

На основе уравнений Максвелла в одномерном приближении можно получить следующие уравнения для определения напряженностей вторичных магнитных полей

$$\dot{H}_1 = -j \varepsilon_1 \left(\dot{H}_1 + \dot{H}_2 \frac{K_{d2}}{K_{d1}} + \frac{\dot{B}_0}{\mu_0 K_{d1}} \right);$$

$$\dot{H}_2 = -j \varepsilon_2 \left(\dot{H}_1 \frac{K_{d1}}{K_{d2}} + \dot{H}_2 + \frac{\dot{B}_0}{\mu_0 K_{d2}} \right), \quad (7)$$

где $\varepsilon_1 = \frac{\sigma_1 V_1 \mu_0 K_{d1}}{\alpha_1} \cdot K_{\sigma 1}$; $\varepsilon_2 = \frac{\sigma_2 V_2 \mu_0 K_{d2}}{\alpha_2} \cdot K_{\sigma 2}$ –

безразмерные частоты, характеризующие интенсивность электромагнитных процессов (магнитное число Рейнольдса) в зонах I, II; $K_{\sigma 1}, K_{\sigma 2}$ – коэффициенты уменьшения электрической проводимости, учитывающие проявление поперечного краевого эффекта по [6]; $\alpha_1 = \frac{\pi}{\tau_1}$; $\alpha_2 = \frac{\pi}{\tau_2}$; τ_1, τ_2 –

полусные деления для I и II зон.

Решение (7) дает выражения для напряженностей магнитного поля

$$\dot{H}_1 = - \frac{B_0 \varepsilon_1 (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{\mu_0 K_{d1} [1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2]} - j \frac{B_0 \varepsilon_1}{\mu_0 K_{d1} [1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2]};$$

$$\dot{H}_2 = - \frac{B_0 \varepsilon_2 (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{\mu_0 \cdot K_{d2} [1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2]} - j \frac{B_0 \varepsilon_2}{\mu_0 \cdot K_{d2} [1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2]}. \quad (8)$$

Плотности вихревых токов

$$\delta_{1y} = - \frac{\partial \dot{H}_1}{\partial x} = j \alpha_1 \dot{H}_1;$$

$$\delta_{2y} = - \frac{\partial \dot{H}_2}{\partial x} = j \alpha_2 \dot{H}_2. \quad (9)$$

Результирующие индукции магнитных полей обеих зон равны и определяются следующим образом:

$$\dot{B}_p = \frac{\dot{B}_0}{1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2} + j \frac{\dot{B}_0 (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)}{1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2}. \quad (10)$$

Тогда используя (2) с учетом (3) и (4), относительные электромагнитные моменты определяются по выражениям:

$$m_1 = \frac{2\varepsilon_1}{1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2};$$

$$m_2 = \frac{K_d^*}{K_\Delta K_\tau} \cdot \frac{2\varepsilon_2}{1 + (\varepsilon_1 + \varepsilon_2)^2}, \quad (11)$$

где $K_d^* = \frac{K_{d1}}{K_{d2}}$; $K_\Delta = \frac{\Delta_1}{\Delta_2}$; $K_\tau = \frac{\tau_1}{\tau_2} = \frac{\alpha_2}{\alpha_1}$.

Линейные скорости роторов в I и II зоне V_1 и V_2 прямо пропорциональны угловой частоте вращения ω . Это также справедливо и для безразмерных величин ε_1 и ε_2 , что позволяет установить неразрывную связь между ними, которая может быть записана в виде

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{\sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^2} \varepsilon_1, \quad (12)$$

где $\sigma^* = \frac{\sigma_1}{\sigma_2}$; $K_\sigma^* = \frac{K_{\sigma 1}}{K_{\sigma 2}}$.

Выражения (12) позволяют исследовать влияние электромагнитных процессов в одном роторе на аналогичные в другом. Это влияние оказывается размагничивающим. При увеличении ε_2 от 0 до 4 максимум относительного момента первого ротора снижается с 1 до 0,1 (в десять раз). Одновременно происходит смещение критического числа Рейнольдса ε_{1K} , при котором m_1 достигает максимума, в сторону больших значений (с 1 при $\varepsilon_2 = 0$ до 4,1 при $\varepsilon_2 = 4$). Влияние реакции вихревых токов, наводимых в первом роторе на электромагнитные процессы во втором роторе также оказывается размагничивающим.

Для относительного суммарного электродинамического момента с учетом (12) получают следующее выражение:

$$m = \left(1 + \frac{1}{K_\Delta \cdot \sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^3}\right) \times$$

$$\times \frac{2\varepsilon_1}{1 + \varepsilon_1^2 \left(1 + \frac{1}{\sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^2}\right)^2}. \quad (13)$$

Приравняв нулю частную производную $\frac{\partial m}{\partial \varepsilon_1}$,

можно определить максимальный электродинамический момент и его положение на механической характеристике, характеризуемое критическим ε_{1K} .

$$\varepsilon_{1K} = \frac{\sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^2}{1 + \sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^2}. \quad (14)$$

Как видно из этого выражения, критическое значение ε_{1K} зависит от соотношения электриче-

ских проводимостей роторов, физических свойств материалов магнитопровода, а также геометрии магнитной системы. Максимальное значение суммарного момента запишется в виде

$$m_{\max} = \left(1 + \frac{1}{K_\Delta \cdot \sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\tau^3}\right) \times$$

$$\times \frac{2\varepsilon_{1K}}{1 + \varepsilon_{1K}^2 \left(1 + \frac{1}{\sigma^* \cdot K_d^* \cdot K_\sigma^* \cdot K_\tau^2}\right)^2}. \quad (15)$$

Таким образом, увеличение σ^* приводит к увеличению максимального момента при одновременном уменьшении ε_{1K} , что подтверждается зависимостями $m_1 = f(\varepsilon_1)$, $m_2 = f(\varepsilon_1)$, для $\sigma^* = 2$, $\sigma^* = 0,5$ рассчитанными по формулам (11) и (13) и представленными на рис. 2. Физически возрастание максимума относительного момента объясняется тем, что при увеличении σ_2 при постоянном σ_1 уменьшается размагничивающее влияние внутреннего ротора (II) на внешний ротор (I) и наоборот при увеличении σ_1 при постоянном σ_2 размагничивающее влияние внешнего ротора на внутренний ротор становится интенсивней.

Анализ выражений (11) и (13) показал, что при малых значениях σ^* момент создается в основном внутренним ротором; при $\sigma^* = \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_2}\right) = \infty$ момент создается внешним ротором и $\varepsilon_{1K} = 1$; аналогично, при $\frac{\Delta_2}{\Delta_1} = 0$ $m = m_1$ $\varepsilon_{1K} = 1$, а при

$$\frac{\Delta_1}{\Delta_2} = 0 \quad m = m_2, \quad \varepsilon_{2K} = 1.$$

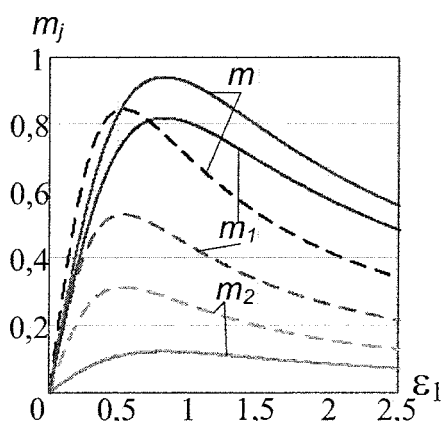


Рис. 2. Зависимости относительных моментов от ε_1 , при $\sigma^* = 0,5$ (пунктирная линия) и $\sigma^* = 2$ (сплошная линия) для $K_{d1} = 1$, $K_\tau = \frac{D_1}{D_2} = 1,5$

Если принять, что $D_1/D_2 = 1$ задача сводится к решению задачи для ЭДЭ с одним ротором и также как в рассмотренных выше случаях хорошо согласуются с результатами, полученными для ЭДЭ с полым немагнитным ротором [7].

Таким образом, на основании полученных результатов, можно сделать вывод о том, что для исключения взаимного размагничивающего влияния роторов, необходимо обеспечить конструктивно раздельные, не влияющие друг на друга, пути магнитных потоков, пронизывающих роторы с различной проводимостью, или поэтапное включение в работу этих роторов при одном и том же магнитном потоке.

В этом случае электромагнитный момент, создаваемый каждым ротором, определяется по формулам:

– момент, создаваемый первым ротором:

$$M_1 = p \frac{\dot{B}_0^2}{4\mu_0 K_{d1}} \pi D_1 \cdot 2a \cdot \Delta_1 \cdot \frac{2\varepsilon_1}{1+\varepsilon_1^2} = M_{\delta 1} \frac{2\varepsilon_1}{1+\varepsilon_1^2}. \quad (16)$$

– момент, создаваемый вторым ротором:

$$M_2 = p \frac{\dot{B}_0^2}{4\mu_0 K_{d2}} \pi D_2 \cdot 2a \cdot \Delta_2 \cdot \frac{2\varepsilon_2}{1+\varepsilon_2^2} = M_{\delta 2} \frac{2\varepsilon_2}{1+\varepsilon_2^2}. \quad (17)$$

Суммарный момент:

$$M = M_{\delta} (m_1 + m_2) =$$

$$= p \frac{\dot{B}_0^2}{4\mu_0 K_{d1}} \pi D_1 \cdot 2a \cdot \Delta_1 \cdot \left(\frac{2\varepsilon_1}{1+\varepsilon_1^2} + \frac{K_d^*}{K_r \cdot K_{\Delta}} \cdot \frac{2\varepsilon_2}{1+\varepsilon_2^2} \right). \quad (18)$$

С учетом (14) относительный суммарный момент:

$$m = m_1 + m_2 = \frac{2\varepsilon_1}{1+\varepsilon_1^2} + \frac{(K_d^*)^2 \cdot \sigma^* \cdot K_{\sigma}^* \cdot K_r}{K_{\Delta}} \times$$

$$\times \frac{2\varepsilon_1}{(\sigma^* K_d^* K_{\sigma}^* K_r^2)^2 + \varepsilon_1^2}. \quad (19)$$

На рис. 3 показаны графики зависимости суммарного момента от относительной скорости вращения при различных σ^* . Видно, что суммарный момент в этом случае получается больше, чем при взаимном влиянии вторичных полей. При равенстве электрических проводимостей роторов $\sigma^* = 1$, электромагнитный момент ЭДЭ с двойным ротором в полтора раза превышает электромагнитный момент, создаваемый однороторным ЭДЭ. При этом максимум кривой смещен в сторону больших частот (скоростей).

