Tom 23, Nº 4, 2017	
	Научно-технические ведомости СПбПУ.
ательство Политехнического университета	Естественные и инженерные науки
Санкт-Петербург. Из,	Министерство образования и науки РФ Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

#### НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СП6ПУ. ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

## ST. PETERSBURG POLYTECHNIC UNIVERSITY JOURNAL OF ENGINEERING SCIENCES AND TECHNOLOGY

#### РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ ЖУРНАЛА

#### EDITORIAL COUNCIL

Васильев Ю.С., главный редактор, научный руководитель СПбПУ, академик РАН;	<i>Vasiliev Yu.S.—</i> head of the editorial council, full member of the Russian Academy of Sciences, Scientific director of the Peter the Great St. Petersburg polytechnic university;
Алфёров Ж.И., академик РАН	Alferov Zh.I.— full member of the Russian Academy of Sciences
Згуровский М.З., ин. член РАН, академик НАН Украины	Zgurovskiy M.Z.— foreign member of the Russian Academy of Sciences, full member of the National Academy of Sciences of Ukraine
Костюк В.В., академик РАН	Kostiuk V.V. — full member of the Russian Academy of Sciences
Лагарьков А.Н., академик РАН	Lagar'kov A.N. — full member of the Russian Academy of Sciences
Окрепилов В.В., академик РАН	Okrepilov V.A. — full member of the Russian Academy of Sciences
Патон Б.Е., академик НАН Украины и РАН	Paton B.E. — full member of the Russian Academy of Sciences and the National Academy of Sciences of Ukraine
Рудской А.И., академик РАН	Rudskoy A.I. — full member of the Russian Academy of Sciences
Тендлер М.Б., ин. член РАН (Швеция)	Tendler M.B. — foreign member of the Russian Academy of Sciences (Sweden)
Федоров М.П., академик РАН	Fedorov M.P. — full member of the Russian Academy of Sciences
РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ ЖУРНАЛА	JOURNAL EDITORIAL BOARD
Васильев Ю.С., главный редактор, научный руководитель СПбПУ, академик РАН	<i>Vasiliev Yu.S.</i> — editor-in-chief, full member of the Russian Academy of Sciences, Scientific director of the Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University
<i>Кондратьев С.Ю.</i> , зам. главного редактора, д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Kondrat'ev S.Yu. — deputy editor-in-chief, Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Аксёнов Л.Б., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Aksyonov L.B. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Башкарёв А.Я., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Bashkarev A. Ya. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Боронин В.Н., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Boronin V.N. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Гордеев С.К., д-р техн. наук, ст. научн. сотр. ЦНИИМ	Gordeev S.K. — Dr.Sc. (tech.), prof. CNIIM
Гуменюк В.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Gumenyuk V.I. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Кириллов А.И., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Kirillov A.I. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
<i>Михайлов В. Г.</i> , д-р техн. наук, профессор Бранденбургского ТУ (Германия)	Michailov V. G. — Dr.Sc. (tech.), prof. BTU (Germania)
Сергееев В.В., д-р техн. наук, профессор, проректор СПбПУ чл-корр РАН,	Sergeev V.V. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU, corresponding member of the RAS
Титков В.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	<i>Titkov V.V.</i> — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU
Толочко О.В., д-р техн. наук, профессор СПбПУ	Tolochko O.V. — Dr.Sc. (tech.), prof. SPbPU

Журнал с 1995 года издается под научно-методическим руководством Российской академии наук.

Журнал с 2002 года входит в Перечень ведущих рецензируемых научных журналов и изданий, в которых должны быть опубликованы основные результаты диссертаций на соискание ученой степени доктора и кандидата наук.

Сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН, в международной справочной системе «Ulrich's Periodical Directory».

Журнал зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-69285 от 4 апреля 2017 г.)

Подписной индекс **18390** в объединенном каталоге «Пресса России».

С 2005 года журнал включен в базу данных «Российский индекс научного цитирования» (РИНЦ), размещенную на платформе Научной электронной библиотеки на сайте http://www.elibrary.ru

При перепечатке материалов ссылка на журнал обязательна.

Точка зрения редакции может не совпадать с мнением авторов статей.

Адрес редакции и издательства: Россия, 195251, Санкт-Петербург, ул. Политехническая, д. 29. Тел. редакции (812) 294-47-72.

> © Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

# Содержание

# Энергетика и электротехника

Шакиров М.А. Универсальная теория автотрансформатора: Часть 2
Забелин Н.А., Сайченко А.С., Сивоконь В.Н., Фокин Г.А. Экспериментальное исследование модели органической паровой турбины мощностью 280 кВт
Гришин Н.В. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора предельной мощности
Гуменюк В.И., Толочко И.А., Туманов А.Ю. Разработка системы мониторинга чрезвычайных ситуаций для объектов энергетики
<b>Иванченко И.П., Топаж Г.И., Коструба А.В.</b> Применение гидротурбин с переменной частотой вращения для повышения эффективности реконструируемых ГЭС
<b>Нгуен А.К., Лапшин К.Л.</b> Влияние тангенциального наклона рабочих лопаток на потери кинетической энергии в осевой турбинной ступени
<b>Хазов М.А., Черняев П.В., Беляев А.Н.</b> Исследование режимов и устойчивости межсистемной связи на основе гибкой линии электропередачи переменного тока с управляемой продольной и поперечной компенсацией
Георгиевская Е.В. Энергетический подход к оценке динамических напряжений в гидротурбинах 89
<b>Назарычев А.Н., Новосёлов Е.М., Страхов А.С., Скоробогатов А.А., Коровкин Н.В.</b> <i>Анализатор спектра на основе алгоритма автокоррекции времени записи сигнала</i>

#### Металлургия и материаловедение

<b>Морачевский А.Г., Попович А.А., Демидов А.И.</b> Натрий-серный аккумулятор: новые направления развития
<b>Золотов А.М., Чижик Т.А., Смирнов М.О.</b> Построение диаграмм рекристаллизации третьего рода титанового сплава ВТ6
<b>Демидов А.И., Маркелов И.А.</b> О фазовых превращениях в системе железо — кислород и их термодинамических характеристиках
Котов С.А., Музафарова СВ.Р., Сафронов Д.А., Батурова Л.П. Исследование процессов получения высокопористых электродов из порошков терморасширенного графита

#### Машиностроение

<b>Медведева В.В.</b> Реологические особенности смазочных материалов, содержащих дисперсные наполнители на основе гидросиликатов магния	141
Федяев В.Л., Осипов П.П., Беляев А.В., Сироткина Л.В. Математическое моделирование процессов, протекающих при электроконтактной сварке деталей с покрытиями	149
<b>Чернуха Н.А., Лалин В.В., Бирбраер А.Н.</b> Вероятностное обоснование динамических нагрузок на оборудование АЭС при ударе самолета	159

🔺 Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. Том 23, №4, 2017

<b>Левченя А.М., Кириллов А.И., Смирнов Е.М.</b> Численное моделирование отрывного течения в кольцевом осерадиальном диффузоре.	172
Сахно Л.И., Сахно О.И., Федоров П.Д., Радомский Ю.В. Влияние трансформатора на электропотребление инверторного источника питания машины контактной сварки	181
Лобачев А.А., Ащеулов А.В. Анализ данных телеметрии процесса бурения	191

# Юбилеи

70 лет профессору В.В. Глухову			2	04
--------------------------------	--	--	---	----

# Научные школы

# Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

```
Титков В.В., Халилов Ф.Х. Николай Николаевич Тиходеев (к 90-летию со дня рождения). . . . . . . 207
```

# Contents

## Power engineering and Electrical engineering

## **Metallurgy and Materials technology**

Morachevskiy A.G., Popovich A.A., Demidov A.I. New trends of sodium-sulfur batteries development	110
<b>Zolotov A.M., Chizhik T.A., Smirnov M.O.</b> Drawing the third kind recrystallization curves of titanium alloy VT6	118
<b>Demidov A.I., Markelov I.A.</b> <i>Phase transitions in the iron-oxygen system</i> and their thermodynamic properties	127
<b>Kotov S.A., Muzafarova SV.R., Safronov D.A., Baturova L.P.</b> Investigation of the processes of obtaining high-porous electrodes from powders of thermally expanded graphite.	132

## **Mechanical engineering**

<b>Medvedeva V.V.</b> The rheological features of lubricating materials containing dispersed fillers based on hydrosilicates of magnesium	141
<b>Fedyaev V.L., Osipov P.P., Beljaev A.V., Sirotkina L.V.</b> <i>Mathematical modeling of the processes occurring during electrical contact welding of parts with coatings</i>	149
Chernukha N.A., Lalin V.V., Birbraer A.N. Probabilistic justification of dynamic loads	
on npp equipment caused by aircraft impact	159

Levchenya A.M., Kirillov A.I., Smirnov E.M. Numerical simulation of separated flow in an annular axial-radial diffuser	172
<b>Sakhno L.I., Sakhno O.I., Fedorov P.D., Radomsky Y.Y.</b> The influence of the transformer on the power consumption of high-frequency resistance spot welding systems	181
Lobachev A.A., Ashcheulov A.V. Data analysis of drilling process telemetry.	191

## Anniversaries

## Scientific schools of Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University

Гitkov V.V., Khalilov F.Kh	Nikolay Tikhodeev (90 Anniversa	<i>y</i> )
----------------------------	---------------------------------	------------

# ЭНЕРГЕТИКА И ЭЛЕКТРОТЕХНИКА

DOI: 10.18721/JEST.230401 УДК 621.313

М.А. Шакиров

Санкт-петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# УНИВЕРСАЛЬНАЯ ТЕОРИЯ АВТОТРАНСФОРМАТОРА: ЧАСТЬ 2

Найден новый вид схемы замещения двухобмоточного автотрансформатора с явным разграничением потоков электрической и электромагнитной мощности. Показано, что представленная модель имеет важное методологическое значение, как позволяющая наглядно отобразить на векторных диаграммах, наряду с токами и напряжениями, также треугольники каждого из потоков мощности в любых режимах работы автотрансформатора. Полнота векторных диаграмм достигается за счет раздельного отображения на них магнитных потоков в стали, толще обмоток и промежутке между ними. Получена высокая степень наглядности в объяснении перевозбуждения отдельных частей магнитопровода в короткозамкнутом автотрансформаторе и выводе формул для определения сверх- и антисверхпотоков (в сравнении с потоками холостого хода) в этом режиме непосредственно по векторной диаграмме. Представленная схема замещения одновременно обслуживает как повышающий, так и понижающий автотрансформаторы, позволяет учитывать насыщение их магнитной системы как в установившихся, так и переходных процессах.

АВТОТРАНСФОРМАТОР; ПЕРВИЧНАЯ И ВТОРИЧНАЯ ОБМОТКИ; МАГНИТНЫЙ ПОТОК; КОРОТКОЕ ЗАМЫКАНИЕ; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ; ХОЛОСТОЙ ХОД

#### Ссылка при цитировании:

М. А. Шакиров. Универсальная теория автотрансформатора. Часть 2 // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 7–24. DOI: 10.18721/ JEST.230401.

M.A. Shakirov

## Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia

# **UNIVERSAL AUTOTRANSFORMER THEORY: PART 2**

A new kind of an equivalent circuit of the two-winding autotransformer with a clear distinction between flows of electric and electromagnetic power has been discovered. It is shown that the presented model has important methodological significance as it allows to clearly display triangles of each power flow in all modes of operation of the autotransformer on vector diagrams along with the currents and voltages. Completeness of vector diagrams is achieved by separately displaying on them the magnetic fluxes in steel, thicker windings and the gap between them. We have obtained a high degree of clarity in explaining the overstimulation of certain parts of the steel in a short-circuited autotransformer and in deriving the formula for determining super- and anti -fluxes (compared to idling fluxes) in this mode directly from the vector diagram. The presented equivalent circuit serves the step-up and to the step-down autotransformers at the same time, and is responsive to the saturation of their magnetic system in steady and transient processes.

# AUTOTRANSFORMER; PRIMARY AND SECONDARY WINDINGS; MAGNETIC FLUX; SHORT CIRCUITED; EQUIVALENT CIRCUIT; IDLING.

Citation:

M.A. Shakirov, Universal theory of autotransformer: Part 2, Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineerings science and tehnology, 23(4)(2017) 7–24. DOI: 10.18721/JEST.230401.

#### Введение

Итогом изложенной в [1] теории автотрансформатора стало создание его универсальной физико-математической модели, названной 4Т-образной схемой замещения. Ее физичность проявляется в отображении на ней реальных магнитных потоков в четырех основных частях магнитопровода, в том числе в толще обмоток и промежутке между ними, а в случае насыщения — и потоков, вытесненных из стали. Реальность означает, что все эти потоки физически существуют, т. е. могут быть достоверно оцененными с помощью измерительных витков, в отличие от виртуальных, так называемых потоков рассеяния и надуманного основного, или главного, потока в учебниках [2–8], раскритикованных в [9–19]. Термин универсальность применительно к этой модели указывает на ее пригодность (путем наращивания поперечных ветвей намагничивания, учитывающих магнитные потери и насыщение) для оценки перевозбуждения отдельных частей магнитной системы реального автотрансформатора в любых аномальных установившихся и динамических режимах благодаря однозначному соответствию каждого элемента модели определенному участку его магнитной системы. Главный результат [1] — математические соотношения для определения перевозбуждения магнитной системы в короткозамкнутом повышающем автотрансформаторе. Они необходимы для поиска путей повышения его электродинамической устойчивости в аварийных ситуациях и разрешения таким образом проблемы, наблюдаемой в настоящее время во всем мире, - роста случаев их выхода из строя [20, 21].

Цель настоящей работы — развитие теории [1] с переходом к *двухтрансформаторной* схеме замещения силового автотрансформатора, которая, как будет показано, кроме теоретического, имеет исключительно важное методологическое значение для понимания физических процессов в автотрансформаторе и их отображения на его *полных* векторных диаграммах, т. е. диаграммах с участием, помимо токов и напряжений, треугольников передаваемых электрической, электромагнитной и полной мощностей, а также магнитных потоков в различных участках стали и окна автотрансформатора. Представленная теория охватывает как повышающий, так и понижающий автотрансформаторы.

## Обозначения величин, характеризующих работу автотрансформатора

Автотрансформатор можно рассматривать как образующийся из обычного трансформатора (рис. 1) в результате пересоединения его обмоток автотрансформаторным образом [3, стр. 80]. Здесь изложение теории начинается с исследования работы идеализированного автотрансформатора в броневом исполнении с цилиндрическим боковым ярмом, допускающего точное математическое описание всех взаимосвязей между электромагнитными величинами, благодаря чему достигается полная достоверность получаемых результатов, рассматриваемых как фундаментальные. Обмотка шириной а имеет w<sub>a</sub> витков и называется а-обмоткой, а обмотка шириной b имеет  $w_b$  витков и называется b-обмоткой. На этом этапе принимается, что  $\mu_{\text{сталь}} = \infty$ , активные сопротивления обмоток  $R_a = R_b = 0$ ; в пределах обмоток и промежутка между ними магнитные линии параллельны оси стержня, что близко к реальности при условии, что высота обмоток

$$h_{\text{обм}} = h_{\text{окн}} = h, \tag{1}$$

где  $h_{\text{окн}}$  — высота окна магнитопровода. Обозначения магнитных потоков в стали и окне показаны на рис. 1, *а*. Вследствие того, что  $\mu_{\text{сталь}} = \infty$ , в зазорах  $\delta_1$  и  $\delta_2$ , а также вне магнитопровода потоки отсутствуют. Внутреннюю *а*-обмотку будем считать *общей*, а *b*-обмотку — *последовательной*.