Произведенные расчеты показывают, что увеличение σ^* приводит к уменьшению максимума суммарного момента и к одновременному увеличению критической скорости, при которой достигается максимум. Это связано с тем, что уменьшение электрической проводимости второго ротора при неизменной электрической проводимости первого ротора приводит к уменьшению плотности

вихревых токов во втором роторе, а, следовательно, и к уменьшению создаваемого им электромагнитного момента.

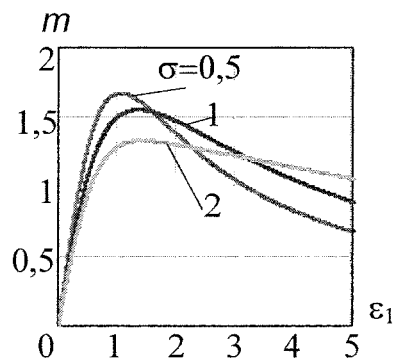


Рис. 3. Влияние σ^* на суммарный момент

Выводы

1. Получены выражения для определения электромагнитного момента двухроторного ЭДЭ для случая взаимного влияния вторичных полей и без него, позволяющие давать рекомендации по проектированию таких элементов.

2. Показано, что применение конструктивной схемы с двумя роторами, исключающей их взаимное размагничивающее влияние, целесообразно. Это приводит к существенному увеличению суммарного тормозного момента, создаваемого ДЭДЭ.

3. Максимум суммарного электромагнитного момента ДЭДЭ больше максимального момента демпфера с одним ротором примерно на 50%. Максимальный момент сдвигается в сторону больших частот.

Литература

- Исмаилов, Ш.Г. Исследование выходных характеристик электромагнитных элементов автоматики с двойным ротором / Ш.Г. Исмаилов, И.Х. Хайруллин, И.Ф. Ганиев // *Электротехника*. — 1990. — №3. — С. 62–64.
- Саттаров, Р.Р. Общий метод расчета электромагнитных демпферов с распределенной вторичной системой сложной геометрии / Р.Р. Саттаров, Ф.Р. Исмаилов // *Электричество*. — № 5. — 2010. — С. 37–43.
- Исмаилов, Ф.Р. *Электромеханические преобразователи для вибрационной техники* / Ф.Р. Исмаилов, Р.Р. Саттаров. — М.: Машиностроение, 2008. — 276 с.
- Исмаилов, Ф.Р. *Электромагнитные процессы в электромеханических демпфирующих элементах* / Ф.Р. Исмаилов, Р.Р. Саттаров // *Электричество*, 2008. — № 10. — С. 46–52.
- Вольдек, А.И. *Индукционные магнетогидродинамические машины с жидкометаллическим рабочим телом* / А.И. Вольдек. — Л.: Энергия, 1970. — 272 с.

6. Хайруллин, И.Х. Электромагнитные переходные процессы в неявнополюсном магнитоэлектрическом тормозе с полым ротором / И.Х. Хайруллин // *Электричество*. – 1978. – № 10. – С. 85–87.

7. *Электромеханические демпфирующие преобразователи с распределенными параметрами: учебное пособие* // Р.Р. Саттаров и др.; ГОУ ВПО УГАТУ. – Уфа: УГАТУ, 2009. – 242 с.

Поступила в редакцию 12.06.2010 г.

Саттаров Роберт Радикович. Кандидат технических наук, доцент кафедры «Электромеханика», Уфимский государственный авиационный технический университет, г. Уфа. Контактный телефон: 8(347) 273-77-87.

Robert R. Sattarov. The candidate of Technical Sciences, the Assistant Professor of the Department «Electromechanics» of Ufa State Aviation Technical University. Tel.: 8(347) 273-77-87.

Исмагилов Флюр Рашитович. Доктор технических наук, профессор, проректор, заведующий кафедрой «Электромеханика», Уфимский государственный авиационный технический университет, г. Уфа.

Flur R. Ismagilov. Doctor of Technical Sciences, Professor, Head of the Department «Electromechanics» of Ufa State Aviation Technical University.

Гумерова Марина Булатовна. Ассистент кафедры «Электромеханика», Уфимский государственный авиационный технический университет, г. Уфа. Контактный телефон: 8-937-300-29-36.

Marina B. Gumerova. The Assistant of the Department «Electromechanics» of Ufa State Aviation Technical University.

АНАЛИЗ ЭЛЕКТРОМАГНИТНОЙ МОЩНОСТИ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ КОНСТРУКТИВНЫХ ИСПОЛНЕНИЙ ВЕНТИЛЬНЫХ МАШИН С АКСИАЛЬНЫМ ПОТОКОМ

С.А. Ганджа
г. Челябинск, ЮУрГУ

THE ANALYSIS OF ELECTROMAGNETIC CAPACITY FOR VARIOUS DESIGNS OF VALVE CARS WITH THE AXIAL STREAM

S.A. Gandja
Chelyabinsk, South Ural State University

Приведены зависимости электромагнитной мощности для различных конструктивных исполнений и двух типов коммутации. Дан сравнительный анализ эффективности конструкций по величине развиваемого электромагнитного момента.

Ключевые слова: вентильный электропривод, вентильные машины с аксиальным зазором, эффективность.

Dependences of electromagnetic capacity for various designs and two types of switching are given. The comparative analysis of the efficiency of designs on size of the developed electromagnetic torque is given.

Keywords: valve electric drive, valve cars with axial gap, efficiency.

В настоящее время в диапазоне малых и средних мощностей все чаще применяются электроприводы на базе вентильных электрических машин с аксиальным магнитным потоком (ВМАП). ВМАП настолько активно развиваются, что можно говорить о зарождении нового класса электроприводов. Практическая потребность в серийном освоении этих электрических машин определяет актуальность теоретических исследований по их анализу и оптимальному проектированию.

К настоящему времени на практике применяется большое количество конструктивных модификаций ВМАП [1]. Классификация наиболее часто применяемых конструкций представлена на рис. 1.

Некоторые конструктивные исполнения активных частей ВМАЗ с различными формами магнитов и катушек представлены на рис. 2–4.

Расчетные модели приведенных конструкций имеют особенности, обусловленные спецификой их геометрии. Выведем значения электромагнитного момента и электромагнитной мощности исполнений, приведенных на рис. 2–4.

Электромагнитный момент и электромагнитная мощность для ВМАП с цилиндрическими магнитами и кольцевыми катушками

Определим электромагнитный момент фазы, в положении при котором он имеет максимальное значение. Это положение, при котором ось коль-

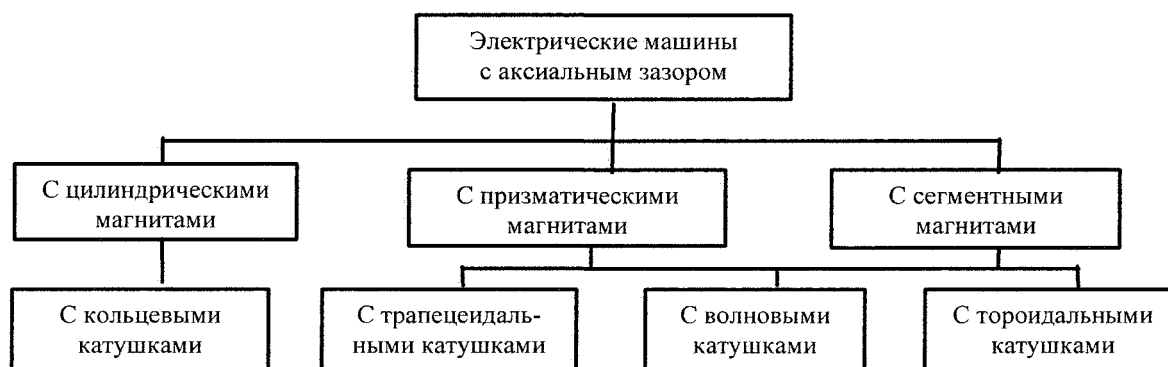


Рис. 1. Классификация ВМАП

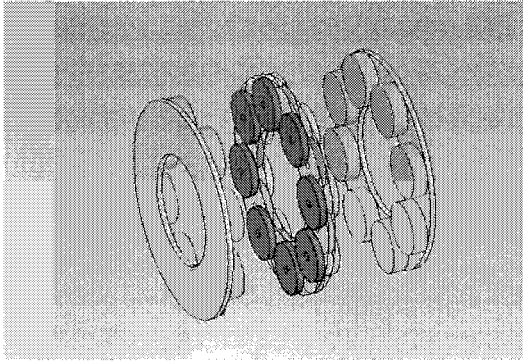


Рис. 2. Конструктивное исполнение ВМАП с цилиндрическими магнитами и кольцевыми катушками

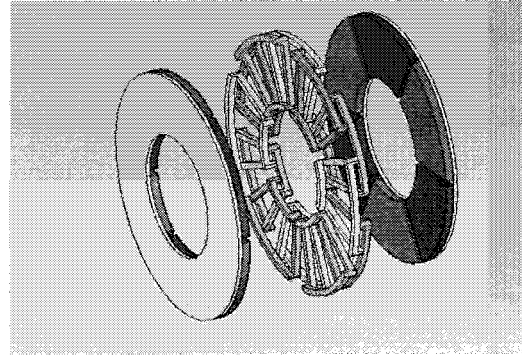


Рис. 3. Конструктивное исполнение ВМАП с сегментными магнитами и трапецидальными катушками

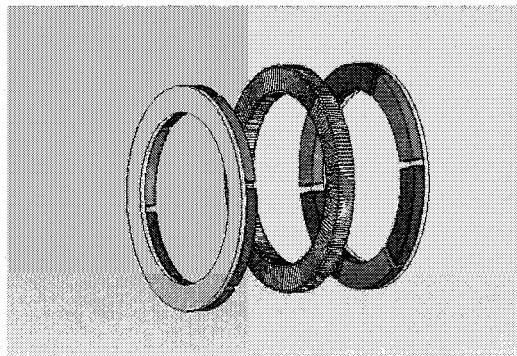


Рис. 4. Конструктивное исполнение ВМАП с сегментными магнитами и тороидальными катушками

цевой катушки совпадает с геометрической нейтральной. Эскиз магнитной системы и якорной обмотки представлен на рис. 5. Для облегчения ссылок на приведенные ниже зависимости обозначим данную конструкцию как модель 1.