В силовом автотрансформаторе, применяемом в линиях электропередач (рис. 2, *a*), коэффициент трансформации

$$n = \frac{w_a}{w_b} > 1.$$



Рис. 1. Магнитные потоки в идеализированном ( $\mu_{craль} = \infty$ ) трансформаторе (*a*) и его неприведенные схемные модели ( $\delta$ , e) Fig. 1. Magnetic fluxes in idealized ( $\mu_{craль} = \infty$ ) transformer (*a*) and it is not reduced value circuit model ( $\delta$ , e)

Входящий в него идеализированный трансформатор может быть представлен либо схемной моделью (рис. 1,  $\delta$ ), где  $x_{\kappa_3}^a$  — его сопротивление КЗ со стороны *a*-обмотки (при  $\dot{U}_b = 0$ ), либо схемной моделью (рис. 1,  $\epsilon$ ), где  $x_{\kappa_3}^b$  — его сопротивление КЗ со стороны *b*-обмотки (при  $\dot{U}_a = 0$ ). Пара зависимых источников в каждой модели образует идеальный трансформатор. Особенность схем (рис. 1,  $\delta$ ,  $\epsilon$ ) состоит в том, что они построены относительно реальных, *неприведенных* величин идеализированного трансформатора. По любой из них можно убедиться, что

$$x_{\kappa_3}^a = n^2 x_{\kappa_3}^b; \ x_{\kappa_3}^b = \frac{x_{\kappa_3}^a}{n^2}.$$
 (3)

Кроме коэффициента *n* далее используется коэффициент *k*, совпадающий с отношением напряжений  $\dot{U}_1 / \dot{U}_2$  при XX *повышающего* автотрансформатора (рис. 2, *a*).

#### Автотрансформатор как параллельно-последовательное соединение двух трансформаторов

Исходя из схемных моделей, полученных в [1], полезен еще один шаг в их преобразовании к виду с явно разделенными потоками энергии, что отвечает главному отличию и преимуществу автотрансформаторов по отношению к трансформатору. Этот шаг отображен переходом от схемы рис. 2, *а* к эквивалентной схеме замещения (рис. 2,  $\delta$ ) с двумя 2×2-полюсниками, из которых верхний представляет собой схемную модель идеального трансформатора с единичным коэффициентом трансформации, а нижний — обычный двухобмоточный трансформатор с коэффициентом трансформации *n*. Справедливость перехода от схемы рис. 2, *a* к схеме рис. 2, *б* подтверждается тем, что обе описываются одной и той же системой уравнений:

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_a + \dot{I}_b; \tag{4}$$

$$\dot{U}_1 = \dot{U}_a; \tag{5}$$

$$\dot{I}_2 = \dot{I}_b; \tag{6}$$

$$\dot{U}_2 = \dot{U}_a + \dot{U}_b. \tag{7}$$

При заданном  $\dot{U}_1$  (или  $\dot{U}_2$ ) эта система из четырех уравнений содержит 7 неизвестных. Для ее решения необходимы еще три уравнения — одно для нагрузки ( $\dot{U}_2 = Z_{2H}\dot{I}_2$  или  $\dot{U}_1 = Z_{1H}\dot{I}_1$ ) и два соотношения, характеризующие внутренние свойства трансформатора.

Достоинство эквивалентных схем с двумя трансформаторами — предельная наглядность в представлении двух потоков передаваемой мощности: электромагнитной  $\dot{S}_{\rm ЭМ}$  (через обычный трансформатор) и электрической  $\dot{S}_{\rm P}$ 



Рис. 2. Автотрансформатор (*a*) и его модели с развязанными электрическими связями для общего случая (б) и для идеализированного (*в*)
 Fig.2. Autotransformer (*a*) and its model with decoupled electrical connections for the General case (б) and idealized (*в*)

(через идеальный трансформатор). Тем самым наглядно демонстрируется и **выгодность** автотрансформатора: чем меньшую долю  $S_{\ni M}$  будет составлять от  $S_{\ni}$ , тем меньших габаритов будет автотрансформатор. При условии (2) очевидно  $U_b < U_a = U_1$  и  $S_{\ni M} = U_b I_b < U_a I_b = S_{\ni}$ ; трансформатор здесь является *понижающим*, играя в схеме замещения *повышающего* автотрансформатора (рис. 2,  $\delta$ ) роль вольтодобавочного трансформатора.

П р и м е ч а н и е 1. Смысл термина «вольтодобавка» предполагает, что добавка существенно меньше основной величины напряжения. На двухтрансформаторной схеме замещения это отображается тем, что трансформатор с a- и b-обмотками является понижающим, в результате чего доля добавочного напряжения, вносимого b-обмоткой во вторичное напряжение (7), существенно меньше основного первичного напряжения  $U_a$ .

П р и м е ч а н и е 2. Хотя направления токов, показанные на рис. 2, *a*, *б*, удобны при рассмотрении повышающего автотрансформатора, когда первичным является напряжение  $\dot{U}_1$ , они также будут использованы и для понижающего автотрансформатора с входным напряжением  $\dot{U}_{\rm Bx} = \dot{U}_2$ . В понижающем автотрансформаторе, т. е. в случае, когда первичным является напряжение  $\dot{U}_2$ , при условии (2) трансформатор в схеме замещения (рис. 2, *б*) играет роль токодобавочного устройства. Смысл термина «токодобавка» предполагает, что добавка существенно меньше основной величины выходного тока. На двухтрансформаторной схеме замещения это отображается тем, что трансформатор с *b*-и *a*-обмотками — повышающий, в результате чего добавочный ток, вносимый *a*-обмоткой в ток (4), существенно меньше основного первичного тока  $\dot{I}_b = \dot{I}_2$ .

#### Режим XX повышающего автотрансформатора

В схеме рис. 2, б первично напряжение  $\dot{U}_1$ . Нагрузка  $Z_{2H} = \infty$ ; ток  $\dot{I}_2 = 0$ . Трансформатор не нагружен ( $\dot{I}_b = \dot{I}_2 = 0$ ), и *обычно* для него принимают

$$\frac{\dot{U}_a}{\dot{U}_b^{\rm XX}} \approx n \,. \tag{8}$$

Тогда согласно (7), (8) и (5)

$$\dot{U}_2^{\rm XX} = \dot{U}_a + \dot{U}_b^{\rm XX} \approx \dot{U}_a + \frac{U_a}{n} = \dot{U}_1 \frac{n+1}{n},$$

и, стало быть, коэффициент трансформации повышающего автотрансформатора со схемой соединений, как на рис. 2, *a*, равен

$$k \approx \frac{\dot{U}_1}{\dot{U}_2^{\text{xx}}} = \frac{n}{n+1} < 1$$
 (9)

(первичное напряжение меньше вторичного).

#### Режим XX понижающего автотрансформатора

В схеме рис. 2, *б* первично напряжение  $U_2$ . Нагрузка  $Z_{1H} = \infty$ . Ток  $\dot{I}_1 = 0$ . Обычно при определении коэффициента трансформации током XX пренебрегают, полагая  $\dot{I}_2 \approx 0$ . Учитывая (6) и (4), имеем  $\dot{I}_b = \dot{I}_2 \approx 0$ ,  $\dot{I}_a = \dot{I}_1 - \dot{I}_b \approx 0$ . Тогда

$$\frac{U_b}{\dot{U}_1^{\rm XX}} = \frac{U_b}{\dot{U}_a^{\rm XX}} \approx \frac{1}{n} \,.$$

Согласно (7) и (5)

$$\dot{U}_{2} \approx \dot{U}_{a}^{\text{XX}} + \dot{U}_{b} = \dot{U}_{1}^{\text{XX}} + \frac{\dot{U}_{1}^{\text{XX}}}{n} = \dot{U}_{1}^{\text{XX}} \frac{n+1}{n} = \frac{1}{k} \dot{U}_{1}^{\text{XX}} , (10)$$

и, как и следовало ожидать, коэффициент трансформации понижающего автотрансформатора со схемой соединений как на рис. 2, *а* равен

$$k_{\text{пониж}} = \frac{U_2}{\dot{U}_1^{\text{XX}}} \approx \frac{n+1}{n} = \frac{1}{k} > 1$$
(11)

(первичное напряжение больше вторичного).

#### Двухтрансформаторная схема замещения идеализированного автотрансформатора

В идеализированном автотрансформаторе соотношения (8)–(11) выполняются точно. Имеют место связи

$$k = \frac{n}{n+1}; \ n = \frac{k}{1-k}; \ n+1 = \frac{1}{1-k}.$$
 (12)

Заменяя трансформатор в схеме рис. 2, б его идеализированной моделью (рис. 1, б), получаем один из вариантов схемы замещения идеализированного автотрансформатора (рис. 2, в) с натуральными (неприведенными) величинами токов и напряжений, что методологически важно для осмысления связей его сопротивлений КЗ как со стороны *a*-обмотки  $(X_{\kappa_3}^{Aa})$ , так и со стороны *b*-обмотки  $(X_{\kappa_3}^{Ab})$  с величинами  $x_{\kappa_3}^a$  и  $x_{\kappa_3}^b$ .

Примечание 3. В элементной базе теоретической электротехники в годы *появления* схем замещения автотрансформаторов *зависимых источников* не было, и авторы вынуждены были привязывать свои рассуждения к *приведенным* величинам токов и напряжений его трансформатора. Это трудно воспринимаемо, в этом нет единства (разнобой в обозначениях, у каждого автора свой путь) [2–4]. В результате в учебниках сопротивления K3 автотрансформатора либо вовсе игнорируются [5—8], либо приводятся без вывода. Однако за последние 20—30 лет зависимые источники широко внедрились в схемные модели различных устройств, и расчет таких схем включен в вузовские программы обучения. При этом оказывается возможным реализовать общий принцип электротехники — свести исследование свойств устройства к анализу его схемной модели.

Здесь вывод сопротивлений КЗ автотрансформатора требует лишь умения построить уравнения Кирхгофа для схемы с зависимыми источниками (рис. 2, *в*), что не представляет большого труда.

# Сопротивление КЗ повышающего автотрансформатора

Принимаем в схеме (рис. 2, *в*)  $\dot{U}_2 = 0$ . Ее правый контур дает

$$\frac{\dot{U}_{aa}}{n} = -\dot{U}_a = -\dot{U}_1; \ \dot{U}_{aa} = -n\dot{U}_1,$$

что позволяет для левого контура записать

$$jx_{\kappa_3}^a \dot{I}_{\kappa_3}^a + (-n\dot{U}_1) = \dot{U}_1; \quad \dot{I}_{\kappa_3}^a = \frac{(1+n)U_1}{jx_{\kappa_3}^a};$$
$$\dot{I}_{\kappa_3}^b = n\dot{I}_{\kappa_3}^a = \frac{n(1+n)\dot{U}_1}{jx_{\kappa_2}^a}.$$

Входной ток равен

$$\dot{I}_1 = \dot{I}^a_{_{\mathrm{K}3}} + \dot{I}^b_{_{\mathrm{K}3}} = (1+n)^2 \frac{\dot{U}_1}{jx^a_{_{\mathrm{K}3}}}$$

и, стало быть, сопротивление КЗ повышающего автотрансформатора со стороны *a*-обмотки

$$jX_{\rm K3}^{Aa} = \frac{\dot{U}_1}{\dot{I}_1} \bigg|_{\dot{U}_2=0} = \frac{jx_{\rm K3}^a}{(1+n)^2},$$
(13)

или с учетом (12), а также (3)

$$X_{\rm K3}^{Aa} = \frac{x_{\rm K3}^a}{\left(1+n\right)^2} = \left(1-k\right)^2 x_{\rm K3}^a = k^2 x_{\rm K3}^b \qquad (14)$$

Приведенная схема замещения относительно входного напряжения  $\dot{U}_1$ , одновременно удовлетворяющая условию XX (9) и K3 (13), т.е. соотношениям  $\dot{U}_1 = k \dot{U}_2^{xx}$ ,  $\dot{U}_1 = j X_{\kappa_3}^{Aa} \cdot \dot{I}_1 \Big|_{\dot{U}_2=0}$ ,



Рис. 3. Электрические схемы замещения идеализированного автотрансформатора, приведенные к напряжению  $\dot{U}_1$  со стороны HH (*a*) и к напряжению  $\dot{U}_2$  со стороны BH (*б*) Fig.3. The electric schemes for replacing the idealized autotransformer, reduced to the voltage  $\dot{U}_1$  from the LV side (*a*) and to the voltage  $\dot{U}_2$  from the HV side (*б*)

имеет вид, представленный на рис. 3, *a*, где реактивные сопротивления обозначены комплексными величинами:

$$Z^{a}_{\kappa_{3}} = jx^{a}_{\kappa_{3}}; \qquad Z^{b}_{\kappa_{3}} = jx^{b}_{\kappa_{3}}; Z^{aA}_{\kappa_{3}} = jX^{Aa}_{\kappa_{3}}; \qquad Z^{bA}_{\kappa_{3}} = jX^{Ab}_{\kappa_{3}}.$$

# Сопротивление КЗ понижающего автотрансформатора

Принимаем в схеме рис. 2, *в*  $\dot{U}_1 = 0$ . Первичным является напряжение  $\dot{U}_2$ . Сохраняем направления токов на схеме и для сопротивления K3 со стороны BH имеем

$$jX_{\rm K3}^{Ab} = \frac{\dot{U}_2}{(-\dot{I}_2)}\Big|_{\dot{U}_1=0}.$$
 (15)

Правый контур вследствие  $\dot{U}_a = \dot{U}_1 = 0$  дает

$$\frac{U_{aa}^{\kappa_3}}{n} = \dot{U}_2; \ \dot{U}_{aa}^{\kappa_3} = n \dot{U}_2,$$

что позволяет для левого контура записать

$$jx_{\kappa_3}^a \dot{I}_{\kappa_3}^a + (n\dot{U}_2) = 0; \quad \dot{I}_{\kappa_3}^a = \frac{-nU_2}{jx_{\kappa_3}^a};$$
$$\dot{I}_{\kappa_3}^b = n\dot{I}_{\kappa_3}^a = -\frac{n^2\dot{U}_2}{jx_{\kappa_3}^a}.$$

Входной ток при направлении, показанном на рис. 2, *в*, с учетом (3) равен

$$\dot{I}_{2} = \dot{I}_{\kappa_{3}}^{b} = -n^{2} \frac{U_{2}}{j x_{\kappa_{3}}^{a}} = -\frac{U_{2}}{j x_{\kappa_{3}}^{b}}.$$
 (16)

Согласно (15) сопротивление КЗ понижающего автотрансформатора

$$jX_{\rm K3}^{Ab} = j\frac{x_{\rm K3}^a}{n^2} = jx_{\rm K3}^b,$$

или

$$X_{\rm K3}^{Ab} = x_{\rm K3}^{b} \,. \tag{17}$$

Схема замещения относительно входного напряжения  $\dot{U}_2$ , одновременно удовлетворяющая условию XX (10) и K3 (16), т.е. соотношениям

$$\dot{U}_2 = \frac{1}{k} \dot{U}_1^{XX};$$
  
 $\dot{U}_2 = j x^b_{K3} (-\dot{I}_2),$ 

имеет вид, представленный на рис. 3,  $\delta$  (с заменой величин ( $-\dot{I}_2$ ) и ( $-\dot{I}_1$ ) с направлением вправо, как на рис. 2,  $\epsilon$ , на величину  $\dot{I}_2$  с направлением налево).