Реальное значение магнитной индукции в зазоре заменим ее средним значением, полагая, что она не меняется в пределах полюсного деления.

Электромагнитный момент будут создавать только силы, направленные по оси X.

Элементарный момент j -го витка.

$$dM_j = dM_{\alpha 1j} + dM_{\alpha 2j},$$

где

$$\begin{aligned} dM_{\alpha 1j} &= dF_{\alpha 1xy} (R_{cp} + r_{ej} \sin \alpha_1) = \\ &= i_a B_{cp} r_{ej} \cos \alpha_1 (R_{cp} + r_{ej} \sin \alpha_1) d\alpha_1; \\ dM_{\alpha 2j} &= dF_{\alpha 2xy} (R_{cp} + r_{ej} \sin \alpha_2) = \\ &= i_a B_{cp} r_{ej} \cos \alpha_2 (R_{cp} + r_{ej} \sin \alpha_2) d\alpha_2, \end{aligned}$$

здесь $dF_{\alpha 1xy}$, $dF_{\alpha 2xy}$ – элементарные силы, действующие на левую и правую половины витка;

R_{cp} – средний радиус кольца магнитной системы;

где

r_{ej} – радиус j -го витка.

Момент j -го витка.

$$M_j = \int_0^{2\pi} (dM_{\alpha 1j} + dM_{\alpha 2j}) = i_a B_{cp} D_{cp} d_{ej},$$

где D_{cp} – средний диаметр кольца магнитной системы;

d_{ej} – диаметр j -го витка.

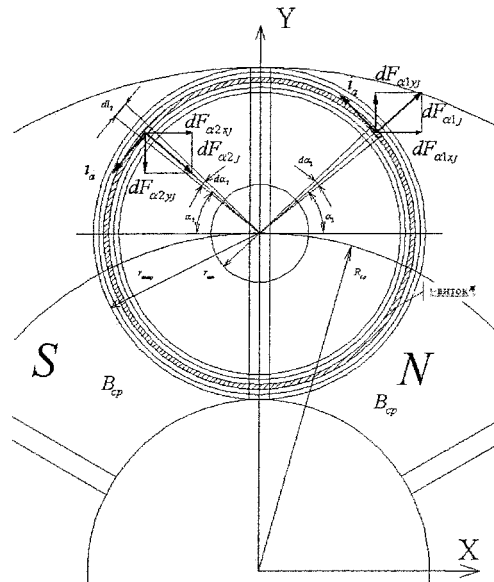


Рис. 5. Эскиз магнитной системы и обмотки якоря ВМАП с кольцевыми обмотками якоря

Максимальный момент фазы

$$M_{\max f \text{ mod } 1} = p \sum_{j=1}^{W_c} M_j = i_a B_{cp} D_{cp} d_{k. \text{cp}} p W_c.$$

где W_c – число витков в катушечной секции;

$d_{к.ср}$ – средний диаметр кольца катушечной секции.

Выразим средний диаметр кольца катушечной секции через толщину кольца магнитной системы

$$d_{к.ср} = \frac{L_k}{2}.$$

Дополнительный анализ показал, что от угла поворота момент фазы меняется по закону косинуса:

$$M_{f \text{ mod } 1}(\gamma_{эл}) = M_{\max f \text{ mod } 1} \cos(\gamma_{эл}),$$

где $\gamma_{эл}$ – поворот якоря относительно индуктора в электрических градусах.

Определим максимальный электромагнитный момент машины для различных вариантов коммутации.

Для (180-180/m)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\max \text{ mod } 1(180-180/m)} &= \\ &= M_{\max f \text{ mod } 1} \sum_{i=1}^{m-1} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right) = \\ &= \frac{1}{2} i_a B_{ср} D_{ср} L_k p W_c \sum_{i=1}^{m-1} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right) = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{ср} B_{ср} D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180-180/m)}, \end{aligned}$$

где $K_{\text{mod } 1(180-180/m)}$ – коэффициент модели 1 для (180-180/m)-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 1(180-180/m)} = \frac{\sum_{i=1}^{m-1} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right)}{2m}.$$

Для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\max \text{ mod } 1(180)} &= M_{\max f \text{ mod } 1} \sum_{i=1}^{m_c} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right) = \\ &= \frac{1}{2} i_a B_{ср} D_{ср} L_k p W_c \sum_{i=1}^{m_c} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right) = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{ср} B_{ср} D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180)}, \end{aligned}$$

где $K_{\text{mod } 1(180)}$ – коэффициент модели 1 для 180-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 1(180)} = \frac{\sum_{i=1}^{m_c} \cos\left(-\frac{\pi}{2} + \frac{\pi}{2m} + \frac{\pi}{m}(i-1)\right)}{2m}.$$

Физический смысл коэффициента модели заключается в определении доли, которую вкладывают фазы в создание максимального момента.

Определим средний электромагнитный момент и электромагнитную мощность для модели 1 при различных вариантах коммутации с учетом выведенных выше коэффициентов эффективности.

Для (180-180/m)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{ср \text{ mod } 1(180-180/m)} &= \\ &= \frac{\pi}{2} A_{ср} B_{ср} D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180-180/m)} K_{эф(180-180/m)}, \\ P_{эм \text{ mod } 1(180-180/m)} &= \\ &= \frac{\pi^2}{60} A_{ср} B_{ср} n D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180-180/m)} K_{эф(180-180/m)}, \end{aligned}$$

где n – частота вращения в об/мин.

Для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{ср \text{ mod } 1(180)} &= \frac{\pi}{2} A_{ср} B_{ср} D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180)} K_{эф180}, \\ P_{эм \text{ mod } 1(180)} &= \frac{\pi^2}{60} A_{ср} B_{ср} n D_{ср}^2 L_k K_{\text{mod } 1(180)} K_{эф180}. \end{aligned}$$

Теоретический интерес представляет выбор наиболее эффективного типа коммутации для модели 1 при одинаковых электромагнитных нагрузках и в одинаковых габаритах. Для количественной оценки введем коэффициент эффективности коммутации, как отношение электромагнитных мощностей (180-180/m)-градусной коммутации и 180-градусной коммутации:

$$\begin{aligned} K'_{эф.ком.mod1} &= \frac{P_{эм.mod1(180-180/m)}}{P_{эм.mod1(180)}} = \\ &= \frac{K_{\text{mod } 1(180-180/m)} K_{эф(180-180/m)}}{K_{\text{mod } 1(180)} K_{эф180}}. \end{aligned}$$

Графическая зависимость этого коэффициента от числа фаз для наиболее характерного коэффициента полюсной дуги 0,7 приведена на рис. 6.

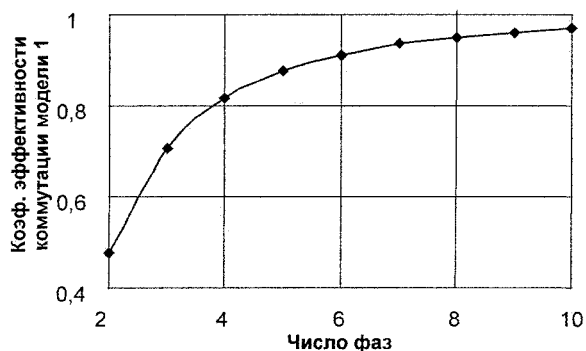


Рис. 6. Зависимость коэффициента эффективности коммутации для модели 1 при коэффициенте полюсной дуги 0,7

Анализ зависимости показывает, что для модели 1 180-градусная коммутация имеет существенное преимущество при малом числе фаз. При увеличении числа фаз это преимущество уменьшается.

Электромагнитный момент и электромагнитная мощность для ВМАП с сегментными магнитами и трапецеидальными катушками

Эскиз магнитной системы и обмотки якоря ВМАП этой конструкции представлен на рис. 7. Обозначим эту конструкцию как модель 2.

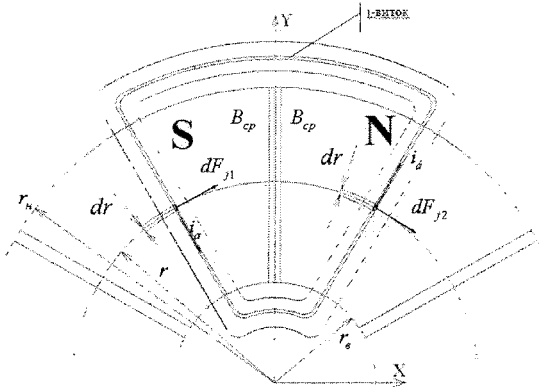


Рис. 7. Эскиз магнитной системы и обмотки якоря ВМАП с сегментными магнитами трапецеидальными обмотками якоря

Электромагнитный момент j -го витка

$$M_j = \int_{r_6}^{r_n} dM_{1j} + \int_{r_6}^{r_n} dM_{2j} = 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2}$$

Электромагнитный момент секции фазы

$$M_{w_c} = \sum_{j=1}^{w_c} M_j = 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2} w_c$$

Максимальное значение электромагнитного момента произвольной i фазы

$$M_{fi \text{ max mod } 2} = M_{w_c} p = 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2} w_c p$$

Анализ показывает, что для допущения о равномерном распределении магнитного поля в пределах полюсного деления со значением индукции B_{cp} для рассматриваемой конструкции все фазы в положении максимального момента будут вносить в него одинаковую долю. Поэтому, по аналогии с предыдущим анализом, можно принять:

– для (180-180/м)-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 2(180-180/m)} = 1;$$

– для 180-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 2(180)} = 1,$$

где $K_{\text{mod } 2(180-180/m)}$ – коэффициент модели 2 для (180-180/м)-градусной коммутации;

$K_{\text{mod } 2(180)}$ – коэффициент модели 2 для 180-градусной коммутации;