Сопоставляя (17) с (14), приходим к выводу: как и в обычном трансформаторе (см. (3)), в автотрансформаторе будет

$$X_{\rm K3}^{Aa} = k^2 X_{\rm K3}^{Ab} \,. \tag{18}$$

Замечание 1. Любая из схем на рис. 3 пригодна для расчета режимов как в повышающем, так и в понижающем автотрансформаторах.

Замечание 2. Как известно из теории трансформаторов с коэффициентом трансформации  $n = w_1/w_2$ , для перехода от схемы замещения, приведенной к первичной обмотке  $(\dot{U}_1, \dot{I}_1, Z_{\kappa_3}^d, \dot{U}'_2, \dot{I}'_2, Z'_{H2})$ , к его схеме замещения, приведенной ко вторичной стороне, достаточно все напряжения поделить на n, а все токи умножить на n (поменяв их направления), при этом все сопротивления делятся на  $n^2$ , после чего получаем схему, описываемую величинами

$$\dot{U}'_1 = \frac{U_1}{n}, \quad \dot{I}'_1 = n\dot{I}_1, \quad Z^b_{\kappa_3} = \frac{Z^a_{\kappa_3}}{n^2}, \quad \dot{U}_2, \quad \dot{I}_2, \quad Z_{\kappa_2}.$$

Точно по такому же правилу осуществляется переход от схемы замещения идеализированного автотрансформатора (рис. 3, *a*) к его схеме замещения (рис. 3,  $\delta$ ) с использованием коэффициента трансформации *k*.

Замечание 3. В схеме рис. 3, б продольное сопротивление выглядит исключительно просто  $(Z_{\kappa_3}^{Ab} = Z_{\kappa_3}^b)$ , тогда как в схеме рис. 3,  $a Z_{\kappa_3}^{Aa} \neq Z_{\kappa_3}^a$  и имеет место более сложная связь:  $Z_{\kappa_3}^{Aa} = (1-k)^2 Z_{\kappa_3}^a$ . В этом смысле следует понимать фразу автора [3, стр.78], что схемы замещения «для повышающего и понижающего трансформатора идентичны, а для автотрансформаторе — различны». Это различие, как будет показано, проявляется также в распределении магнитных потоков в автотрансформаторе.

#### Невозможность создания трансформатора, электрически эквивалентного автотрансформатору

Такой трансформатор должен был бы иметь тот же коэффициент трансформации  $k = U_1/U_2$ (т. е. числа витков  $w_1 = w_a$  и  $w_2 = w_a + w_b$ ) и то же сопротивление K3, что и автотрансформатор. Обозначая сопротивление K3 такого трансформатора, приведенное к  $w_1$ - обмотке, как  $L_{\rm K3}^{\rm T9}$ , мы должны согласно схеме рис. 3, *а* записать [1] соотношения

$$\begin{split} L^{\mathrm{T}\mathfrak{d}}_{_{\mathrm{K}\mathfrak{d}}} &\equiv L^{\mathrm{T}\mathfrak{d}}_{a} + L^{\mathrm{T}\mathfrak{d}}_{\delta} + L'^{\mathrm{T}\mathfrak{d}}_{b} = L^{Aa}_{_{\mathrm{K}\mathfrak{d}}} \equiv (1-k)^2 \, L^{a}_{_{\mathrm{K}\mathfrak{d}}} = \\ &= (1-k)^2 \, L_a + (1-k)^2 \, L_{\delta} + (1-k)^2 \, L'_{b}, \end{split}$$

откуда следует, в частности,

$$L_{\delta}^{\mathrm{T}_{\vartheta}} \equiv \frac{\mu_{0}\pi D_{\delta}\delta^{\mathrm{T}_{\vartheta}}}{h}w_{a}^{2} =$$
$$= (1-k)^{2}L_{\delta} \equiv (1-k)^{2}\frac{\mu_{0}\pi D_{\delta}\delta}{h}w_{a}^{2}$$

и, стало быть, промежуток между обмотками в трансформаторе должен быть существенно меньше, чем в эквивалентном автотрансформаторе:

$$\delta^{\mathrm{T}\mathfrak{d}} = (1-k)^2 \delta$$

Таким же образом должны быть уменьшены толщины обмоток, что невозможно. К такому же выводу можно придти, ориентируясь на схему рис. 3,  $\delta$ , полагая, что электрически эквивалентный трансформатор приведен к  $w_2$ обмотке с числом витков ( $w_a + w_b$ ). Составляющая индуктивности КЗ, приведенная к обмотке ( $w_a + w_b$ ) эквивалентного трансформатора, зависящая от ширины  $\delta^{T_3}$  промежутка между обмотками, в этом случае равна

$$\frac{\mu_0 \pi D_\delta \delta^{\mathrm{T}_{\vartheta}}}{h} (w_a + w_b)^2 = \frac{\mu_0 \pi D_\delta \delta}{h} w_b^2$$

что приводит к тому же соотношению:

$$\delta^{\mathrm{T}_{\vartheta}} = \left(\frac{w_a + w_b}{w_b}\right)^2 \delta = (1 - k)^2 \delta.$$

# Связи между токами в идеализированном автотрансформаторе

Связь между токами  $\dot{I}_1$  и  $\dot{I}_2$  иллюстрируются на любой из схем рис. 2, *в* и рис. 3, *a*, *б*:

$$\dot{I}_2 = k\dot{I}_1$$
. (19)

В частности, согласно схеме замещения рис. 2, в

$$\dot{I}_b = n\dot{I}_a \,. \tag{20}$$

С учетом (4) и (6) имеем

÷

$$\dot{I}_1 = \dot{I}_a + \dot{I}_b = (1+n)\dot{I}_a;$$
 (21)

$$\dot{I}_a = \frac{I_1}{1+n} = (1-k)\dot{I}_1;$$
 (22)

$$\dot{I}_2 = \dot{I}_b = n\dot{I}_a = \frac{n}{n+1}\dot{I}_1;$$
 (23)

$$\vec{I}_a = \frac{\vec{I}_b}{n} = \frac{k}{n} \vec{I}_1 \quad . \tag{24}$$

#### Отображение магнитных потоков на двухтрансформаторной модели идеализированного автотрансформатора

Чтобы на схеме замещения отобразить магнитные потоки, следует трансформатор в схеме рис. 2,  $\delta$  заменить его 4Т-образной идеализированной моделью (рис. 4), которую можно рассматривать как результат разложения индуктивности  $L^a_{k3}$  на составляющие в соответствии с соотношением [1, 22, 23]

$$L^{a}_{\kappa_{3}} = L_{a} + L_{\delta} + L'_{b} , \qquad (25)$$

$$L_a = \frac{\mu_0 \pi (D_a + a/2)a}{3h} w_a^2 \approx \frac{\mu_0 s_a}{3h} w_a^2; \qquad (26)$$

$$L_{\delta} = \frac{\mu_0 \pi D_{\delta} \delta}{h} w_a^2 = \frac{\mu_0 s_{\delta}}{h} w_a^2 ; \qquad (27)$$

$$L'_{b} = \frac{\mu_{0}\pi(D_{b} - b/2)b}{3h}w_{a}^{2} \approx \frac{\mu_{0}s_{b}}{3h}w_{a}^{2}, \qquad (28)$$

где  $s_a$ ,  $s_b$ ,  $s_b$  — площади поперечных сечений соответствующих зон в окне,

$$s_{a} = \pi a D_{a} = \pi a \left( r_{2}^{a} + r_{1}^{a} \right),$$
  

$$s_{\delta} = \pi D_{\delta} \delta,$$
  

$$s_{b} = \pi b D_{b} = \pi b \left( r_{2}^{b} + r_{1}^{b} \right);$$
  
(29)

 $r_1^a, r_2^a$  и  $r_2^b, r_1^b$  — внутренний и внешний радиусы соответственно *a*- и *b*-обмоток.

Зная ток  $\dot{I}_a$ , по схеме (рис. 4) можно найти показанные на рис. 1, *a* все четыре магнитных потока в стали  $(\dot{\Phi}_{cr}, \dot{\Phi}_{a}^{a\delta}, \dot{\Phi}_{b}^{\delta b}, \dot{\Phi}_{60\kappa})$  и три потока в окне  $(\dot{\Phi}_{a}, \dot{\Phi}_{\delta}, \dot{\Phi}_{b})$  при любой заданной нагрузке. Полученные таким образом формулы для пяти потоков —  $\dot{\Phi}_{cr}, \dot{\Phi}_{a}, \dot{\Phi}_{\delta}, \dot{\Phi}_{b}, \dot{\Phi}_{60\kappa}$  — приведены в табл. 1. Величину  $\dot{U}_b$ , входящую в выражение для  $\dot{\Phi}_{60\kappa}$ , можно вычислить по схемам замещения. Остальные два потока в стыковом ярме определяются из соотношений

$$\dot{\Phi}_{\mathfrak{A}}^{a\delta} = \dot{\Phi}_{\rm cr} - \dot{\Phi}_{a}; \ \dot{\Phi}_{\mathfrak{A}}^{\delta b} = \dot{\Phi}_{\rm 60K} - \dot{\Phi}_{b}.$$
(30)

Величины потоков входят в соотношения для распределения векторного потенциала A(r) в трансформаторе (табл. 1), которые, таким образом, принимают смысл формул распределения векторного потенциала и в автотрансформаторе; при этом имеется в виду, что входящая в них величина  $I_a$  связана с током  $I_1$  соотношением (22). Эта связь приводит к более сложным кривым распределения векторного потенциала по сравнению с аналогичными кривыми в силовых трансформаторах. Их анализу будет посвящена следующая часть работы.

# Сверх- и антисверхпотоки в режиме КЗ повышающего автотрансформатора

В режиме K3 отдельные части автотрансформатора могут находится в перевозбужденном состоянии, когда магнитные потоки в них существенно превышает их потоки в режиме XX или номинальных режимах. Соответствующие соотношения для повышающего автотрансформатора, полученные в [1], приведены в табл. 2, причем, в отличие от [1], они представлены зависящими не от  $n = w_a/w_b$ , а от k = n//(n + 1). Аналогичные соотношения для режима



Рис. 4. 4T-образные схемы замещения идеализированного автотрансформатора (*a*) и эквивалентного ему трансформатора ( $\delta$ ), приведенные к стороне  $w_a$ -обмотки Fig.4. 4T-shaped schemes for replacing the idealized autotransformer (*a*) and equivalent to the transformer ( $\delta$ ), brought to the side of the  $w_a$ -winding

## Таблица 1

## Магнитные потоки и векторный потенциал в броневом автотрансформаторе

Table 1

	Magn	etic flux and vector potential in a	armored autotransformer
Область (зона)	Пределы изменения <i>r</i> в зоне	Напряженность $\dot{H}(r) \equiv \dot{H}_{z}(r)$ и поток $\dot{\Phi} \equiv \dot{\Phi}_{z}$ области	Векторный потенциал $\mathbf{A} \equiv A(r)\mathbf{e}_{\alpha};$ $\dot{A}(r) \equiv \dot{A}_{\alpha}(r)$
Стержень	$0 < r < r_{\rm ct}$	$\dot{H}(r) = 0$ $\dot{\Phi}_{cT} = \frac{\dot{U}_a}{j\omega w_a} + \frac{\dot{\Phi}_a}{3}$	$\dot{A}_{\rm CT}(r) = \frac{1}{2\pi r} \dot{\Phi}_{\rm CT} \frac{r^2}{r_{\rm CT}^2}$
Канал (б <sub>1</sub> — зона)	$r_{\rm ct} < r < (r_{\rm ct} + a)$	$\dot{H}(r) = 0$ $\dot{\Phi}_{\delta 1} = 0$	$\dot{A}_{\delta 1}(r) = \frac{1}{2\pi r} \dot{\Phi}_{\rm ct}$
Внутренняя		$\dot{H}_a = \frac{w_a \dot{I}_a}{h} \cdot \frac{r - r_1^a}{a};$	$\dot{A}_{a}(r) = \frac{1}{2\pi r} \left[ \dot{\Phi}_{cT} - \frac{2\pi\mu_{0}}{ha} w_{a} \dot{I}_{a} \left( \frac{r^{3}}{3} - \frac{r_{1}^{a}r^{2}}{2} + \frac{(r_{1}^{a})^{3}}{6} \right) \right],$
обмотка ( <i>a</i> – зона)	$r_1^a < r < r_2^a$	$\dot{\Phi}_a = \frac{\mu_0 \pi a}{2} \left( D_a + \frac{a}{3} \right) \frac{w_a I_a}{h};$ $\dot{\Phi}_a \approx \frac{3}{2} \frac{L_a \dot{I}_a}{w_a}$	или приближенно $\dot{A}_{a}(r) \approx \frac{1}{2\pi r} \left( \dot{\Phi}_{cT} - \frac{\pi \mu_{0} w_{a} \dot{I}_{a}}{ha} r_{2}^{a} (r - r_{1}^{a})^{2} \right)$
Коридор между обмотками (ð — зона)	$r_2^a < r < r_1^b$	$\dot{H}_{\delta} = \frac{w_a \dot{I}_a}{h};$ $\dot{\Phi}_{\delta} = \frac{\mu_0 \pi D_{\delta} \delta}{h} w_a \dot{I}_a$ или $\dot{\Phi}_{\delta} = \frac{L_{\delta} \dot{I}_a}{w_a}$	$\dot{A}_{\delta}(r) = \frac{1}{2\pi r} \left[ \dot{\Phi}_{cT} - \dot{\Phi}_{a} - \frac{\pi\mu_{0}}{h} w_{a} \dot{I}_{a} \left( r^{2} - (r_{2}^{a})^{2} \right) \right];$ $UJIII$ $\dot{A}_{\delta}(r) = \frac{1}{2\pi r} \left[ \dot{\Phi}_{60K} + \dot{\Phi}_{b} + \frac{\pi\mu_{0}}{h} w_{a} \dot{I}_{a} \left( (r_{1}^{b})^{2} - r^{2} \right) \right]$
Внешняя обмотка ( <i>b</i> – зона)	$r_1^b < r < r_2^b$	$\begin{split} \dot{H}_{b} &= \frac{w_{a}\dot{I}_{a}}{h} \cdot \frac{r_{2}^{b} - r}{b}; \\ \dot{\Phi}_{b} &= \frac{\mu_{0}\pi b}{2} \bigg( D_{b} - \frac{b}{3} \bigg) \frac{w_{a}\dot{I}_{a}}{h}; \\ \dot{\Phi}_{b} &\approx \frac{3}{2} \frac{L_{b}'\dot{I}_{a}}{w_{a}} \end{split}$	$\dot{A}_{b}(r) = \frac{1}{2\pi r} \Biggl[ \dot{\Phi}_{60\kappa} + \frac{2\pi\mu_{0}w_{a}\dot{I}_{a}}{hb} \Biggl( \frac{r^{3}}{3} - \frac{r_{2}^{b}r^{2}}{2} + \frac{r_{2}^{b}}{6} \Biggr) \Biggr],$ или приближенно $\dot{A}_{b}(r) \approx \frac{1}{2\pi r} \Biggl( \dot{\Phi}_{60\kappa} + \frac{\pi\mu_{0}w_{a}\dot{I}_{a}}{hb} r_{1}^{b} (r_{2}^{b} - r)^{2} \Biggr)$
Канал (б <sub>2</sub> — зона)	$r_2^b < r < r_2^b + \delta_2$	$\dot{H}(r) = 0$ $\dot{\Phi}_{\delta 2} = 0$	$\dot{A}_{\delta 2}(r) = \frac{\dot{\Phi}_{60K}}{2\pi r}$
Боковое ярмо	$r_{60K1} < r < r_{60K2}$	$\dot{H}(r) = 0;$ $\dot{\Phi}_{60\kappa} = \frac{\dot{U}_b}{j\omega w_b} - \frac{\dot{\Phi}_b}{3}$	$\dot{A}_{60K}(r) = \frac{\dot{\Phi}_{60K}}{2\pi r} \frac{(-r^2 + r_{60K2}^2)}{(r_{60K2}^2 - r_{60K1}^2)}$

КЗ понижающего автотрансформатора представлены в крайней правой колонке табл. 2. Они выведены с помощью схемы рис. 4. Как видно, соотношения табл. 2 для потоков повышающего и понижающего автотрансформаторов в толще обмоток, а также между ними и в окне в целом отличаются только знаками, тогда как для потоков в стали они существенно различны.

Примечание 4. Если из выражений табл. 2 удалить коэффициент k (положить формально равным нулю), то они совпадут с соответствующими выражениями для пото-ков в обычном трансформаторе [22, 23].

В рассматриваемом типе автотрансформатора (с общей внутренней обмоткой) сверхпоток КЗ в боковом ярме в обоих режимах работы (как повышения, так и понижения напряжения) превосходит сверхпоток КЗ в стержне. В случае, если общей будет внешняя обмотка, картина скорее всего поменяется, т.е. сверхпоток КЗ в боковом ярме будет меньше, чем в стержне.

Примечание 5. Для расчета потоков КЗ по формулам табл. 2 необходим предварительный расчет отношения индуктивностей к индуктивности КЗ. Из их физического смысла вытекает, например, что

Таблица 2

#### Магнитные потоки в идеализированном автотрансформаторе общей внутренней *а*-обмоткой в режимах КЗ на стоторне ВН и на стороне НН

Table 2

Magnetic fluxes of autotransformer in an idealized a-total internal winding in short circuit mode on the HV stop and on the LV side

Область (участок)	Потоки в разных частях повышающего автотрансформатора $\left( \underline{\dot{\Phi}}_{k}^{\kappa_{3}\mathrm{BH}} = \underline{\dot{\Phi}}_{k}^{\kappa_{3}\mathrm{BH}} / \underline{\dot{\Phi}}_{\mathrm{xx}} \right)$	Потоки в разных частях понижающего автотрансформатора $\left( \underline{\dot{\Phi}}_{k}^{\kappa_{3}\text{HH}} = \underline{\dot{\Phi}}_{k}^{\kappa_{3}\text{HH}} / \underline{\dot{\Phi}}_{xx} \right)$
Стержень	$\underline{\dot{\Phi}}_{cT}^{\kappa_{3}BH} = 1 + \frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_{a}}{2L_{\kappa_{3}}^{a}}$	$\underline{\dot{\Phi}}_{cT}^{\kappa_{3}HH} = -\frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_{a}}{2L_{\kappa_{3}}^{a}} = \frac{\underline{\dot{\Phi}}_{a}^{\kappa_{3}HH}}{3}$
Левый участок стыкового ярма	$\underline{\dot{\Phi}}_{\pi}^{a_{\mathrm{K3BH}}} = 1 - \frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_a}{L_{\mathrm{K3}}^a}$	$\underline{\dot{\Phi}}_{\pi}^{a_{\mathrm{K3HH}}} = \frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_{a}}{L_{\mathrm{K3}}^{a}} = -2\underline{\dot{\Phi}}_{\mathrm{cr}}^{\mathrm{K3HH}}$
Правый участок стыкового ярма	$\underline{\dot{\Phi}}_{\mathfrak{R}}^{b_{\mathrm{K3}}\mathrm{BH}} = \frac{1}{(1-k)} \left( \frac{L_b'}{L_{\mathrm{K3}}^a} - k \right)$	$\underline{\dot{\Phi}}_{\pi}^{b\kappa_{3}\mathrm{HH}} = \frac{1}{(1-k)} \left( 1 - \frac{L_{b}'}{L_{\kappa_{3}}^{a}} \right)$
Боковое ярмо	$\underline{\dot{\Phi}}_{\delta o \kappa}^{\kappa 3 BH} = -\frac{1}{1-k} \left( k + \frac{L_b'}{2L_{\kappa 3}^a} \right)$	$\underline{\dot{\Phi}}_{\text{60K}}^{\text{K3HH}} = \frac{1}{1-k} \left( 1 + \frac{L_b'}{2L_{\text{K3}}^a} \right)$
Внутренняя обмотка	$\underline{\dot{\Phi}}_{a}^{\text{K3BH}} = \frac{3}{(1-k)} \cdot \frac{L_{a}}{2L_{\text{K3}}^{a}}$	$\underline{\dot{\Phi}}_{a}^{\text{K3HH}} = -\frac{3}{(1-k)} \cdot \frac{L_{a}}{2L_{\text{K3}}^{a}} = 3\underline{\dot{\Phi}}_{\text{CT}}^{\text{K3HH}}$
Коридор между обмотками	$\underline{\dot{\Phi}}_{\delta}^{\text{K3BH}} = \frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_{\delta}^{a}}{L_{\text{K3}}^{a}}$	$\underline{\dot{\Phi}}_{\delta}^{\text{K3BH}} = -\frac{1}{(1-k)} \cdot \frac{L_{\delta}^{a}}{L_{\text{K3}}^{a}}$
Внешняя обмотка	$\underline{\dot{\Phi}}_{b}^{\text{K3BH}} = \frac{3}{(1-k)} \cdot \frac{L_{b}'}{2L_{\text{K3}}^{a}}$	$\underline{\dot{\Phi}}_{b}^{\text{K3HH}} = -\frac{3}{(1-k)} \cdot \frac{L_{b}'}{2L_{\text{K3}}^{a}}$
Окно	$\underline{\dot{\Phi}}_{\text{окн}}^{\text{кзBH}} = \frac{1}{1-k} \left( 1 + \frac{L_a + L_b'}{2L_{\text{кз}}^a} \right)$	$\underline{\dot{\Phi}}_{\text{OKH}}^{\text{K3HH}} = -\frac{1}{1-k} \left( 1 + \frac{L_a + L_b'}{2L_{\text{K3}}^a} \right)$

$$\frac{L_a}{L_{\kappa_3}^a} = \frac{L_a'}{L_{\kappa_3}^b} = \frac{w_a^2 / 3R_a^M}{\frac{w_a^2}{3R_a^M} + \frac{w_a^2}{R_\delta^M} + \frac{w_a^2}{3R_b^M}} = \frac{s_a}{s_a + 3s_\delta + s_b} = \frac{aD_a}{aD_a + 3aD_\delta + bD_b},$$

где  $R_k^{\rm M}$  — магнитное сопротивление соответствующего канала в окне автотрансформатора,  $s_k$ — сечение k-го канала. Если принять  $D_a \approx D_\delta \approx D_b$ , то после сокращений получаем приближенное выражение

$$\frac{L_a}{L_{\rm K3}^a} = \frac{L_a'}{L_{\rm K3}^b} \approx \frac{a}{a+3a+b}$$

Аналогично получаются приближенные выражения для остальных индуктивностей (табл. 3).

### Полная векторная диаграмма идеализированного повышающего автотрансформатора

На рис. 5, а представлена диаграмма для активно-индуктивной нагрузки повышающего автотрансформатора (процедура ее построения по заданным значениям вторичного напряжения  $\dot{U}_2$  и тока  $\dot{I}_2$  описана в табл. 4). Она называется полной, поскольку на ней одновременно с токами и напряжениями отображены также магнитные потоки, точнее пропорциональные им величины  $w_a \dot{\Phi}_{cT}$ ,  $w_a \dot{\Phi}_{\delta \delta \kappa}$ ,  $w_a \dot{\Phi}_a$  и т.д. Штрихами выделены треугольники osv и omn магнитных потоков соответственно для потокосцепления  $\dot{\Psi}_a$  а-обмотки и потокосцепления  $\dot{\Psi}'_b = n \dot{\Psi}_b$  *b*-обмотки. При этом большой треугольник *отv* есть *треугольник* магнитных потоков (  $\dot{\Phi}_{_{CT}}, \, \dot{\Phi}_{_{OKHO}}, \, \dot{\Phi}_{_{OKHO}}$  ), помноженный на w<sub>a</sub>. На диаграмме штрихами выделены также треугольники переданных мощностей автотрансформатора, отмеченных жирными буквами в соответствии с соотношениями

 $\dot{S}_{_{\Im\Pi}} = P_{_{\Im\Pi}} + jQ_{_{\Im\Pi}} = \dot{U}_b I_b^*$  (электромагнитная мощность);

 $\dot{S}_{_{9}} = P_{_{9}} + jQ_{_{9}} = \dot{U}_{a}\dot{I}_{b}^{*}$  (электрическая мощность);

 $\dot{S} = P + jQ = \dot{U}_2 I_b^*$  (мощность на выходе автотрансформатора на стороне ВН). Таблица 3

Отношения индуктивностей при  $h_{o6} = h_{okh}$ 

Table 3

The ratio of the inductances at  $h_{00} = h_{000}$ 

Величина	Формула	Приближенная формула
$\frac{L_a}{L_{\rm K3}^a} = \frac{L_a'}{L_{\rm K3}^b}$	$\frac{aD_a}{aD_a + 3\delta D_{\delta} + bD_b}$	$\frac{a}{a+3\delta+b}$
$\frac{L^a_\delta}{L^a_{{\scriptscriptstyle{\mathrm{K3}}}}} = \frac{L^b_\delta}{L^b_{{\scriptscriptstyle{\mathrm{K3}}}}}$	$\frac{3\delta D_{\delta}}{aD_a + 3\delta D_{\delta} + bD_b}$	$\frac{3\delta}{a+3\delta+b}$
$\frac{L_b'}{L_{\rm K3}^a} = \frac{L_b}{L_{\rm K3}^b}$	$\frac{bD_b}{aD_a + 3\delta D_\delta + bD_b}$	$\frac{b}{a+3\delta+b}$

Поскольку в правых частях этих выражений стоит одинаковый множитель  $I_b^*$ , то, очевидно, векторы  $\dot{U}_b, \dot{U}_a, \dot{U}_2$  могут рассматриваться как величины, отображающие комплексные мощности  $\dot{S}_{_{\partial n}}, \dot{S}_{_{\partial}}, \dot{S}$ . В результате диаграмма приняла трехэтажный вид.

#### Сверх- и антипотоки КЗ на векторной диаграмме повышающего автотрансформатора

Диаграмма для режима K3 иллюстрируется на рис. 5,  $\delta$ . Поскольку  $\dot{U}_2 = 0$ , то ее построение начинается с первичного напряжения  $\dot{U}_1$ , отложенного вертикально вверх, и токов K3

$$\dot{I}_{2}^{K3} = \dot{I}_{1}^{K3} = \frac{U_{1}}{j\omega L_{K3}^{Aa}};$$
$$\dot{I}_{b}^{K3} = \dot{I}_{2}^{K3} = k\dot{I}_{2}^{K3};$$
$$\dot{I}_{a}^{K3} = (1-k)\dot{I}_{1}^{K3},$$

отложенных по горизонтали вправо. Последующие построения повторят порядок действий с 4-го этапа табл. 4 при условии  $\dot{U}_2 = 0$  и  $\dot{U}'_2 = 0$ , причем все величины помечены индексом K3, за исключением потокосцепления  $\dot{\Psi}_a$ , определяемого значением  $\dot{U}_1$ . При одном и том же напряжении  $\dot{U}_1$  в обоих режимах (рис. 5, *a*, *б*) векторы  $\dot{\Psi}_a$  одинаковы. Величина  $\dot{\Psi}_b^{'K3}$  оказывается в противофазе с  $\dot{\Psi}_a$  и существенно превышает величину  $\dot{\Psi}_b'$  из-за увеличения  $\dot{U}_b^{K3}$ , достигающего значения  $(-\dot{U}_1)$ , как показано на схеме замещения (рис. 5, *в*), построенной относительно тока  $\dot{I}_a^{K3}$ . Из диаграммы (рис. 5, *б*) следует, что

$$\dot{\Psi}_{b}^{\prime \mathrm{K3}} = -n \dot{\Psi}_{a} ,$$

при этом треугольники потоков *отп* и *оsv* вытягиваются в линии, в результате чего потоки в стали  $\Phi_{cr}^{\kappa_3}$  и  $\Phi_{60\kappa}^{\kappa_3}$  оказываются существенно превышающими поток холостого хода  $\Phi_{\chi\chi}$ и в этом смысле являются сверхпотоками. Причем с учетом направления  $\Phi_{60\kappa}^{\kappa_3}$ , противоположного направлению  $\Phi_{cr}^{\kappa_3}$ , его следует называть *антисверхпотоком*. Наибольшее значение принимает поток в окне  $\Phi_{0\kappaH0}^{\kappa_3}$ , показанный на диаграмме пунктирной линией. По диаграмме можно получить *действующие* значения всех потоков в режиме K3. Согласно схеме рис. 5, *в* имеем

$$I_a^{\rm K3} = (n+1)\frac{U_a}{\omega L_{\rm K3}^a}$$

Суммируя отрезки на диаграмме, получаем

$$w_{a} \Phi_{\rm CT}^{\rm K3} = os + sv = \frac{U_{a}}{\omega} + \frac{L_{a}}{2} I_{a}^{\rm K3} =$$
$$= \frac{U_{a}}{\omega} + \frac{L_{a}}{2} \frac{(n+1)U_{a}}{\omega L_{\rm K3}^{a}} = \frac{U_{a}}{\omega} \left( 1 + (n+1)\frac{L_{a}}{2L_{\rm K3}^{a}} \right).$$

Откуда, принимая во внимание  $\Phi_{xx} = U_a/w_a\omega$ , можем написать

$$\frac{\Phi_{\rm CT}^{{\rm K3}}}{\Phi_{\rm xx}} = 1 + (n+1)\frac{La}{2L_{\rm K3}^a},$$

что совпадает с выражением  $\underline{\Phi}_{ct}^{\kappa_3 BH}$  (см. табл. 2). Аналогично согласно диаграмме

$$w_{a}\Phi_{6\sigma\kappa}^{\kappa_{3}} = mn + no = \frac{nU_{a}}{\omega} + \frac{L'_{b}}{2}I_{a}^{\kappa_{3}} = \frac{nU_{a}}{\omega} + \frac{L'_{b}}{2}\frac{(n+1)U_{a}}{\omega L_{\kappa_{3}}^{a}} = \frac{U_{a}}{\omega}\left(n + (n+1)\frac{L'_{b}}{2L_{\kappa_{3}}^{a}}\right)$$



Рис. 5. Трехэтажная векторная диаграмма повышающего автотрансформатора в режиме активно-индуктивной нагрузки (*a*) и в режиме K3 на стороне BH (*б*)
Fig. 5. Three-storey vector diagram of the step-up autotransformer in the active-inductive load mode (*a*) and in the short-circuit mode on the side of BH (*б*)

и, следовательно,

$$\frac{\Phi_{60K}^{K3}}{\Phi_{XX}} = n + (n+1)\frac{L_b'}{2L_{K3}^a},$$

что совпадает с выражением  $\Phi_{\text{бок}}^{\text{кзBH}}$  (см. табл. 2). При этом диаграмма наглядно показывает, почему антисверхпоток в боковом ярме превышает сверхпоток в стержне, т.е. почему

$$\Phi_{\delta o \kappa}^{\kappa_3 BH} > \Phi_{c \tau}^{\kappa_3 BH}$$
.