Максимальный электромагнитный момент для (180-180/м)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{max mod } 2(180-180/m)} &= \sum_{i=1}^{m-1} M_{fi \text{ max mod } 2} K_{\text{mod } 2(180-180/m)} = \\ &= 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2} w_c p K_{\text{mod } 2(180-180/m)} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180-180/m)}. \end{aligned}$$

Максимальный электромагнитный момент для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{max mod } 2(180)} &= \sum_{i=1}^m M_{fi \text{ max mod } 2} K_{\text{mod } 2(180)} = \\ &= 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2} w_c p K_{\text{mod } 2(180)} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180)}. \end{aligned}$$

Средний электромагнитный момент и электромагнитная мощность для (180-180/м)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{ср mod } 2(180-180/m)} &= \\ &= M_{\text{max mod } 2(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)}. \\ P_{\text{эм mod } 2(180-180/m)} &= \\ &= \frac{\pi^2}{60} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} n D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)}. \end{aligned}$$

Средний электромагнитный момент и электромагнитная мощность для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{ср mod } 2(180)} &= M_{\text{max mod } 2(180)} K_{\text{к.эф}180} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180)} K_{\text{к.эф}180}. \\ P_{\text{эм mod } 2(180-180/m)} &= \\ &= \frac{\pi^2}{60} A_{\text{cp}} B_{\text{cp}} n D_{\text{cp}}^2 L_{\text{к}} K_{\text{mod } 2(180)} K_{\text{к.эф}180}. \end{aligned}$$

По аналогии с предыдущим анализом для количественной оценки введем коэффициент эффективности коммутации, как отношение электромагнитных мощностей (180-180/м)-градусной коммутации и 180-градусной коммутации:

$$\begin{aligned} K_{\text{эф. ком mod } 2} &= \frac{P_{\text{эм mod } 2(180-180/m)}}{P_{\text{эм mod } 2(180)}} = \\ &= \frac{K_{\text{mod } 2(180-180/m)} K_{\text{эф.}(180-180/m)}}{K_{\text{mod } 2(180)} K_{\text{эф.}180}}. \end{aligned}$$

Графическая зависимость этого коэффициента от числа фаз для коэффициента полюсной дуги 0,7 совпадает кривой, представленной на рис. 6.

Электромагнитный момент и электромагнитная мощность для ВМАП с сегментными магнитами и тороидальными катушками

Эскиз магнитной системы и обмотки якоря ВМАП этой конструкции представлен на рис. 8. Обозначим эту конструкцию как модель 3.

Выделим на произвольном j -м витке обмотки элементарный проводник длиной dr и определим для него элементарный момент.

$$dM_j = i_a B_{\text{cp}} r dr,$$

Электромагнитный момент j -го витка

$$M_j = \int_{r_6}^{r_n} dM_j = 2i_a B_{\text{cp}} \frac{r_n^2 - r_6^2}{2}$$

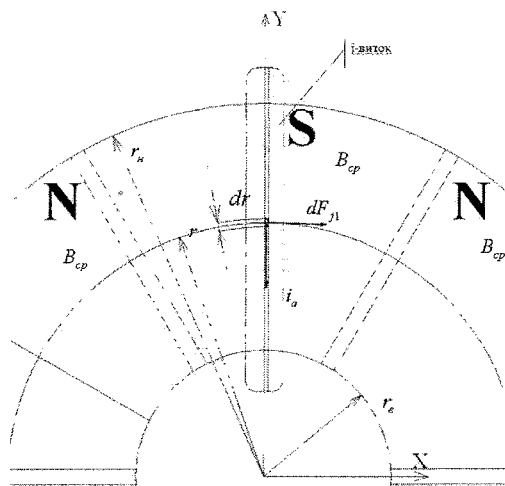


Рис. 8. Эскиз магнитной системы и обмотки якоря ВМАП с сегментными магнитами тороидальными обмотками якоря

Электромагнитный момент секции фазы

$$M_{w_c} = \sum_{j=1}^{w_c} M_j = 2i_a B_{cp} \frac{r_n^2 - r_b^2}{2} w_c.$$

Максимальное значение электромагнитного момента произвольной i фазы

$$M_{j \max \text{ mod } 3} = M_{w_{cc}} 2p = 2i_a B_{cp} \frac{r_n^2 - r_b^2}{2} w_c 2p.$$

По аналогии с анализом для модели 2 можно сделать заключение, что для рассматриваемой конструкции все фазы в положении максимального момента будут вносить в него одинаковую долю. С учетом того, что обе стороны витка создают положительный момент в пределах одного полюса, для коэффициентов модели 3 можно принять следующие значения:

– для (180-180/m)-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 3(180-180/m)} = 2;$$

– для 180-градусной коммутации

$$K_{\text{mod } 3(180)} = 2.$$

Максимальный электромагнитный момент для (180-180/m)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\max \text{ mod } 3(180-180/m)} &= \sum_{i=1}^{m-1} M_{j \max \text{ mod } 3} K_{\text{mod } 3(180-180/m)} = \\ &= 2i_a B_{cp} \frac{r_n^2 - r_b^2}{2} w_c p K_{\text{mod } 3(180-180/m)} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{cp} B_{cp} D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180-180/m)}. \end{aligned}$$

Максимальный электромагнитный момент для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\max \text{ mod } 3(180)} &= \sum_{i=1}^m M_{j \max \text{ mod } 3} K_{\text{mod } 3(180)} = \\ &2i_a B_{cp} \frac{r_n^2 - r_b^2}{2} w_c p K_{\text{mod } 2(180)} = \frac{\pi}{2} A_{cp} B_{cp} D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180)}. \end{aligned}$$

Средний электромагнитный момент и электромагнитная мощность для (180-180/m)-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{cp, mod } 3(180-180/m)} &= M_{\max \text{ mod } 3(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{cp} B_{cp} D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)}. \\ P_{\text{эм, mod } 3(180-180/m)} &= \\ &= \frac{\pi^2}{60} A_{cp} B_{cp} n D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180-180/m)} K_{\text{к.эф}(180-180/m)}. \end{aligned}$$

Средний электромагнитный момент и электромагнитная мощность для 180-градусной коммутации

$$\begin{aligned} M_{\text{cp, mod } 3(180)} &= M_{\max \text{ mod } 3(180)} K_{\text{к.эф}180} = \\ &= \frac{\pi}{2} A_{cp} B_{cp} D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180)} K_{\text{к.эф}180}. \\ P_{\text{эм, mod } 3(180-180/m)} &= \frac{\pi^2}{60} A_{cp} B_{cp} n D_{cp}^2 L_k K_{\text{mod } 3(180)} K_{\text{к.эф}180}. \end{aligned}$$

По аналогии с предыдущим анализом для количественной оценки введем коэффициент эффективности коммутации, как отношение электромагнитных мощностей (180-180/m)-градусной коммутации и 180-градусной коммутации:

$$\begin{aligned} K_{\text{эф, ком. mod } 3} &= \frac{P_{\text{эм, mod } 3(180-180/m)}}{P_{\text{эм, mod } 3(180)}} = \\ &= \frac{K_{\text{mod } 3(180-180/m)} K_{\text{эф}(180-180/m)}}{K_{\text{mod } 3(180)} K_{\text{эф}180}}. \end{aligned}$$

Графическая зависимость этого коэффициента от числа фаз для коэффициента полюсной дуги 0,7 совпадает кривой, представленной на рис. 6.

Сравнительный анализ конструкций при (180-180/m)-градусной коммутации и 180-градусной коммутации

Приведенный анализ позволяет оценить модели 1, модели 2 и модели 3 с точки зрения развития электромагнитного момента в одинаковых габаритах при одинаковых электромагнитных нагрузках: модель 2 эффективнее модели 1, а модель 3 эффективнее модели 2 и соответственно модели 1. Практический интерес представляет количественный анализ этой эффективности.

Проведем этот анализ по следующей методике: для фиксированного числа фаз определим отношение электромагнитных мощностей для различных моделей и различных вариантов коммутации. Результаты сведем в таблицу.

В табл. 1 приведено сравнение моделей для варианта:

- коэффициент полюсной дуги 0,8;
- число фаз 3;
- коммутация 120-градусная.

Из таблицы видно, что самая эффективная модель 3 в одинаковых габаритах и с одинаковыми электромагнитными нагрузками развивает электромагнитный момент в 2 раза больший, чем модель 2 и 3,466 раза больший, чем модель 1.

Таблица 1

Сравнение эффективности моделей по развиваемому электромагнитному моменту для 120-градусной коммутации

Сравнение 3-фазных моделей для 120-градусной коммутации (коэф. пол. дуги 0,8)		Модель, с которой сравнивают		
		Модель 1	Модель 2	Модель 3
Модель, которую сравнивают	Модель 1	1	0,577	0,288
	Модель 2	1,733	1	0,5
	Модель 3	3,466	2	1

Таблица 2

Сравнение эффективности моделей по развиваемому электромагнитному моменту для 180-градусной коммутации

Сравнение 3-фазных моделей для 120-градусной коммутации		Модель, с которой сравнивают		
		Модель 1	Модель 2	Модель 3
Модель, которую сравнивают	Модель 1	1	0,667	0,333
	Модель 2	1,499	1	0,5
	Модель 3	3	2	1

В табл. 2 приведено аналогичное сравнение для 180-градусной коммутации. Приведенные таблицы удобно использовать на практике для выбора конструкции и типа коммутации в зависимости от проектной ситуации.

Выводы

1. По развиваемой электромагнитной мощности наиболее эффективной является модель 3 в одинаковых габаритах и с одинаковыми электромагнитными нагрузками для всех типов коммутации.
2. Для всех моделей наиболее эффективной является 180-градусная коммутация для любого

количества фаз и при любом значении полюсной дуги.

3. Для увеличения электромагнитной мощности магнитную систему надо выполнять с максимально возможным значением коэффициента полюсной дуги.

Литература

1. Ганджа, С.А. Вентильные электрические машины постоянного тока с аксиальным зазором. Анализ и синтез / С.А. Ганджа // Сб. тр. пятой конференции пользователей программного обеспечения CAD_FEM GmbH, 2005. – С. 372–376.

Поступила в редакцию 25.05.2010 г.

Ганджа Сергей Анатольевич. Кандидат технических наук, доцент кафедры электромеханики и электромеханических систем, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – разработка вентильных электроприводов постоянного тока. Контактный телефон: 8 (351) 267-90-57.