Для потока в окне согласно диаграмме имеем

$$\frac{\Phi_{\text{OKHO}}^{\text{K3}}}{\Phi_{\text{XX}}} = \frac{\Phi_{\text{OOK}}^{\text{K3}}}{\Phi_{\text{XX}}} + \frac{\Phi_{\text{CT}}^{\text{K3}}}{\Phi_{\text{XX}}} = (n+1) \left( 1 + \frac{L' + L_a}{2L_{\text{K3}}^a} \right),$$

что совпадает с выражением для  $\Phi_{\text{окно}}^{\text{кзВН}}$  (см. табл. 2).

Таблица 4

#### Построение векторной диаграммы повышающего автотрансформатора (рис. 5, а)

Table 4

The construction of a vector diagram of a step-up autotransformer (Fig. 5, a)

Этап	Последовательность построения векторов	Пояснения к построению диаграммы
1	$\dot{U}_2$ — вертикально вверх; $\dot{I}_2$	Ток $\dot{I}_2$ под углом $\phi_2$ к $\dot{U}_2$
2	$\dot{I}'_2 = \dot{I}_2 / k = \dot{I}_1 \ \dot{U}'_2 = k \dot{U}_2$	Приведенные величины (рис. 3, а)
3	$\dot{I}_b = \dot{I}_2; \ \dot{I}_a = (1-k)\dot{I}_1; \ \dot{I}_1 = \dot{I}_a + \dot{I}_b$	Рис. 2, б, в
4	$\dot{U}_1 = \dot{U}_a = \dot{U}'_2 + j x_{{}_{\mathrm{K3}}}^{Aa} \dot{I}'_2$	Вектор $j x_{\kappa_3}^{Aa} \dot{I}'_2 \perp \dot{I}'_2$ (рис. 3, <i>a</i> ); $\theta$ – угол между $\dot{U}'_2$ и $\dot{U}_1$
5	$\dot{U}_1 / n$	_
6	$\dot{U}_b = \dot{U}_2 - \dot{U}_1$	$\dot{U_b}$ совпадает с отрезком, проведенным из конца вектора $\dot{U_1}$ в конец вектора $\dot{U_2}$
7	$\dot{U}_b; n\dot{U}_b$	Здесь $\dot{U}_b$ проведен из начала координат
8	$j \mathbf{x}^a_{\kappa_3} \dot{\boldsymbol{I}}_a$	Отрезком, проведенный из конца вектора $n\dot{U}_b$ в конец вектора $\dot{U}_1$ (рис. 2, <i>в</i> )
9	$j \mathbf{x}^b_{\kappa_3} \dot{I}_b$	Отрезок, соединяющий концы векторов $\dot{U_b}$ и $\dot{U_1}$ / $n$
10	$\dot{\Psi}_a = \dot{U}_a / j\omega = \dot{U}_1 / j\omega$	Потокосцепление $\dot{\Psi}_a \perp \dot{U}_a;;$
11	$\dot{\Psi}_b' = n\dot{U}_b / j\omega$	Приведенное потокосцепление $\dot{\Psi}_b' \perp n \dot{U}_b$
12	Треугольник потокосцелений на стороне общей <i>а</i> -обмотки $w_a \dot{\Phi}_{cT} = \dot{\Psi}_a + \frac{L_a \dot{I}_a}{2}$	К вектору $\dot{\Psi}_a$ пристраивается вектор $\vec{sv} = L_a \dot{I}_a / 2$ и проводится вектор $\vec{ov} = w_a \dot{\Phi}_{cr}$
13	Треугольник потокосцелений на стороне последовательной <i>b</i> -обмотки $w_a \dot{\Phi}_{60K} = \dot{\Psi}'_b - \frac{n^2 L_b \dot{I}_a}{2}$	К вектору $\dot{\Psi}'_b$ пристраивается вектор $\overrightarrow{mn} = (n^2 L_b) \dot{I}_a / 2$ и проводится вектор $\overrightarrow{om} = w_a \dot{\Phi}_{\text{бок}}$
14	$\overrightarrow{ns} = L^a_{\rm K3} \dot{I}_a$	_
15	$\overrightarrow{mv} = w_a \dot{\Phi}_{\rm OKHO}$	_

#### Треугольники магнитных потоков понижающего автотрансформатора

Векторная диаграмма понижающего автотрансформатора (рис. 6, а) существенно отличается от таковой для повышающего автотрансформатора (рис. 5, а). Первичным является входное напряжение  $\dot{U}_{\rm BX} = \dot{U}_2$  на стороне ВН. Входной ток  $\dot{I}_{\text{вх}} = -\dot{I}_2$  (см. рис. 2, *a*). Процедура построения диаграммы (рис. 6, а) по заданным значениям вторичного напряжения  $\dot{U}_a$  и тока нагрузки  $\dot{I}_{\rm Harp} = -\dot{I}_1$  представлена в табл. 5. В основе лежит схема замещения рис. 4 с сохранением указанных на ней обозначений напряжений и направлений токов ветвей, а также соотношений между ними. Поскольку при питании со стороны ВН более естественными для токов являются противоположные направления, на векторной диаграмме рис. 6, а они взяты со знаком минус. Смысл коэффициентов n и k и связи между ними остаются прежними. Построение диаграммы начинается с отложения вектора  $\dot{U}_{\text{нагр}} = \dot{U}_a$  и тока  $(-\dot{I}_1)$ . Треугольники мощностей можно получить,

Треугольники мощностей можно полу́чить, проектируя, как это показано на диаграмме рис. 6, *a*, векторы  $\dot{U}_b, \dot{U}_a, \dot{U}_2 \equiv \dot{U}_{\rm BX}$  на направление векторов тока (для получения величин  $P_{_{3Л}}, P_{_3}, P_{_{BX}}$ ) и направление, перпендикулярное векторам тока (для получения величин  $Q_{_{3Л}}, Q_{_{3}}, Q_{_{BX}}$ ). При этом будут получены треугольники *входных* мощностей со стороны BH.

#### Сверх- и антипотоки КЗ на векторной диаграмме понижающего автотрансформатора

Диаграмма иллюстрируется на рис. 6, б. Поскольку вторичное напряжение  $\dot{U}_a = 0$ , то ее построение начинается с напряжения  $\dot{U}_b^{\kappa_3} = = \dot{U}_{\rm BX} \equiv \dot{U}_2$ , отложенного вертикально вверх, и токов K3

$$\dot{I}_{BX}^{K3HH} = \frac{\dot{U}_{BX}}{\omega L_{K3}^{Ab}} = \frac{\dot{U}_{b}^{K3}}{\omega L_{K3}^{b}};$$
  
$$-\dot{I}_{b}^{K3HH} = -\dot{I}_{2}^{K3HH} \equiv \dot{I}_{BX}^{K3};$$
  
$$-\dot{I}_{a}^{K3HH} = \frac{-\dot{I}_{b}^{K3HH}}{n} = \frac{-\dot{I}_{BX}^{K3}}{n};$$
  
$$-\dot{I}_{H}^{K3HH} = -\dot{I}_{a}^{K3HH} + (-\dot{I}_{b}^{K3HH}) =$$
  
$$= \frac{\dot{I}_{BX}^{K3}}{n} + \dot{I}_{BX}^{K3} = \frac{n+1}{n} \dot{I}_{BX}^{K3} = \frac{\dot{I}_{BX}^{K3}}{k},$$

отложенных по горизонтали вправо. Последующие построения повторят порядок действий с 5-го этапа табл. 5 при условии  $\dot{U}_a = 0$  и  $\dot{\Psi}_a = 0$ , причем все величины помечены индексом K3. Если диаграмма при K3 на стороне BH содержит оба потокосцепления ( $\dot{\Psi}_b^{\kappa_3}$  и  $\dot{\Psi}_a$ ), то в случае K3 на стороне HH в диаграмме имеет место только потокосцепление  $\dot{\Psi}_b^{\kappa_3} \equiv n \dot{\Psi}_b^{\kappa_3}$ , т. к.  $\dot{\Psi}_a^{\kappa_3 \text{HH}} = 0$  и точка *s* совпадает с точкой *o* (рис. 6, *б*). Из-за увеличения  $U_b^{\kappa_3}$ , достигаю-



Рис. 6. Векторные диаграммы понижающего автотрансформатора в режиме активно-индуктивной нагрузки (*a*) и в режиме КЗ на стороне HH (*б*)

Fig. 6. Vector diagrams of the step-down autotransformer in the active-inductive load mode (a) and in the short-circuit mode on the LV side ( $\delta$ )

#### Таблица 5

#### Построение векторной диаграммы понижающего авторансформатора (рис. 6, а)

Table 5

The construction of a vector diagram of a decreasing autotransformer (Fig. 6, a)

Этап	Последовательность построения векторов	Пояснения к построению Диаграммы
1	$\dot{U}_{i} = \dot{U}_{a}$ — вертикально вверх $\dot{I}_{i \ a \overline{a} \overline{a}} = -\dot{I}_{1}$	$\dot{U_i}$ — напряжение на нагрузке $\dot{I_i}$ — ток в нагрузке под углом $\phi_{_{ m H}}$ к $\dot{U_i}$
2	$-\dot{I}_{a} = (1-k)(-\dot{I}_{1});$ $\dot{I}_{\hat{a}\tilde{o}} \equiv -\dot{I}_{2} = -\dot{I}_{b} = k(-\dot{I}_{1})$	Токи взяты со знаком минус (рис. 3, <i>а</i> )
3	$\dot{I}_b = \dot{I}_2; \ \dot{I}_a = (1-k)\dot{I}_1; \ \dot{I}_1 = \dot{I}_a + \dot{I}_b$	Рис. 2, б, в
4	$k\dot{U}_{\rm\scriptscriptstyle BX} = \dot{U}_a + jx_{\rm\scriptscriptstyle K3}^{Aa}(-\dot{I}_1)$	$\dot{U}_{\text{вх}} = \dot{U}_2$ — первичное напряжение на стороне BH (рис. 3, <i>a</i> ); $\theta$ — угол между $\dot{U}_i$ и $\dot{U}_{\text{вх}}$
5	${\dot U}_{_{ m BX}}$	$\dot{U}_{_{\rm BX}} = k \dot{U}_{_{\rm BX}} / k$
6	$\dot{U}_b = \dot{U}_{\rm BX} - \dot{U}_a$	$\dot{U_b}$ совпадает с отрезком, проведенным из конца вектора $\dot{U_a}$ в конец вектора $\dot{U_{_{\rm BX}}}$
7	$\dot{U}_b; n\dot{U}_b$	Здесь $\dot{U}_b$ проведен из начала координат
8	$jx^a_{\kappa_3}(-\dot{I}_{\dot{a}})$	Совпадает с отрезком, проведенным из конца вектора $\dot{U}_a$ в конец вектора $n\dot{U}_b$
9	$jx_{_{\rm K3}}^b(-\dot{I}_2) = jx_{_{\rm K3}}^b\dot{I}_{_{\rm BX}}$	Совпадает с отрезком, проведенным из конца вектора $\dot{U}_a / k$ в конец вектора $\dot{U}_{\rm BX}$ (рис. 3, б)
10	$\dot{\Psi}_a = \dot{U}_a / j\omega = \dot{U}_i / j\omega$	Потокосцепление $\dot{\Psi}_a \perp \dot{U}_a$
11	$\dot{\Psi}_b' = n\dot{U}_b / j\omega$	Приведенное потокосцепление $\dot{\Psi}_b' \perp n \dot{U}_b$
12	Треугольник потокосцелений на стороне общей <i>а</i> -обмотки $w_a \dot{\Phi}_{ct} = \dot{\Psi}_a + \frac{L_a \dot{I}_a}{2}$	К вектору $\dot{\Psi}_a$ пристраивается вектор $\vec{sv} = L_a \dot{I}_a / 2$ и проводится вектор $\vec{ov} = w_a \dot{\Phi}_{cr}$
13	Треугольник потокосцелений на стороне последовательной <i>b</i> -обмотки $w_a \dot{\Phi}_{60\kappa} = \dot{\Psi}'_b - \frac{n^2 L_b \dot{I}_a}{2}$	К вектору $\dot{\Psi}'_b$ пристраивается вектор $\overrightarrow{mn} = n^2 L_b \dot{I}_a / 2$ и проводится вектор $\overrightarrow{om} = w_a \dot{\Phi}_{\text{бок}}$
14	$\overrightarrow{ns} = L^a_{\rm \tiny K3} \dot{I}_a$	_
15	$\overrightarrow{mv} = w_a \dot{\Phi}_{\rm oKHO}$	_

щей значения  $U_{\text{вх}} \equiv U_2$ , величина  $\Psi_b^{\prime \text{K3}}$  оказывается весьма значительной, существенно превышающей отрезок  $w_a \Phi_{\text{xx}}$ . Он изображен на диаграмме пунктиром как часть отрезка  $\Psi_b^{\prime \text{K3}}$ , получаемого с учетом следующего условия: поток XX, создаваемый при питании напряжения

 $U_{\rm l}$  со стороны HH, тождественно равен потоку XX при питании  $U_{\rm 2}=U_{\rm l}/k$  со стороны BH, т.е.

$$w_a \Phi_{\rm xx} = \frac{U_1}{\omega} = \frac{kU_2}{\omega},$$

что позволяет написать следующую цепочку равенств (при  $U_{\rm BX} = U_2$ ):

$$\Psi_b^{\prime \text{K3}} = \frac{nU_b^{\text{K3}}}{\omega} = \frac{nU_{\text{BX}}}{\omega} = \frac{nU_2}{\omega} =$$
$$= \frac{n}{k} \frac{kU_2}{\omega} = \frac{n}{k} w_a \Phi_{\text{XX}} = \frac{w_a \Phi_{\text{XX}}}{1-k}.$$

Таким образом,

$$w_a \Phi_{xx} = (1-k) \dot{\Psi}_b^{\prime K3}$$
.

Имеет место также связь

$$U_{\rm BX} = \omega \frac{w_a \Phi_{\rm XX}}{n(1-k)} = \omega \frac{w_a \Phi_{\rm XX}}{k}$$

и входной ток при КЗ можно представить в виде

$$\dot{U}_{\rm BX}^{\rm K3HH} = \frac{U_{\rm BX}}{\omega L_{\rm K3}^{Ab}} = \frac{w_a \Phi_{\rm XX}}{k L_{\rm K3}^{Ab}} = k \frac{w_a \Phi_{\rm XX}}{L_{\rm K3}^a}.$$

Поскольку  $\dot{\Psi}_{a}^{\kappa_{3}HH} = 0$ , то треугольник потоков *оsv* превратился в отрезок *ov*. Треугольник потоков *omn* вытянут в линию. Потоки в стали  $\Phi_{c\tau}^{\kappa_{3}}$  и  $\Phi_{60\kappa}^{\kappa_{3}}$  оказываются существенно превышающими поток холостого хода  $\Phi_{xx}$  и в этом смысле являются сверхпотоками. Причем с учетом направления  $\Phi_{c\tau}^{\kappa_{3}}$ , противоположного направлению  $\Phi_{60\kappa}^{\kappa_{3}}$ , его следует называть *антисверхпотоком*. Наибольшее значение принимает поток в окне  $\Phi_{0\kappa_{0}}^{\kappa_{3}}$ , показанный на диаграмме пунктирной линией. По диаграмме можно получить *действующие* значения всех потоков при КЗ на стороне HH. С учетом приведенных соотношений получаем

$$w_{a}\Phi_{cT}^{K3} = ov = \frac{L_{a}}{2}I_{a}^{K3HH} = \frac{L_{a}}{2}\frac{I_{BX}^{K3}}{n} =$$
$$= \frac{L_{a}}{2}\frac{k}{n}\frac{w_{a}\Phi_{XX}}{L_{K3}^{a}} = \frac{L_{a}}{2L_{K3}^{a}}(1-k)w_{a}\Phi_{XX},$$

откуда

$$\underline{\Phi_{\rm ct}^{\rm K3}} = \frac{\Phi_{\rm ct}^{\rm K3}}{\Phi_{\rm XX}} = (1-k) \frac{L_a}{2L_{\rm K3}^a}$$

что совпадает с выражением  $\underline{\Phi}_{cr}^{\kappa_3 BH}$  (см. табл. 2). Аналогично согласно диаграмме (с учетом  $n^2 L_b = L'_b$ )

$$w_{a}\Phi_{\text{for}}^{\text{K3}} = on + nm = \Psi_{b}^{\prime\hat{c}\varsigma} + \frac{L_{b}^{\prime}}{2}I_{a}^{\text{K3HH}} =$$
$$= \frac{w_{a}\Phi_{xx}}{1-k} + \frac{L_{b}^{\prime}}{2}\frac{I_{\text{Bx}}^{\text{K3HH}}}{n} = \frac{w_{a}\Phi_{xx}}{1-k} + \frac{L_{b}^{\prime}}{2}\frac{k}{n}\frac{w_{a}\Phi_{xx}}{L_{\text{K3}}^{a}}$$

и, следовательно,

$$\underline{\Phi_{60\kappa}^{\kappa_{3}}} = \frac{\Phi_{60\kappa}^{\kappa_{3}}}{\Phi_{xx}} = \frac{1}{(1-k)} \left( 1 + \frac{L_{b}'}{2L_{\kappa_{3}}^{a}} \right),$$

что совпадает с выражением  $\Phi_{60\kappa}^{\kappa_3 \text{HH}}$  (см. табл. 2). Диаграмма наглядно иллюстрирует, почему сверхпоток в боковом ярме существенно превышает сверхпоток в стержне, т. е. почему

$$\Phi_{\delta 0 \kappa}^{\kappa 3 HH} > \Phi_{c \tau}^{\kappa 3 HH}$$

При этом замечаем, что в режиме K3 наиболее нагруженным в магнитном отношении оказывается всегда боковое ярмо независимо от того, с какой стороны автотрансформатор (с внутренней общей обмоткой) закорочен.