Sergey Anatolevich Gandja is Cand.Sc. (Engineering), Assistant Professor of the Electromechanics and Electromechanical Systems Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Research interests: design of valve electric drives with direct current. Tel.: 8 (351) 267-90-57.

УЧЕБНО-МЕТОДИЧЕСКИЕ ВОПРОСЫ

УДК 378.016, 681.5.04, 681.58

ЛАБОРАТОРНЫЙ ПРАКТИКУМ ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ СРЕДСТВ АВТОМАТИЗАЦИИ И УПРАВЛЕНИЯ

А.М. Борисов, А.С. Нестеров
г. Челябинск, ЮУрГУ

LABORATORY WORK FOR STUDYING AUTOMATION AND CONTROL MEANS

A.M. Borisov, A.S. Nesterov
Chelyabinsk, South Ural State University

Представлен опыт создания лабораторной базы для подготовки специалистов в области автоматизации управления технологическими процессами и производственными установками. Лабораторные установки оснащены программируемой техникой передовых мировых производителей и дают четкое и полное представление о современном состоянии решений в области промышленной автоматизации.

Ключевые слова: автоматизация, учебный лабораторный стенд, программируемый контроллер, промышленная сеть, виртуальный объект автоматизации.

The experience in developing of laboratory base for training of specialists in the field of automation of technological processes control and industrial installations is presented. The laboratory facilities are equipped with programmable equipment of the advanced world manufacturers that gives precise and full idea of the modern state of solutions in the field of industrial automation.

Keywords: automation, learning laboratory bench, programmable logical controller, industrial network, virtual object of automation.

В настоящее время, несмотря на большое разнообразие элементов систем автоматизации управления технологическими процессами, можно четко выделить основной состав функциональных средств для их реализации. Любая система автоматизации, какие бы задачи она не решала, какая бы не использовалась элементная база (реле, логические элементы, программируемые контроллеры, УВМ) включает в себя:

- пультовое оборудование для включения системы в работу, задания режимов работы, отображения информации;

- устройство управления, получающее информацию с пульта управления, от внешних устройств более высокого этажа иерархии управления и с объекта, оценивающее по заложенному в нем алгоритму ситуацию на объекте и вырабатывающее управляющие воздействия на исполнительные устройства;

- преобразователи технологической информации (датчики);

- информационные связи.

Поэтому подготовка специалистов в области автоматизации управления технологическими процессами и объектами включает в себя обучение формированию и сбору информации, разработке алгоритмов по формированию управляющих воздействий и выдаче их на управление и сигнализацию.

Кафедра «Электропривод и автоматизация промышленных установок» Южно-Уральского государственного университета (ЮУрГУ) совместно с ООО НПП «Учтех-Профи» (г. Челябинск) имеет опыт по созданию стендов для проведения лабораторных работ по курсам автоматизации технологических объектов.

Разработанный лабораторный комплекс «САУ-МАКС» (Средства автоматизации и управления) дважды (в 2006 и 2008 годах) демонстрировался на международных выставках в Швейцарии (г. Базель). Стенд поставляется с обстоятельным методическим обеспечением [2] и охватывает в основном все указанные выше задачи кроме вычислительных сетей, которые изучаются на другом

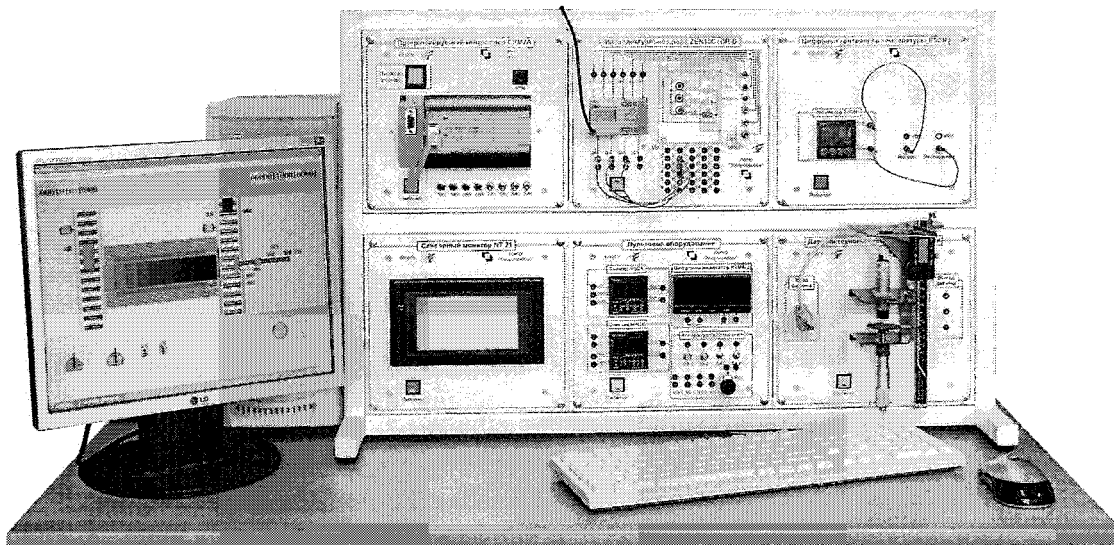


Рис. 1. Лабораторный комплекс «САУ-МАКС»

стенде. Комплекс САУ-МАКС (рис. 1) имеет модульную конструкцию и включает в себя:

- ПЭВМ;
- модуль программируемого контроллера на базе контроллера OMRON CPM2A-30CDT-D на 18 каналов ввода и 12 каналов вывода. Кроме контроллера на этом же модуле располагаются тумблеры для ввода командных сигналов и светодиоды для индикации входных и выходных сигналов (имитация аппаратно реализованного пульта управления);
- модуль сенсорного монитора (виртуальный пульт управления) на базе сенсорной панели оператора OMRON NT21 (или NT31C);
- модуль пультавого оборудования, включающий в себя программируемые устройства фирмы OMRON: многофункциональный таймер H5CX, многофункциональный счетчик H7CX и измеритель-регулятор K3MA-J;
- модуль программируемого интеллектуального реле на базе реле OMRON ZEN-10C1DR-D;
- модуль программируемого регулятора температуры на базе микропроцессорного регулятора температуры OMRON E5CN;

– модуль датчиков технологической информации для изучения бесконтактных датчиков: индуктивного и емкостного конечных выключателей, оптического выключателя с инфракрасным излучателем и индуктивный преобразователь перемещения с аналоговым выходом. Все изучаемые датчики отечественного производства фирмы ТЕКО (г. Челябинск);

– комплект соединительных кабелей.

Привлекательной особенностью стенда является приближение задач, выполняемых при проведении лабораторных работ, к управлению реальными объектами. Правда, эти объекты виртуальные. Они реализованы на экране монитора ПЭВМ в виде мультипликации (рис. 2). Программируемый контроллер, получая команды с сенсорной панели оператора и информацию с датчиков виртуального объекта, по разработанному обучаемому алгоритму формирует управляющие команды, по которым механизмы виртуального объекта совершают заданные перемещения с заданной скоростью. Изображения датчиков виртуального объекта при их срабатывании меняют свой цвет. При управлении виртуальными объектами между

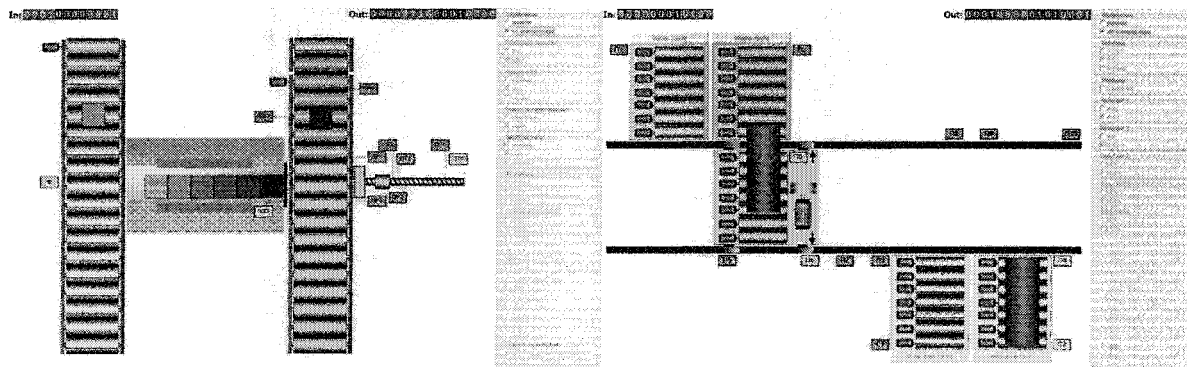


Рис. 2. Внешний вид виртуальных объектов на экране монитора ПЭВМ

Учебно-методические вопросы

ПЭВМ и контроллером постоянно идет обмен информацией через специальный узел, встроенный в «Модуль программируемого контроллера».

В памяти ПЭВМ хранятся 9 вариантов виртуальных объектов:

- роботизированный комплекс;
- участок транспортировки изделий в методическую печь для их нагрева;
- участок нагревательного колодца обжимного прокатного стана;
- участок сортировки и пакетирования годных и бракованных листов металла;
- участок транспортировки труб большого диаметра;
- станок для сверления глубоких отверстий;
- линия химической обработки деталей;
- участок упаковки;
- пассажирский лифт.

Крупнейшие предприятия Челябинской области (ОАО «Челябинский металлургический комбинат», ОАО «Челябинский трубопрокатный завод», ОАО «Магнитогорский металлургический комбинат» и др.) широко используют для целей автоматизации производства продукцию фирмы SIEMENS (Германия). Поэтому как в теоретических курсах, так и в лабораторном практикуме обращается большое внимание на программируемые контроллеры и промышленные вычислительные сети на элементной базе этой фирмы.

Для изучения программирования контроллеров фирмы SIEMENS создан лабораторный стенд на базе контроллера SIMATIC S7-300 (рис. 3), который включает в себя:

- ПЭВМ;
 - модуль контроллера;
 - блок имитации сигналов и команд.
- Модуль контроллера, включающий в себя:
- модуль питания SITOP;
 - процессорный модуль CPU-314;
 - модуль ввода дискретных сигналов SM321 DI32xDC24V;

– модуль вывода дискретных сигналов SM322 DO32x24V/0,5A;

– модуль ввода/вывода аналоговых сигналов SM334 AI4/AO2x8bit;

– адаптер для связи с ПЭВМ;

– комплект соединительных кабелей.

Блок имитации сигналов и команд содержит 16 кнопок и тумблеров для задания сигналов и команд, 16 светодиодов для индикации выходных сигналов и команд, 2 потенциометра для подачи сигналов на каналы ввода аналоговых сигналов, 2 светодиода для индикации изменения яркости свечения при работе с каналами аналогового вывода. Для снятия характеристик каналов ввода/вывода аналоговых сигналов используются светодиоды для индикации преобразуемого кода и вольтметр.

На данном стенде отрабатывается конфигурирование контроллера, подготовка программы, запись ее в память контроллера и проверка правильности функционирования программы. Каждому студенту выдается индивидуальное задание по автоматизации управления несложным объектом, например, разработать систему управления открытием/закрытием ворот для въезда/выезда на территорию гаража. Исходное положение двери – закрытое. При кратковременном нажатии кнопки «Открыть» включается предупредительный звонок и через 5 с. включается привод ворот на открывание. При полном открытии двери привод ворот отключается сразу, а звонок звенит еще 2 с. Аналогично система работает при закрывании ворот.

Индивидуальные задания составлялись таким образом, чтобы в них использовались таймеры и счетчики. Например, в приведенном примере можно добавить счет числа открываний ворот в течение смены.

Следующая лабораторная работа с использованием оборудования фирмы SIEMENS предусматривает изучение сенсорных мониторов (панелей оператора). Такие мониторы идут на смену традиционным пультам управления с тумблерами, кнопками, сигнальными устройствами, стрелоч-

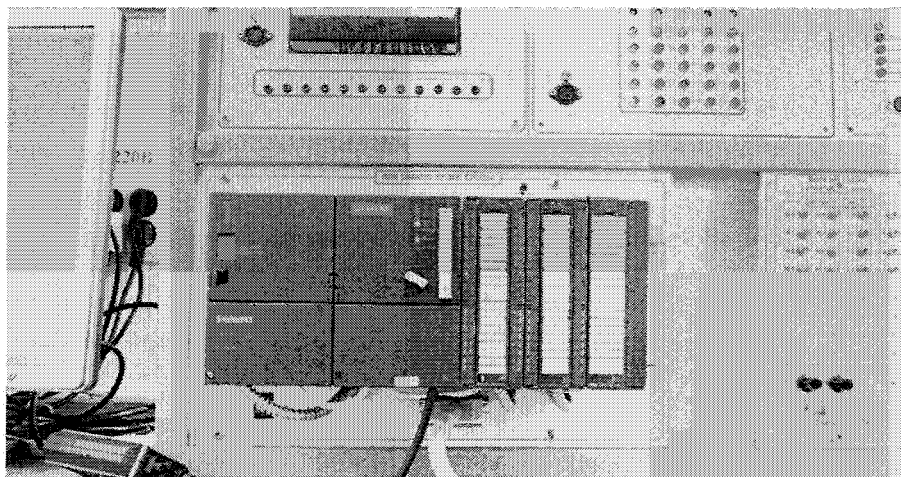


Рис. 3. Лабораторный стенд для изучения программируемого контроллера Simatic S7-300

ными и цифровыми индикаторами и другими устройствами контроля и управления автоматизированной установкой. Все перечисленные элементы реализуются на экране сенсорного монитора программным путем.

Лабораторный стенд, представленный на рис. 4, состоит из ПЭВМ типа IBM и аппаратного блока. На лицевой панели аппаратного блока располагается панель оператора SIMATIC TP177A, контроллерный блок на базе SIMATIC S7-300, 4 кнопки ввода входных сигналов в программируемый контроллер и 4 светодиода для индикации выходных сигналов контроллера. В свою очередь контроллерный блок включает в себя процессорный модуль CPU 314, модуль ввода 16 дискретных сигналов SM321 DI16x24В и модуль вывода 16 дискретных сигналов SM322 DO16x24VDC/0,5А.

Данная лабораторная работа проводится лишь после того, как студенты уже проделали предыдущую работу по программированию контроллера SIMATIC S7-300, чтобы минимум времени уходило на программирование контроллера. Основная же задача данной работы – создание пульта управления заданным виртуальным объектом на базе панели оператора TP177A. Этот монитор позволяет реализовать до 250 экранов управления. Студентам предлагается создать 2 экрана с аппаратурой управления и контроля. Один экран – для автоматического режима работы, другой – для ручного режима работы. Виртуальные объекты используются те же, что и в лабораторном комплексе «САУ-МАКС». 12 каналов модуля ввода дискретных сигналов SM321 принимают сигналы с датчиков положений механизмов виртуального объекта и лишь 4 – с аппаратно реализованных кнопок аппаратного блока. Панель оператора имеет прямой доступ в память контроллера и поэтому сигналы с сенсорного монитора непосредственно поступают и располагаются в адресной области промежуточных переменных контроллера. Контроллер по составленной для него программе формирует до 12 управляющих команд и сигналов на виртуальный объект и лишь 4 – на светодиоды

индикации на лицевой панели аппаратного блока.

В результате выполнения этой лабораторной работы студенты получают четкое представление о составе систем автоматизации управления и получают опыт управления объектом автоматизации, приближенным по своим функциональным возможностям к реальным объектам.

Следующим шагом по изучению элементной базы фирмы SIEMENS является изучение промышленной вычислительной сети PROFIBUS. Лабораторный стенд для изучения принципов работы и программирования такой сети (рис. 5) включает в себя:

- ПЭВМ;
- «Блок питания стенда» на базе источника питания PS307;
- 2 контроллерных модуля, одинаковых как по составу, так и по конструкции, но разных по своему функциональному назначению. Каждый контроллерный модуль включает в себя процессорный модуль CPU315-2DP, модуль ввода дискретных сигналов SM321 DI16x24В и модуль вывода дискретных сигналов SM322 DO16x24VDC/0,5А. Первый контроллерный модуль играет роль ведущего (MASTER), а второй – роль ведомого (SLAVE1);
- модуль «Децентрализованная периферия» на базе ET200М с модулем ввода/вывода дискретных сигналов SM322 DI16/DO16xDC24В. Этот модуль выполняет роль второго ведомого (SLAVE2);
- модуль «Оптический шинный терминал OBT» для связи технологии передачи RS485 с технологией волоконно-оптической передачи данных;
- модуль «Блок имитационных сигналов», включающий в свой состав три набора кнопок/тумблеров для формирования сигналов и управляющих команд и светодиодов для индикации выходных команд соответственно для MASTER, SLAVE1 и SLAVE2;
- адаптер для связи с ПЭВМ;
- комплект соединительных кабелей.

На рис. 6 представлена функциональная схема лабораторного комплекса. Штриховыми линиями

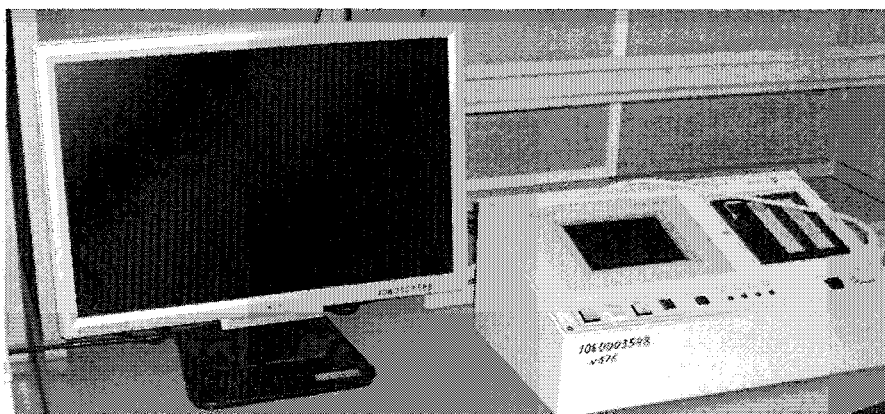


Рис. 4. Лабораторный стенд для изучения сенсорной панели оператора Simatic TP-177A

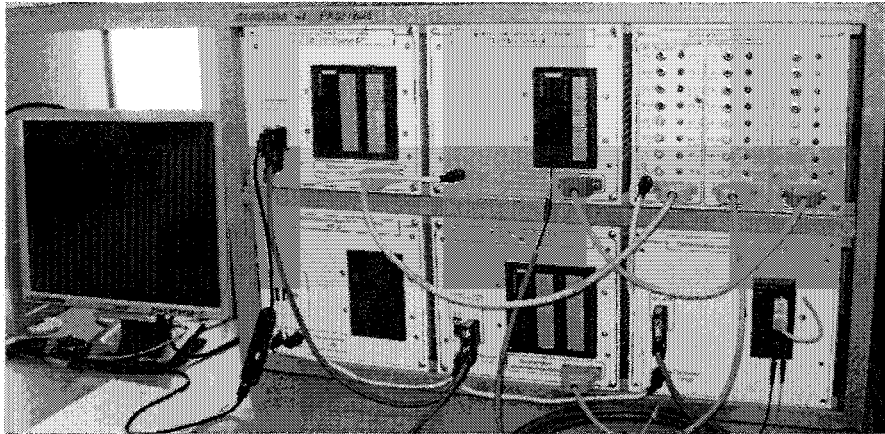


Рис. 5. Лабораторный комплекс для изучения сети Profibus DP на базе Simatic S7-300t

показаны кабели типа витой пары интерфейса RS485, двойной утолщенной линией – пластиковый волоконно-оптический кабель, штрихпунктирными линиями показано подключение входных и выходных сигналов «Блока имитационных сигналов» к MASTER- и SLAVE-контроллерам.

Программирование контроллеров чисто из эксплуатационных соображений осуществляется по сети через разъемы DP контроллерных модулей (чтобы не переключать каждый раз адаптер к MPI-разъему каждого модуля).

Перед выполнением лабораторной работы каждому студенту выдается свой вариант задания объекта для автоматизации. В каждом варианте предусматривается ручное и автоматическое управление объектом. задается, что объектом управляет контроллер SLAVE1, команды выбора режима работы (ручной/автоматический) и пуска/останов автоматического режима работы подаются с контроллера MASTER, а команды ручного управления – от SLAVE2 (ET200M).