#### Заключение

Преобразование декондуктивизации схемы автотрансформатора приобрело новое содержание в результате перехода к его двухтрансформаторной модели, позволившей наглядно отобразить его транспортабельные особенности. Построенные с ее помощью полные векторные диаграммы открывают возможности для более глубокого анализа любых установившихся режимов автотрансформатора, в том числе для установления перевозбуждения его магнитной системы при КЗ, которое, как показано, существенно, почти на порядок может превышать аналогичные явления в силовых трансформаторах. Диаграммы могут быть приняты за основу для корректного объяснения более низкого показателя степени электродинамической стойкости автотрансформаторов по сравнению со стойкостью трансформаторов. Установлено, что в автотрансформаторе с внутренней общей обмоткой сверхпоток КЗ в боковом ярме больше сверхпотока КЗ в стержне независимо от того, является автотрансформатор повышающим или понижающим. Помимо практического, представленная двухтрансформаторная модель имеет важное теоретическое значение, так как открыта для ее дополнения ветвями намагничивания при учете насыщения отдельных частей магнитопровода, а также для мониторинга автотрансформатора векторным потенциалом благодаря отображению в модели его реальных магнитных потоков.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Шакиров М.А. Универсальная теория автотрансформатора // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2015. № 2 (219). С. 91–109. DIO: 10.5862/ JEST.219.11

2. Важнов А.И. Электрические машины. Л.: Энергия, 1968. 708 с.

3. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. 432 с.

4. Петров Г. Н. Электрические машины. Ч1. Трансформаторы. М.: Энергия, 1974. 240 с.

5. Вольдек А. И. Электрические машины. Л.: Энергия, 1974. 840 с.

6. **Иванов-Смоленский А. И.** Электрические машины. М.: Энергия, 1980. 928 с.

7. Сергеенков Б. Н., Киселев В. М., Акимова Н. А. Электрические машины. Трансформаторы / Под ред. И. П. Копылова. М.: Высшая школа, 1989. 352 с.

8. **Kulkarni S.V., Khaparde S.A.** Transformer Engineering: Design and Practice. Marcel Dekker, Inc. N.Y. 2004. 721 p.

9. **Boyajian A.** Resolution of transformer reactances into primary and secondary reactances // AIEE Trans., Jun. 1925. P. 805–810.

10. **Марквардт Е.Г.** Электромагнитные расчеты трансформаторов. М.: ОНТИ, Редакция энергетической литературы, 1938.

11. **Cherry E.C.** The duality between interlinkend electric and magnetic circuits and the formulation of transformer equivalent circuits // Proceedings of the Physical Society. Feb. 1949. Vol. (B) 62. P. 101–111,

12. Blume L. F., Boyajian A., Gamilly G., Lenox T. C. Minnec S. Montsinger M. V. Transformer Engineering: A treatise on the Theory, Operation and Application of Transformer. New York: Wiley, 1951. 13. Вольдек А. И. Схемы замещения индуктивно связанных цепей и их параметры. Таллин: Эстонское государственное издательство, 1952, 36 с.

14. **Slemon G. R.** Equivalent Circuits for Transformers and machines including nonlinear effects // Proc. Inst. Elect. Eng. IV, 1953. Vol. 100. P. 129–143.

15. **Пенчев П. Р.** Въерху разсейването в трансформаторите. София: Техника, 1969.

16. **Лейтес Л.В.** Эквивалентная схема двухобмоточного трансформатора, опыты х. х. и к. з. // Труды ВЭИ. 1969. С. 277–297.

17. Лейтес Л. В., Пинцов А. М. Схемы замещения многообмоточных трансформаторов. М.: Энергия, 1974.

18. Leon F., Gomez P., Martinez-Velasco, Rioual M. Transformers in Power System ransients: Parameter Determination / Ed. Boca Raton, FL: CRC. 2009. Ch. 4. P. 177–250.

19. Leon F., Farazmand A., J. Comparing the T and Equivalent Circuits for the Calculation of Transformer Inrush Currents // IEEE Trans. Power Delivery. October 2012. Vol. 27. No 4. P. 2390–2397.

20. Левицкая Е.И., Лурье А.И., Панибратец А. Н. Проблема электродинамической стойкости трансформаторов при коротких замыканиях // Электротехника. 2001. № 9. С. 47–54.

21. Электродинамическая стойкость трансформаторов и реакторов при коротких замыканиях / Под ред. А. И. Лурье. М.: Знак, 2005. 520 с.

22. Шакиров М.А. Вектор Пойнтинга и новая теория трансформаторов. Часть 2 // Электричество. 2014. № 10. С. 53–65.

23. Шакиров М.А. Вектор Пойнтинга и новая теория трансформаторов. Часть 4 // Электричество. 2017. № 3. С. 37–49.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ШАКИРОВ Мансур Акмелович — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: manshak@mail.ru

#### REFERENCES

[1] **Shakirov M.A.** Universalnaya teoriya avtotransformatora. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU*. 2015. № 2 (219). S. 91–109. DIO: 10.5862/JEST.219.11 (rus.)

[2] **Vazhnov A. I.** Elektricheskiye mashiny. L.: Energiya, 1968. 708 s. (rus.)

[3] **Vasyutinskiy S. B.** Voprosy teorii i rascheta transformatorov. L.: Energiya, 1970. 432 s. (rus.)

[4] **Petrov G.N.** Elektricheskiye mashiny. Ch1. Transformatory. M.: Energiya, 1974. 240 s. (rus)

[5] **Voldek A. I.** Elektricheskiye mashiny. L.: Energiya, 1974. 840 s. (rus) [6] **Ivanov-Smolenskiy A. I.** Elektricheskiye mashiny. M.: Energiya, 1980. 928 s. (rus)

[7] Sergeyenkov B. N., Kiselev V. M., Akimova N. A. Elektricheskiye mashiny. Transformatory / Pod red. I. P. Kopylova. M.: Vysshaya shkola, 1989. 352 s. (rus.)

[8] **Kulkarni S. V., Khaparde S. A.** Transformer Engineering: Design and Practice. Marcel Dekker, Inc. N.Y., 2004. 721 p.

[9] **Boyajian A.** Resolution of transformer reactances into primary and seconddary reactances. *AIEE Trans.* Jun. 1925. P. 805–810.

[10] **Markvardt Ye. G.** Elektromagnitnyye raschety transformatorov. M.: ONTI, Redaktsiya energeticheskoy literatury, 1938. (rus.)

[11] **Cherry E. C.** The duality between interlinkend electric and magnetic circuits and the formulation of transformer equivalent circuits. *Proceedings of the Physical Society*. Feb. 1949. Vol. (B) 62. P. 101–111.

[12] Blume L. F., Boyajian A., Gamilly G., Lenox T. C., Minnec S., Montsinger M. V. Transformer Engineering: A treatise on the Theory, Operation and Application of Transformer. New York: Wiley, 1951.

[13] **Voldek A. I.** Skhemy zameshcheniya induktivno svyazannykh tsepey i ikh parametry. Tallin: Estonskoye gosudarstvennoye izdatelstvo, 1952. 36 s. (rus.)

[14] **Slemon G. R.** Equivalent Circuits for Transformers and machines including nonlinear effects. *Proc. Inst. Elect. Eng.*, *IV*. 1953. Vol. 100. P. 129–143.

[15] **Penchev P. R.** Vyerkhu razseyvaneto v transformatorite. Sofiya: Tekhnika, 1969.

[16] Leytes L. V. Ekvivalentnaya skhema dvukhobmotochnogo transformatora, opyty kh.kh. i k. z. *Trudy VEI*. 1969. S. 277–297. (rus.) [17] Leytes L.V., Pintsov A.M. Skhemy zameshcheniya mnogoobmotochnykh transformatorov. M.: Energiya, 1974. (rus.)

[18] Leon F., Gomez P., Martinez-Velasco, Rioual M. Transformers in Power System ransients: Parameter Determination / Ed. Boca Raton. FL: *CRC*. 2009. Ch. 4. P. 177–250.

[19] **Leon F., Farazmand A., J.** Comparing the T and Equivalent Circuits for the Calculation of Transformer Inrush Currents. *IEEE Trans. Power Delivery*. October 2012. Vol. 27. No.4. P. 2390–2397.

[20] Levitskaya Ye.I., Lurye A.I., Panibratets A.N. Problema elektrodinamicheskoy stoykosti transformatorov pri korotkikh zamykaniyakh. *Elektrotekhnika*. 2001, № 9. S. 47–54. (rus.)

[21] Elektrodinamicheskaya stoykost transformatorov i reaktorov pri korotkikh zamykaniyakh / Pod red. A. I. Lurye. M.: Znak, 2005. 520 s. (rus.)

[22] **Shakirov M.A.** Vektor Poyntinga i novaya teoriya transformatorov. Chast 2. *Elektrichestvo*. 2014. № 10. S. 53–65. (rus.)

[23] **Shakirov M.A.** Vektor Poyntinga i novaya teoriya transformatorov. Chast 4. *Elektrichestvo*. 2017. № 3. S. 37–49. (rus.)

#### **AUTHORS**

**SHAKIROV Mansur A.** — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: manshak@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 12 октября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230402 УДК 621.165

Н.А. Забелин<sup>1</sup>, А.С. Сайченко<sup>2</sup>, В.Н. Сивоконь<sup>3</sup>, Г.А. Фокин<sup>4</sup>

1, 2 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого. Санкт-Петербург, Россия

3, 4 — ООО «Газпромтрансгаз». Санкт-Петербург, Россия

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МОДЕЛИ ОРГАНИЧЕСКОЙ ПАРОВОЙ ТУРБИНЫ МОЩНОСТЬЮ 280 КВТ

Рассматривается вопрос разработки принципов моделирования турбинных ступеней с органическим рабочим телом для их исследования на экспериментальных стендах с использованием в качестве рабочего тела сжатого воздуха. Представлена информация о моделировании с помощью численных методов программного пакета ANSYS органической паровой турбины мощностью 280 кВт, где в качестве рабочего тела используется гексаметидисилоксан. Проанализированы четыре модельных режима работы натурной турбинной ступени при частичных нагрузках, на которых выдерживались критерии подобия натурной и модельной ступеней с минимальными отклонениями. На воздушном экспериментальном стенде выполнено исследование модели органической паровой турбины на выбранных режимах, показавшее совпадение интегральных характеристик модельной и натурной турбинных ступеней на модельных режимах с расхождением до 3%. Полученные результаты позволяют в дальнейшем, при создании органических паровых турбин, после подтверждения моделирования органического рабочего тела численным методом проводить экспериментальные исследования воздушных моделей турбинных ступеней на имеющихся экспериментальных стендах. Дальнейшие исследования могут быть направлены на изучение образования вихревых и срывных зон на модельных режимах турбинных ступеней с использованием пятиканальных зондов и метода PIV (Particle Image Velocimetry).

ОРГАНИЧЕСКИЙ ЦИКЛ РЕНКИНА; ОРГАНИЧЕСКАЯ ЖИДКОСТЬ; ГЕКСАМЕТИЛДИСИЛОКСАН; ТУРБИНА; МОДЕЛИРОВАНИЕ; ЧИСЛЕННЫЙ РАСЧЕТ; ЭКСПЕРИМЕНТ; ВОЗДУХ.

#### Ссылки при цитировании:

Н. А. Забелин, А. С. Сайченко, В. Н. Сивоконь, Г. А. Фокин. Экспериментальное исследование модели органической паровой турбины мощностью 280 кВт // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 25–39. DOI: 10.18721/JEST.230402.

N.A. Zabelin<sup>1</sup>, A.S. Saichenko<sup>2</sup>, V.N. Sivokon<sup>3</sup>, G.A. Fokin<sup>4</sup>

1, 2 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia 3,4 — LLC «Gazpromtransgaz». St. Petersburg, Russia

# EXPERIMENTAL STUDY OF A 280-KW ORGANIC RANKINE CYCLE TURBINE MODEL

This article considers the development of principles of modeling Organic Rankine Cycle (ORC) turbine stages for subsequent test rig studies with air as the working fluid. The article contains information about modeling a 280-kW ORC turbine stage with a hexametildisiloxane working fluid. The modeling process was carried out in the ANSYS software package. Four modeled regimes of the ORC turbine's fractional load were calculated with minimum deviation of similarity criteria of the ORC and its air model turbine stages. A physical study of the air model of the ORC turbine was performed next at the test rig with air as a working fluid. The research showed that the integral characteristics of numerical calculation of the ORC turbine and its air model turbine have a deviation up to 3%. The obtained results allow to carry out exper-

imental studies of air models of turbine stages on available test rigs when manufacturing ORC turbines in the future further if numerical calculation shows that organic working fluid simulation is possible. Further research can be aimed at studying the formation of vortex and stall zones at modeled regimes using five-channel probes and the PIV method (Particle Image Velocimetry).

ORGANIC RANKINE CYCLE; ORGANIC FLUID; HEXAMETHYLDISILOXANE; TURBINE; MODELING; NUMERICAL CALCULATION; RESEARCH; AIR

#### Citation:

N.A. Zabelin, A.S. Saichenko, V.N. Sivokon', G.A. Fokin, Experimental research of 280 kW organic rankine cycle turbine's model, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 25–39, DOI: 10.18721/JEST.230402.

#### Введение

Одним из путей решения задачи повышения энергоэффективости, поставленной Федеральным законом РФ № 261 от 23 ноября 2009 г. «Об энергосбережении и о повышении энергетической эффективности и о внесении изменений в отдельные законодательные акты Российской Федерации», является разработка способов и устройств для утилизации среднеи низкопотенциальной теплоты газотурбинных установок, котельных агрегатов, оборудования химической и металлургической промышленности. Накопленный мировой опыт показал рентабельность такого подхода при использовании турбин, работающих по органическому циклу Ренкина (ОЦР) на низкокипящих органических рабочих телах (ОРТ) [1–3]. Такие установки применяются для утилизации теплоты уходящих газов не только газовых турбин, но также при выработке биогаза, в солнечной и геотермальной энергетике [4-6]. Очень масштабным может быть применение турбинных установок с ОРТ на объектах ПАО «Газпром», где суммарная величина располагаемой тепловой мощности уходящих газов всех рассмотренных ГТУ по оценке [7] составляет 87,9 ГВт.

Целью выполненной работы было предложить принципы моделирования натурных турбинных ступеней с ОРТ для проведения исследований на экспериментальных стендах, где в качестве рабочего тела используется сжатый воздух.

Схема простейшего ОЦР включает в себя котел-утилизатор, паровую турбину, конденсатор, регенератор и питательный насос. При разработке турбин для подобных установок возникает проблема выполнения экспериментальных газодинамических исследований на заключительном этапе доводки и совершенствования турбинной ступени: необходимо создание индивидуального лабораторного стенда для каждого используемого ОРТ. Это вызвано существенным различием термодинамических свойств низкокипящих ОРТ в диапазонах изменения параметров, характерных для турбинных ступеней [8], что приводит к различию в перепадах энтальпий и, как следствие, при выполнении условия равенства полезной мощности сравниваемых турбинных ступеней к существенному различию массовых расходов.

При проектировании стендов для исследования турбин с ОРТ ключевыми параметрами являются массовый расход, давление и температура рабочего тела перед и за турбинной ступенью, определяющие характеристики парогенератора, питательного насоса и конденсатора стенда. Весьма существенный фактор также дороговизна ОРТ, которые очень летучи и полностью испаряются при появлении малейшей утечки. Таким образом, создание унифицированного лабораторного стенда для исследования турбин с ОРТ весьма затруднительно.

Один из способов решения означенной задачи — проведение газодинамических исследований органических паровых турбин на воздушных стендах с учетом положений теории подобия [9, 10] и возможностей применения современных расчетных пакетов. Такой подход позволяет использовать воздуходувные средства и аэродинамические стенды существующих лабораторий. Основная сложность заключается в том, что ОРТ не являются идеальными газами, их физические свойства существенно изменяются в процессе расширения в турбинной ступени [11], что требует особого подхода к применению теории подобия.

В рамках НИОКР «Разработка опытного образца комбинированной парогазовой утилизационной установки для выработки электроэнергии на собственные нужды газовых компрессорных станций», выполняемой на кафедре «Турбины, гидромашины и авиационные двигатели» СПбПУ, спроектирована утилизационная паротурбинная установка мощностью 280 кВт с ОРТ гексаметилдисилоксан (ММ). Было выполнено численное исследование возможности моделировать на воздушном стенде работу турбины с ОРТ, включающее трехмерный расчет работы паровой турбины на гексаметилдисилоксане и соответствующий итерационный модельный расчет на воздухе. Оно показало возможность физически моделировать на воздушном стенде, выдерживая ключевые параметры подобия [12], работу ступени паровой турбины с ОРТ на частичных режимах нагрузки.

В представленном далее материале описано экспериментальное исследование на воздушном газодинамическом стенде модели органической паровой турбины, выполненное с целью подтверждения результатов численного трехмерного моделирования такой турбины.

#### Описание экспериментального стенда

Необходимые режимные параметры при проведении экспериментов обеспечивались центробежным компрессором К-500-61-1, входящим в состав компрессорной станции лаборатории кафедры.

Продольный разрез проточной части экспериментального стенда с параметрами измерительной системы представлен на рис. 1.

Подвод сжатого воздуха от компрессора к сопловому аппарату исследуемой ступени осуществляется через расходомерный, очистной и выравнивающий участки (см. рис. 1). Далее сжатый воздух подается в проточную часть ступени (рис. 2) и выводится в атмосферу.

Исследуемая турбинная ступень состоит из соплового аппарата (СА) (см. рис. 1 и 3) и рабочего колеса (РК) (см. рис. 1 и 4). Регулирование частоты вращения ротора выполняется с помощью гидротормоза (рис. 1).



Рис. 1. Продольный разрез экспериментального аэродинамического стенда для исследования модели органической паровой турбины и схема измерения параметров стенда:

*I* — расходомерное сопло; *II* — воздушный фильтр; *III* — выравнивающая решетка;

*IV*— сопловой аппарат; *V*— рабочее колесо; *VI*— гидротормоз

Fig. 1. Sectional drawing of test rig for researching of ORC turbine's air model:

*I* – measuring nozzle; *II* – air filter; *III* – honeycomb; *IV* – nozzles; *V* – blades; *VI* – hydraulic brake



Рис. 2. Трехмерная модель проточной части экспериментальной установки воздушной модели органической паровой турбины Fig. 2. 3D model of ORC turbine's air model

Экспериментальный стенд оборудован автоматической цифровой измерительной системой, которая позволяет непрерывно получать значения температур, статических и полных давлений, частоты вращения ротора и усилие на рычаге гидротормоза. Все данные оцифровываются и вводятся в программу MasterScada, где происходит обработка результатов и вывод на экран характеристик исследуемой турбинной ступени. Подробное описание конструкции и системы измерения экспериментального стенда представлено в [13].

#### Режимы экспериментального исследования

Режимы исследования модели органической паровой турбины на воздушном экспериментальном стенде получены путем численного трехмерного расчета в программном пакете ANSYS. При моделировании выдерживались равенства критериев кинематического, динамического и геометрического подобия модельной и натурной ступеней, а именно чисел Струхаля (Sh ~  $U/C_0$  = idem), Рейнольдса (Re) и Эйлера (Eu =  $1/(k \cdot M^2)$ ) [9].

При выдерживании всех параметров моделирования обеспечивается равенство внутреннего и окружного КПД натурной и модельной турбинных ступеней. Однако в практике моделирования на воздухе даже традиционных паровых и газовых турбин одновременное точное выдерживание всех критериев подобия не представляется возможным, что приводит к отклонению характеристик модельных ступеней от натурных.

В исследуемой модели геометрическое подобие обеспечено тем, что натурная и модельная ступени геометрически идентичны. Процесс моделирования заключался в итерационном подборе параметров режима воздушной модели



Рис. 3. Сопловой аппарат воздушной модели органической паровой турбины: *a* — внешний вид; *б* — система пневмоотборов статического давления в корне и на периферии одного канала в плоскости выхода из соплового аппарата Fig. 3. Nozzles of ORC turbine's air model



Рис. 4. Рабочее колесо воздушной модели органической паровой турбины Fig. 4. Blades of ORC turbine's air model

турбинной ступени. Параметры номинального режима органической паровой турбины следующие<sup>\*</sup>:  $P_0^* = 1 \text{ МПа}$ ;  $T_0^* = 477,19 \text{ K}$ ;  $P_2 = 0,04 \text{ МПа}$ ; n = 12000 об/мин;  $N = 280 \text{ кВт. В численном расчете применялась физическая модель рабочего тела ММ, основанная на уравнении состояния реального газа Редлиха–Квонга и данных программы RefProp 9.1, описанных в статье [14].$ 

Анализ показал невозможность точного физического моделирования номинального режима работы органической паровой турбины на воздухе из-за существенного изменения коэффициента адиабаты  $k = C_p/C_v$  в процессе расширения потока в проточной части турбинной ступени с ММ, а именно от 1,2 до 1,03 [11], что не может быть достигнуто при расширении воздуха. Однако дальнейшие численные исследования показали, что режимы частичной нагрузки достаточно точно удовлетворяют требованиям теории моделирования, за исключением выполнения критерия Эйлера, требующего равенства  $k \cdot M^2 = \text{idem в модельной}$ и натурной ступенях. Анализ модельных режимов численными методами показал, что для режимов частичной нагрузки исследуемой турбинной ступени с ОРТ при выдерживании основных критериев моделирования достигается совпадение с минимальным отклонением в натурной и модельной ступенях чисел Маха ( $M_{C1}$ ,  $M_{W1}$ ,  $M_{C2}$ ,  $M_{W2}$ ). Таким образом, решен вопрос влияния существенного изменения коэффициента k в проточной части натурной ступени при моделировании на воздухе в исследованном диапазоне изменения параметров. Распространение подобного подхода на другие значения параметров требует дальнейшего изучения.

Для реализации в физическом эксперименте были выбраны четыре частичных режима, параметры которых могут быть обеспечены компрессорной станцией лаборатории. В результате итерационного подбора модельных режимов достигнуто полное совпадение параметров  $U/C_0$ и  $M_{W2}$ , остальные модельные параметры имеют некоторые отклонения от натурных, (табл. 1). В табл. 2 представлены коэффициенты кинематического подобия ( $k_{\text{кин}}$ ), которые должны быть равными в случае полного моделирования турбинных ступеней:

$$k_{\text{кин}C1} = \frac{C_{1\text{мод}}}{C_{1\text{нат}}};$$
$$k_{\text{кин}H0} = \sqrt{\frac{H_{0\text{мод}}}{H_{0\text{нат}}}}.$$

Формулы расчетов коэффициентов для  $W_1$ ,  $C_2$ ,  $W_2$  и  $H_u$  аналогичны.

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup> Перечень обозначений и сокращений — см. Приложение

Таблица 1

Параметры модельных режимов воздушной модели органической паровой турбины

Table 1

<b>ORC</b> turbine
of
regimes
p
See.
ď
of mo
arameters

$H_{u'},$ Дж/кг	10138	18407	21382	25113
	51897	78444	85458	100164
H <sub>0</sub> ,	19590	29330	32860	37370
Дж/кг	95812	124265	132568	148951
U,	88,3	124,4	139,3	156,2
M/c	197,0	256,2	279,7	311,8
$W_2^{,}$ , $M/c$	44,5	59,6	64,9	76,9
	104,4	131,7	139,6	160,0
$C_2,$	58,4	81,5	91,2	99,9
M/c	128,3	166,2	183,9	203,6
$W_{\rm l},$ M/c	74,3	94,1	96,3	100.5
	170,1	193,1	190,3	193.8
$C_1, M/c$	149,0 336,5	$199,4 \\ 409,2$	214,0 425,9	229,2 457,0
$\mathrm{Re}_{-}\mathrm{W}_{2}$	3,01E+05	4,04E+05	4,40E+05	5,20E+05
	2,40E+05	3,79E+05	4,39E+05	5,74E+05
M_W <sup>2</sup>	$0,300 \\ 0,300$	$0,402 \\ 0,402$	0,438 0,438	$0,518 \\ 0,518$
$M_{-}C_{2}$	$0,393 \\ 0,378$	$0,549 \\ 0,518$	$0,614 \\ 0,586$	0,673 0,674
M_W	$0,502 \\ 0,516$	$0,637 \\ 0,627$	$0,651 \\ 0,632$	$0,680 \\ 0,676$
M_C	$1,113 \\ 1,126$	1,492 1,463	1,601 1,552	$1,715 \\ 1,730$
$U/C_0$	$0,446 \\ 0,446$	$0,514 \\ 0,514$	0,543 0,543	$0,571 \\ 0,571$
G, KT/C	$0,665 \\ 1,083$	$1,042 \\ 1,66$	$1,232 \\ 1,893$	1,516 2,514
$N, \mathrm{BT}$	6196,7	17685,3	24302,3	35488,6
	51993,6	120529	150643	234823
$\rho_T$	$0,025 \\ 0,028$	$0,035 \\ 0,043$	0,033 0,049	$0,041 \\ 0,049$
'n	$0,476 \\ 0,501$	$0,578 \\ 0,584$	$0,601 \\ 0,600$	$0,627 \\ 0,627$
<i>п</i> ,	4440	6252	7000	7850
об/мин	9899	12877	14057	15669
π"	2,482 3,126	$^{3,9}_{4,781}$	4,593 5,469	5,674 7,246
Р₂, Па	40041,1	40050,7	40188,4	40036,4
	98521,6	98656,2	98297,2	98515,7
$T_0^*, \mathrm{K}$	436,5	442,6	444,9	447,9
	343,2	343,2	343,2	343,2
$P_0^*, \Pi a$	99395,5	156181	184588	227182
	308000	471700	537580	713800
ээгода	MM	MM	MM	MM
опэт	AIR	AIR	AIR	AIR
дэмоН режима	1	2	С	4

Таблица 2

# Коэффициенты кинематического подобия для модельных режимов

# Kinematic similarity coefficients for modeled regimes of ORC turbine

Table 2

Номер режима	$k_{_{\mathrm{KNH}C_1}}$	$k_{_{\rm KMH}W_{_{\rm I}}}$	$k_{_{KNHC_2}}$	$k_{_{\rm KMH}W_2}$	$k_{_{\mathrm{KMH}U}}$	$k_{_{\mathrm{K}\mathrm{MH}H_0}}$	$k_{_{\mathrm{KMH}H_u}}$
1	2,258	2,290	2,196	2,345	2,230	2,212	2,262
2	2,052	2,052	2,038	2,209	2,060	2,058	2,064

1,9991,997

2,0091,996

2,0081,996

2,1492,081

2,0172,037

1,977 1,928

1,991 1,994

 $\sim$  $\mathcal{C}$ 4



На рис. 5 показаны треугольники скоростей натурной и модельной турбинных ступеней на режиме 1. Максимальное расхождение между коэффициентами кинематического подобия на всех четырех модельных режимах укладывается в диапазон  $\pm 4\%$ .

Таким образом, в программу экспериментального исследования были включены четыре смоделированных режима, на которых проводились измерения интегральных характеристик турбинной ступени. Для каждого режима были рассчитаны четыре варианта температуры торможения (70, 75, 80, 85 °C) перед сопловым аппаратом, так как заранее не было известно, до какой температуры удастся прогреть воздушный коллектор, подводящий воздух к экспериментальному стенду.

#### Методика проведения эксперимента

При проведении экспериментального исследования воздушная компрессорная станция выводится на назначенный расчетный стабильный режим работы таким образом, чтобы давление торможения перед CA соответствовало программе исследования, а именно пошагово  $P_0^*$ равнялось 308; 471,7; 537,58; 713,8 кПа. При этом для каждого из режимов в зависимости от текущего значения температуры перед CA устанавливается необходимая частота вращения ротора. При выходе на режим по всем параметрам ( $P_0^*$ ;  $T_0^*$ ; *n*) делается временная выдержка для его стабилизации и записи данных измерительной системы. Регулирование параметров воздуха на входе в исследуемую ступень достигалось путем управления входной арматурой перед компрессорной станцией (изменение температуры) и сбросной (байпасной) арматурой перед экспериментальным стендом (изменение давления). Регулирование частоты вращения ротора осуществлялось с помощью гидротормоза.

Результаты численного исследования показали, что особенностью режимов 2, 3, 4 является возможность понижения статической температуры потока в проточной части ступени ниже 0 °С и достижения минимального значения -50 °С (табл. 3). Это означает, что не исключено постепенное зарастание проточной части турбинной ступени льдом, которое может привести к возникновению помпажа компрессора, а потому требует постоянного пристального контроля режимных параметров.

Во избежание возникновения подобной опасной ситуации при переходе на следующий режим на воздушном коллекторе полностью открывается сбросная (байпасная) арматура, при этом давление на входе в СА падает до 200-250 кПа (при температуре 50-70 °C), степень расширения в турбинной ступени также падает, а проточная часть исследуемой ступени прогревается до 25-35 °C. После прогрева в возможно короткое время сбросная арматура и гидротормоз возвращаются в рабочее положение согласно следующему режиму исследования.