Дома необходимо разработать алгоритм управления объектом. С учетом имеющегося оборудования стенда присвоить адресацию входным, выходным и промежуточным переменным, задать адреса промежуточной памяти для обмена информацией

SLAVE1-контроллера с MASTER-контроллером и подготовить программу для ввода в ПЭВМ.

В лаборатории необходимо провести конфигурирование сети, записать подготовленные дома программы в соответствующие контроллеры MASTER и SLAVE1 и включить сеть в работу. Команды управления подаются с соответствующих кнопок и тумблеров MASTER и SLAVE1 «Блока имитирующих сигналов». Сигналы включения/отключения датчиков имитируются кнопками и тумблерами SLAVE1. Формируемые сигналы и команды индицируются соответствующими светодиодами указанного «Блока имитирующих сигналов».

При составлении лабораторного практикума возникает сложная задача выбора изучаемых программируемых контроллеров. Первые программируемые контроллеры появились в 1969 г. и уже в 1974 г. 30 фирм-производителей выпускали 32 типа контроллеров. Теперь количество разнообразных контроллеров необозримо. Конечно, ограничивать изучение контроллеров только изделиями фирм OMRON и SIEMENS не следует. На упомянутой кафедре ЮУрГУ лабораторный практикум дополнительно включает изучение систем автоматизации на базе DL-05 фирмы Direct Logic (США) (рис. 7). Представленный лабораторный практикум по на-

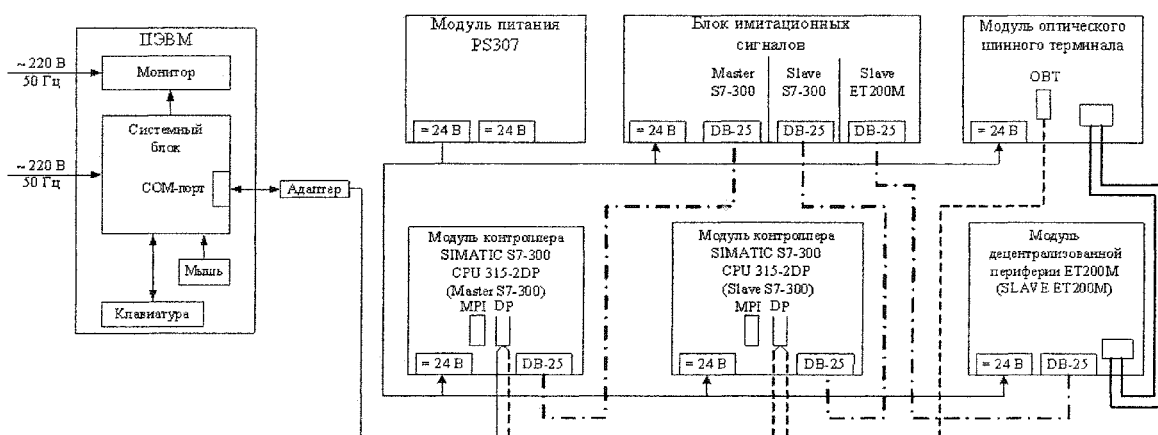


Рис. 6. Функциональная схема лабораторного комплекса для изучения сети Profibus DP на базе SIMATIC S7-300

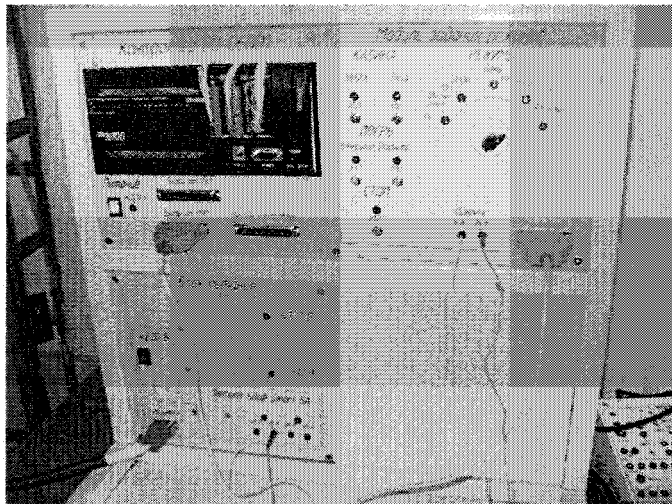


Рис. 7. Лабораторная установка для изучения программируемого контроллера DL-05 (США)

шему мнению является необходимым минимумом для базовой подготовки специалиста в области автоматизации технологических процессов.

Литература

1. Борисов, А.М. Лабораторный стенд «Средства автоматизации и управления» / А.М. Борисов, А.С. Нестеров, А.С. Одинцов // *Электроприводы переменного тока: труды международной 13-й науч.-техн. конф.* – Екатеринбург: УГТУ – УПИ, 2005. – С. 341–344.

2. Борисов, А.М. Средства автоматизации и управления: учебное пособие / А.М. Борисов, А.С. Нестеров. – Челябинск: Изд-во ЮУрГУ, 2007. – 207 с.

3. Парр, Э. Программируемые контроллеры: руководство для инженера: пер. с англ. изд. / Э. Парр. – М.: ВИНОМ. Лаборатория знаний, 2007. – 510 с.

4. Bryan, L.A. Programmable controllers: theory and implementation / L.A. Bryan, E.A. Bryan. – 2nd ed. 1997. – 1047 с.

Поступила в редакцию 23.05.2010 г.

Борисов Александр Михайлович. Кандидат технических наук, профессор кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – автоматизация технологических процессов, промышленные сети, контроллеры и микроконтроллеры. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Aleksandr Mikhailovich Borisov is a Professor of the Electric Drive and Industrial Automation Department at South Ural State University in Chelyabinsk. Tel.: 8 (351) 267-96-90.

Нестеров Александр Сергеевич. Кандидат технических наук, доцент кафедры электропривода и автоматизации промышленных установок, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Область научных интересов – автоматизация технологических процессов, промышленные сети, контроллеры и микроконтроллеры. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Aleksandr Sergeevich Nesterov is Associate Professor of the Electric Drive and Industrial Automation Department at South Ural State University, Chelyabinsk. Tel.: 8 (351) 267-96-90.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЛЬТАМПЕРНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЦИФРОВЫМ ОСЦИЛЛОГРАФОМ GDS-806C

Н.М. Сапрунова, Т.А. Козина
г. Челябинск, ЮУрГУ

THE INVESTIGATION OF VOLT-AMPERE CHARACTERISTICS BY DIGITAL OSCILLOSCOPE GDS-806C

N.M. Saprunova, T.A. Kozina
Chelyabinsk, South Ural State University

Точечное и векторное представление сигналов токов, напряжений транзистора и диода; влияние частоты дискретизации на вид вольтамперной характеристики; влияние масштаба напряжения на смещение нуля.

Ключевые слова: осциллограф GDS-806C, вольтамперные характеристики.

The dotted and vector signal notation of the diode and transistor current and voltage; the sampling rate influence on volt-ampere characteristics; the voltage scale influence on the zero shift.

Keywords: oscilloscope GDS-806C, volt-ampere characteristics.

Современные осциллографы имеют большие возможности для исследования электрических сигналов, поэтому изучение вольтамперных характеристик удобно проводить при помощи осциллографа. В данной статье рассмотрены особенности работы цифрового осциллографа GDS – 806C при снятии вольтамперных характеристик диодов и транзисторов.

После установки масштабов по току и напряжению, а также положения осей X, Y необходимо в режиме «Экран» выбрать тип представления сигнала в виде вектора или в виде точки. При векторном представлении точки дискретизации сигнала соединяются друг с другом прямой. При точечном представлении на экране появляются отдельные точки. Положение нулевых линий на основной развертке для векторного представления показано на рис. 1, причем входы первого и второго каналов подключены к схеме, но схема обесточена. Входы включены в режиме измерения постоянного тока. Из рис. 1 видно, что нулевые линии имеют малые флуктуации и удовлетворяют значению нулевого сигнала тока и напряжения.

На первом этапе исследования необходимо в режиме «Горизонтальное меню» включить основную развертку сигнала и посмотреть два вида представления сигнала. На рис. 2, а приведено точечное представление тока коллектора и коллекторного напряжения транзистора, на рис. 2, б – векторное. Авторы считают, что более удобным является векторное представление. Наблюдение процессов можно производить как в режиме «Пуск», так и в режиме «Стоп».

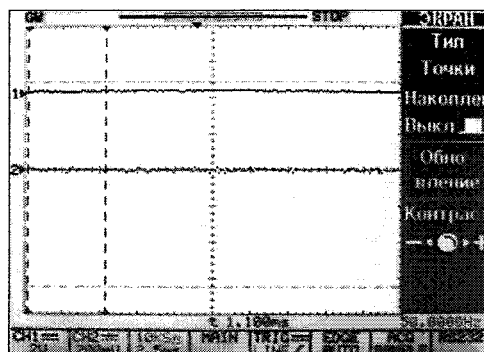


Рис. 1. Положение нулевых линий на основной развертке

На втором этапе необходимо выбрать способ обработки входных аналоговых сигналов. Число точек, по которым формируется цифровой сигнал, зависит от длины памяти. Для осциллографа GDS-806C она меняется от 50 до 125 000, но при работе в режиме X-Y длина памяти всегда устанавливается равной 500. Поэтому исследователь стоит перед выбором – включить стандартную выборку или режим усреднения. В режиме усреднения сигнал является результатом сложения нескольких форм сигнала, полученных после каждого запуска развертки. Число запусков меняется от 2 до 256. Авторы считают, что форма сигнала получается более «сглаженной» при усреднении, но не следует увлекаться большим числом запусков развертки.

После наблюдения временных диаграмм тока и напряжения включается режим X-Y. В этом ре-

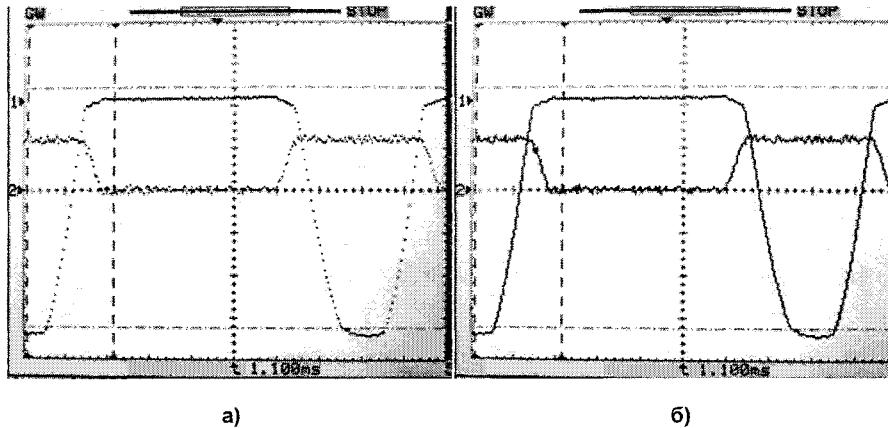


Рис. 2. Представление тока коллектора и коллекторного напряжения транзистора:
а – точечное, б – векторное

жиме также может быть точечное или векторное представление сигнала. На рис. 3 приведено точечное представление ВАХ транзистора.

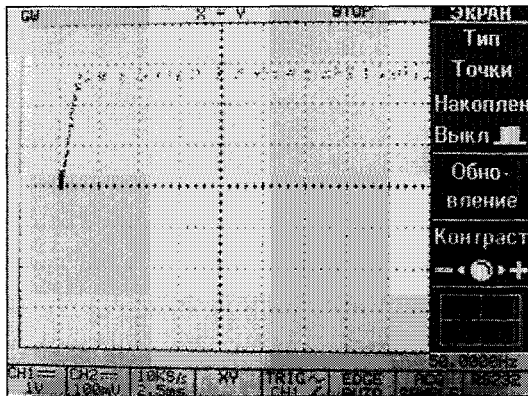


Рис. 3. Точечное представление ВАХ транзистора

В результате исследования установлено, что частота дискретизации сигнала на основной развертке влияет на вид вольтамперной характеристики. На экране осциллографа должно располагаться от 0,5 до 2 периодов сигнала. На рис. 4, а, б

приведены характеристики диодов для разных масштабов по времени: 1 мс/см и 50 мс/см. Основная развертка для сигналов анодного тока и напряжения диода дает осциллограмму, показанную на рис. 5. Для малой частоты развертки (рис. 4, б) вольтамперная характеристика представлена отдельными точками.

Исследовано влияние масштаба напряжения на смещение нуля по горизонтали. Масштаб напряжения изменяется от 0,5 В/см до 5 В/см. Применение делителя на входе было нецелесообразно, так как исследования проводились для диодов и транзисторов малой мощности. Смещение нуля становится заметным при масштабе напряжения 5 В/см и составляет ± 200 мВ.

Для масштаба напряжения 0,5 В/см смещение нуля составляет ± 10 мВ, т. е. в том и другом случае смещение получается в пределах $\pm 10\%$. Для сравнения дрейфа нуля приведены вольтамперные характеристики в масштабах 0,5 В/см и 5 В/см (рис. 4а, б). Согласно паспортным данным абсолютная погрешность измерения напряжения при непосредственном входе составляет $\pm (0,03U_{изм} + 0,05K)$ В, где $U_{изм}$ – измеренное значение напряжения; К – величина, равная уста-

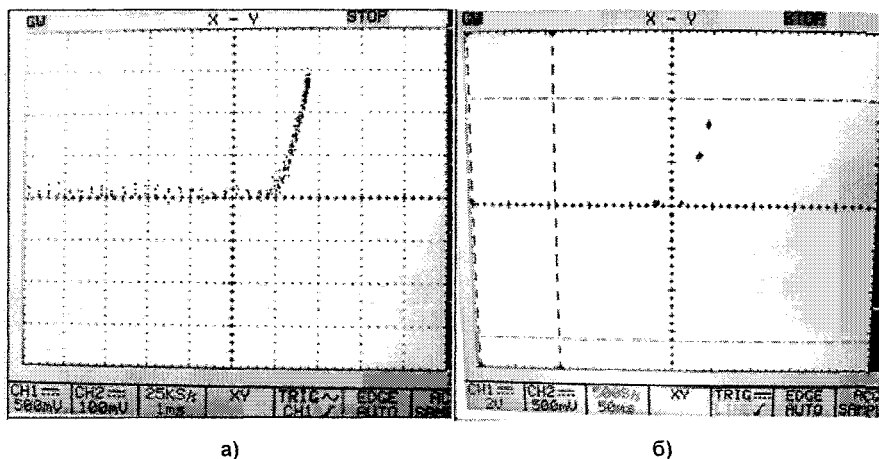


Рис. 4. ВАХ диода:
а – для масштаба напряжения 0,5 В/см и времени 1 мс/см;
б – для масштаба напряжения 2 В/см и времени 50 мс/см

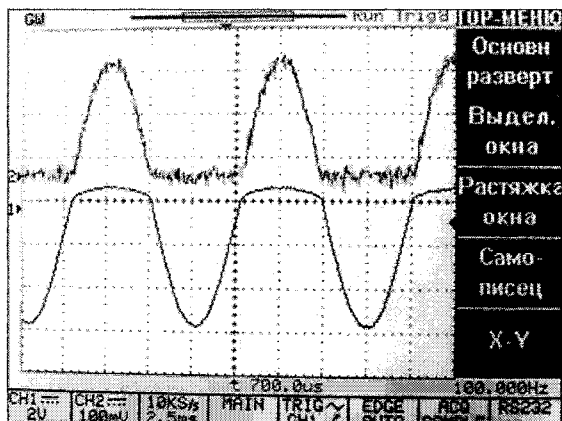


Рис. 5. Осциллограмма анодного тока и напряжения диода

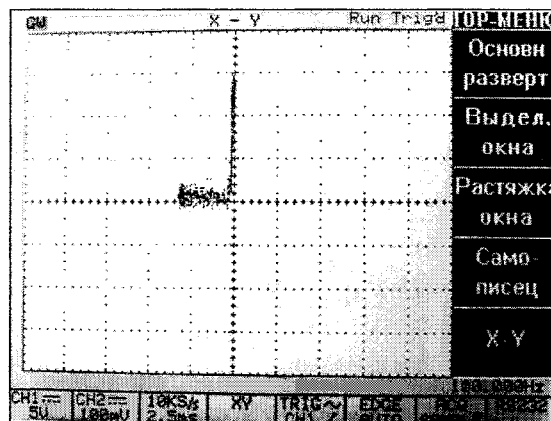


Рис. 6. ВАХ диода для масштаба 5 В/см

новленному значению коэффициента отклонения в вольтах. Следовательно, при $U_{изм} = 0$ и $K = 5$ В/дел смещения нуля может лежать в пределах ± 250 мВ.

Был отмечен ряд особенностей исследования вольтамперных характеристик цифровым осциллографом GDS – 806С:

1. Исследование сигнала во временной области можно проводить как при векторном, так и при точечном представлении.

2. Снятие ВАХ необходимо соотносить с временной разверткой сигнала и проводить его для векторного представления.

3. Следует учитывать смещение нуля на ВАХ в пределах ± 10 %.

4. К недостаткам изучения ВАХ цифровым осциллографом следует относить флуктуации обратной ветви ВАХ диода и выходной характеристики транзистора на участке насыщения при уменьшении масштаба по току.

Поступила в редакцию 05.04.2010 г.

Надежда Михайловна Сапрунова. Кандидат технических наук, доцент кафедры электропривода, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Nadezhda Mikhailovna Saprunova is Associate Professor of the Electric Drive and Automation of the Industrial-Scale Plants Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Tel: 8 (351) 267-96-90.

Татьяна Андреевна Козина, студент кафедры электропривода, Южно-Уральский государственный университет, г. Челябинск. Контактный телефон: 8 (351) 267-96-90.

Tatyana Andreyevna Kozina is a postgraduate student of the Electric Drive and Automation of the Industrial-Scale Plants Department of South Ural State University, Chelyabinsk. Tel: 8 (351) 267-96-90.

ТРЕБОВАНИЯ К ПУБЛИКАЦИИ МАТЕРИАЛОВ

1. В редакцию предоставляется печатный вариант статьи и ее электронная версия (документ Microsoft Word), экспертное заключение о возможности опубликования работы в открытой печати, сведения об авторах (Ф.И.О., место работы, звание и должность, контактная информация (адрес, телефон, e-mail)).

2. Один автор может опубликовать в одном сборнике не более двух статей.

3. Структура статьи: УДК, название, список авторов, аннотация (не более 500 знаков), список ключевых слов, текст работы, литература (ГОСТ 7.1-2003). На отдельной странице приводятся название, аннотация, список ключевых слов и сведения об авторах на английском языке.

4. Параметры набора. Поля: зеркальные, верхнее – 23, нижнее – 23, левое – 22, правое – 25 мм. Шрифт – Times New Roman, кегль – 14. Отступ красной строки 0,7 см, интервал между абзацами 0 пт, межстрочный интервал – полуторный. Рисунки и схемы должны быть сгруппированы и иметь названия.

5. Адрес редакции научного журнала «Вестник ЮУрГУ» серии «Энергетика»: Россия, 454080, г. Челябинск, пр. им. Ленина, 76, Южно-Уральский государственный университет, ауд. 256, Энергетический факультет. Ответственный редактор Хохлов Ю.И., тел. (351) 267-90-83, e-mail: Khokhlov@energo.susu.ac.ru; зам. отв. редактора Булатов Б.Г., (351) 267-92-41, e-mail: bbg@susu.ac.ru.

6. Полную версию правил подготовки рукописей и пример оформления можно загрузить с сайта ЮУрГУ (<http://www.susu.ac.ru>), следуя ссылкам: «Научная деятельность», «Вестник ЮУрГУ», «Серии».

7. Плата с аспирантов за публикацию рукописей не взимается.

ВЕСТНИК ЮЖНО-УРАЛЬСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА

№ 32(208) 2010

Серия
«ЭНЕРГЕТИКА»
Выпуск 14

Редактор М.Н. Атауллина
Компьютерная верстка В.Г. Харитоновой

Издательский центр Южно-Уральского государственного университета

Подписано в печать 13.10.2010. Формат 60×84 1/8. Печать трафаретная.
Усл. печ. л. 9,3. Уч.-изд. л. 8,78. Тираж 500 экз. Заказ 405/701.

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