Таблица 3

Table 3

Данные значений экспериментального и численных исследований

Results of experimental and numerical calculation research

реактивности	$\rho_{\mathrm{rcp}}$	0,025	0,029	I	0,035	0,043	I	0,033	0,049	I	0,041	0,049	I
Степень	ρ	I	I	0,005	1	I	0,027	I	I	0,022	I	I	0,051
39 CV n PK	$T_2, K$	429,4	270,4	IJIOCB	429,5	257,0	IJIOCB	429,5	245,7	UIOCb	429,5	231,3	IIIOCb
кбараритат баутелениет баутелениет	$T_{\rm l}, {\rm K}$	428,2	259,6	не измеря	427,7	243,7	не ИЗМеря	427,7	234,0	н( измер	427,8	220,5	не ИЗМеря
зу СУ и БК	$P_2, \Pi a$	40041,1	98569	100798	40050,7	98649	101559	40188,4	98294	101893	40036,4	98442	103944
Статическое	$P_{\rm l}, \Pi {\rm a}$	40942,1	102444	101716	42024,2	107245	107439	42314,9	109132	107470	43019,7	111993	119875
КПД ступени	ц.	0,476	0,500	0,509	0,578	0,584	0,577	0,600	0,600	0,567	0,626	0,626	0,550
Характеристическое	$U/C_0$	0,446	0,446	0,449	0,514	0,514	0,532	0,543	0,543	0,551	0,571	0,571	0,580
EXEM OLDAP	$M_{_{H2}}$	0,300	0,301	е ялось	0,402	0,402	еялось	0,438	0,438	еялось	0,518	0,518	еялось
	$M_{c_1}$	1,113	1,125	н измер	1,492	1,463	н измер	1,601	1,552	низмер	1,715	1,730	н измер
Массовый расход	G, Kr/c	0,665	1,083	1,115	1,042	1,654	1,648	1,232	1,888	1,872	1,516	2,488	2,457
ступени Мощность	N, BT	6196,66	50468,5	51118,2	17685,3	120960,7	117326,8	24302,3	151020,7	139065	35488,6	237101,1	201274,4
тнэмоМ вращения	$M, H \cdot M$	13,327	50,490	50,946	27,012	89,347	84,265	33,153	102,326	93,775	43,171	142,896	120,775
Усилие на рычаге Усилие на рычаге	$F, \mathbf{H}$	I	72,700	73,357	1	128,649	121,332	I	147,338	135,025	I	205,754	173,903
ятотояР вращения	<i>n</i> , 06/мин	4440	9544,7	9580,9	6252	12928,3	13292,6	7000	14092,9	14162,7	7850	15844,3	15915,7
торможения АЛ а эдоха кн	$^{\circ}_{\rm o}^{\rm C}$	163,3	51,2	51,2	169,4	72,8	72,8	171,7	71,8	71,8	174,8	77,4	77,4
Давление И температура и	<i>Р</i> ₀*, Па	99395,5	308000	313031	156181	471700	471874	184588	537580	537218	227182	713800	712893
огэт ээрода дозопс и хынныд кинэрүгоп		ММ, численный расчет	Воздух, численный расчет	Воздух, эксперимент	ММ, численный расчет	Воздух, численный расчет	Воздух, эксперимент	ММ, численный расчет	Воздух, численный расчет	Воздух, эксперимент	ММ, численный расчет	Воздух, численный расчет	Воздух, эксперимент
вмижэq рэмоН						~			ŝ			4	

Выполненный в ходе подготовки анализ вибрационной диаграммы ротора показал, что режимы 2 и 3 попадают в зону резонанса первой формы собственных колебаний РК с седьмой гармоникой возмущающей силы, что опасно, так как СА имеет ровно семь каналов, т. е. возбудителей потока. Вибрационная отстройка РК в данном случае не имеет большого значения, поскольку экспериментальное исследование турбинной ступени подразумевает прохождение режимов с широким диапазоном частот. Однако знание о резонансном режиме крайне важно для понимания причины возникших во время проведения эксперимента вибраций.

# Методика обработки экспериментальных данных

Цель обработки экспериментальных данных — получение интегральных характеристик турбинной ступени [15, 16]. Определение массового расхода воздуха выполнялось в соответствии с ГОСТ 8.586–2005. Далее по широко известным изоэнтропийным формулам рассчитывались действительная мощность модельной турбинной ступени N, перепад энтальпий на ступень  $H_0$ , термодинамическая степень реактивности в корневом и периферийном сечениях  $\rho'_0$  и  $\rho''_0$ , а также внутренний КПД ступени

$$\eta_i = \frac{N}{GH_0}$$

# Результаты экспериментальных исследований

Все этапы экспериментального исследования модели органической паровой турбины проходили в соответствии с разработанной методикой. В ходе эксперимента была подтверждена правильность выполненных прочностных и режимных расчетов. На режимах 3 и 4 наблюдалось плановое образование тумана и снежно-ледовых отложений за РК ступени и на выходе из выхлопного патрубка стенда (рис. 6). На режиме 3 из-за явлений резонанса ощущалась вибрация фундамента стенда.

Результаты экспериментального исследования воздушной модели органической паровой



Рис. 6. Проведение физического исследования воздушной модели органической турбины на режиме 4 Fig. 6. Process of researching of ORC turbine's air model at 4<sup>st</sup> modeled regime

#### Таблица 4

#### Погрешности экспериментального исследования

**Experimental research errors** 

#### Table 4

Номер режима	<i>N</i> , Вт	<i>G</i> , кг/с	U/C <sub>0</sub>	η	ρ <sub>т</sub>
1	±689,2	±0,045	±0,002	±0,021	±0,006
2	±960,7	±0,042	$\pm 0,001$	±0,015	±0,006
3	±1025	$\pm 0,043$	$\pm 0,001$	±0,014	$\pm 0,006$
4	±1158	±0,043	±0,001	±0,010	$\pm 0,004$

Примечание:  $P_0^*$ ,  $T_0^*$ , n, F, M,  $P_i$ ,  $P_2$  — те же, что и в табл. 3

#### Таблица 5

Относительное отклонение данных эксперимента на воздухе от численного расчета на воздухе

Table 5

#### Experimental research results relative deviation from numerical calculation with air working fluid

Номер режим	$P_0^*, \%$	$T_0^{*}, \%$	n, %	F, %	М, %	N, %	<i>G</i> , %	$U/C_0, \%$	η <sub>i</sub> , %	$P_{1}, \%$	<i>P</i> <sub>2</sub> , %
1	1,6	0,0	0,4	0,9	0,9	1,3	2,9	0,7	1,7	-0,7	2,3
2	0,0	0,0	2,8	-5,7	-5,7	-3,0	-0,3	-2,0	-1,2	0,2	2,9
3	-0,1	0,0	0,5	-8,4	-8,4	-7,9	-0,8	1,4	-5,5	-1,5	3,7
4	-0,1	0,0	0,5	-15,5	-15,5	-15,1	-1,3	1,6	-12,2	7,0	5,6

#### Таблица б

#### Относительное отклонение данных эксперимента на воздушной модели от численного расчета для турбинной ступени на MM

Table 6

<b>Experimental</b>	research results	relative deviation	n from numerical
	calculation with	MM working flu	ıid

Номер режима	<i>U</i> / <i>C</i> <sub>0</sub> , %	η <sub>i</sub> , %
1	0,6	6,9
2	3,6	-0,3
3	1,4	-5,5
4	1,6	-12,2

турбины представлены в табл. 3. Расчет погрешностей (табл. 4) выполнялся согласно ГОСТ Р 8.736-2011\*\*.

В таблице 3 также представлены данные численного моделирования режимов. Каждому

режиму соответствует свое модельное характеристическое число  $U/C_0$ . Значения полученных экспериментальных и численных зависимостей КПД, мощности и характеристического числа турбинной ступени от начального давления торможения перед ступенью представлены на рис. 7–9. В табл. 5 и 6 приведены относительные отклонения данных эксперимента на воздушной модели от численных расчетов для нее и для турбинной ступени ММ.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*</sup> ГОСТ Р8.736-2011. Государственная система обеспечения единства измерений.Измерения прямые многократные. Методы обработки результатов измерений. Основные положения.



Fig. 7.  $\eta_i = f(P_0^*)$  at modeled regimes of the turbine stage at test rig research with air working fluid and of numerical calculations with air and MM working fluids



Рис. 8. Зависимость  $N = f(P_0^*)$  модельных режимов турбинной ступени в численном и экспериментальном исследовании на воздухе: — воздух, численный расчет; — воздух, эксперемент

Fig. 8.  $N = f(P_0^*)$  at modeled regimes of the turbine stage at test rig research and numerical calculation with air working fluid



Рис. 9. Зависимость *U*/*C*<sub>0</sub>=*f*(P<sub>0</sub>\*) модельных режимов турбинной ступени в численном и экспериментальном исследовании на воздухе: → — воздух, численный расчет; \_ — воздух, эксперемент

Fig. 9.  $U/C_0 = f(P_0^*)$  at modeled regimes of the turbine stage at test rig research and numerical calculation with air working fluid

#### Анализ результатов экспериментальных исследований

Анализ результатов экспериментальных исследований воздушной модели органической паровой турбины показывает, что основные характеристики (мощность и КПД) физического эксперимента на режимах 1 и 2 различаются от численного расчета в пределах 1,2–3%, что подтверждает хорошее совпадение результатов и, значит, качество постановки численного расчета и физического эксперимента.

Отклонения, полученные на режимах 3 и 4 (до 15%), как уже было сказано, могут быть объяснены выпадением твердой фазы влаги из воздуха, то есть тумана, снега и льда, что видно на рис. 6. Это связано с тем, что статическая температура за СА на данных режимах опускается ниже -50 °C, приводя к пульсационному зарастанию проточной части турбинной ступени, уменьшению при этом сечения каналов рабочих лопаток и, как результат, снижению КПД. Масштаб снежного отложения на поверхности выхлопного патрубка составляет 2–3 мм (визуальная оценка). Оценить толщину отложений на поверхности рабочих лопаток невозможно, однако сомнений в их наличии нет.

Расчет массы выпадающей твердой фазы показал, что на режиме 4 образовывается 24 гр/с жидкой (твердой) фазы, не участвующей в полезной работе турбинной ступени, что приводит к снижению мощности ступени на 0,5%. Прогрев проточной части между ре-

жимами не приводил к длительному эффекту. В дальнейшем данная проблема может быть решена путем установки проточного электрического нагревателя мощностью более 200 кВт, однако в рамках данного исследования нагреватель не применялся.

#### Выводы

Полученные результаты проведенного экспериментального исследования воздушной модели органической паровой турбины подтвердили возможность моделирования работы органического рабочего тела (гексаметилдисилоксан) на воздушном стенде. Это подтверждается корреляцией интегральных характеристик турбинных ступеней на модельных режимах 1 и 2, полученных двумя способами: численным расчетом работы органической паровой турбины в программе ANSYS и экспериментальным физическим исследованием ее воздушной модели.

Полученные результаты позволяют в дальнейшем, при создании органических паровых турбин, после моделирования органического рабочего тела численными методами проводить экспериментальные исследования воздушных моделей турбинных ступеней на имеющихся экспериментальных стендах. Дальнейшие исследования могут быть направлены на изучение с использованием пятиканальных зондов и метода PIV (Particle Image Velocimetry) образования вихревых и срывных зон на частичных модельных режимах турбинных ступеней.

#### **ПРИЛОЖЕНИЕ**

#### Перечень условных обозначений, индексов и сокращений

- ОЦР органический цикл Ренкина ORC — organic Rankine cycle
- ORC Olganic Kalikine cycle
- ОРТ органическое рабочее тело
- ГТУ газотурбинная установка
- СА сопловой аппарат
- РК рабочее колесо
- MM гексаметилдисилоксан, hexamethyldisiloxane
- н натура
- м модель
- периферийное сечение
- $P_0^*$  давление торможения перед СА, Па
- $P_1$  статическое давление в потоке за СА, Па
- *P*<sub>2</sub> статическое давление в потоке за PK, Па
| N                | — внутренняя мощность ступени, Вт   |
|------------------|---|
| ω                | — частота вращения ротора, рад/с  |
| п                | — частота вращения ротора, об/мин   |
| $C_1$            | — абсолютная скорость на выходе из СА, м/с  |
| $W_1$            | — относительная скорость на выходе из СА, м/с   |
| $C_2$            | — абсолютная скорость на выходе из РК, м/с  |
| $W_2$            | — относительная скорость на выходе из PK, м/с   |
| U                | — окружная скорость, м/с  |
| k                | — показатель адиабаты   |
| R                | — удельная газовая постоянная, Дж/[кг·К]  |
| $h_0$            | — изоэнтропийная разность энтальпий, вычисленная по полным параметрам потока                |
|                  | перед турбиной ступенью и по статическому давлению за ней, Дж/кг                            |
| $T_{0}^{*}$      | — температура торможения перед СА, К  |
| $\rho_T$         | <ul> <li>термодинамическая степень реактивности турбинной ступени</li> </ul>                |
| G                | <ul> <li>массовый расход воздуха через турбинную ступень, кг/с</li> </ul>                   |
| Р                | <ul> <li>усилие на рычаге гидротормоза, Н</li> </ul>  |
| L                | — длина плеча рычага гидротормоза, м  |
| $h'_{1t}$        | — изоэнтропийная разность энтальпий, вычисленная по полным параметрам                       |
|                  | потока перед турбинной ступенью и по статическому давлению в корневом                       |
|                  | сечении за СА, Дж/кг  |
| $h'_{2t}$        | — изоэнтропийная разность энтальпий, вычисленная по статическим параметрам                  |
|                  | потока в корневом сечении перед РК и по статическим параметрам осредненным                  |
|                  | по корневому и периферийному сечениям за РК, Дж/кг  |
| Sh               | — число Струхаля  |
| Re               | — число Рейнольдса  |
| Eu               | — число Эйлера  |
| $U/C_0$          | — характеристическое число  |
| $C_0$            | <ul> <li>условная скорость, рассчитываемая по перепаду энтальпий на ступень, м/с</li> </ul> |
| M                | — число Маха  |
| k <sub>кин</sub> | — коэффициент кинематического подобия   |
| С. и С.          | — изобарная и изохорная теплоемкости. Дж/[кг·K]   |

*π*<sub>т</sub> — коэффициент понижения давления.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Quoilin S., Lemort V.** Technological and Economical Survey of Small-Scale Organic Rankine Cycle Systems // Fifth European conference, Economics and management of energy in industries. 2009. [Электронный ресурс] Режим доступа: http://www.eolss.net/sample-chapters/c05/E6-35-43-00.pdf (Дата обращения: 29.04.2016)

2. **Pytilinski J. T**. Solar energy installations for pumping irrigation water // Solar Energy, 21(4) (1978) 255–262.

3. Томаров Г. Н., Никольский А. И., Семенов В. Н., Шипков А.А. Геотермальная энергетика: Справочно-методическое издание / Под ред. П. П. Безруких. М.: «Интертехэнерго-Издат», «Теплоэнергетик», 2015. — 304 с.

4. **Larjola L.** Electricity from industrial waste heat using high-speed organic Rankine cycle (ORC) // International journal of production economics. 1995. Vol. 41. P. 227–235.

5. **Vescovo R.** ORC recovering industrial heat // Cogeneration and On-Site Power Production. 2009. Vol. 2. P. 53–57.

6. Key World Energy Statistics / International Energy Agency. 2015.

7. Забелин Н. А., Лыков А. В., Рассохин В. А. Оценка располагаемой тепловой мощности уходящих газов газоперекачивающих агрегатов единой системы газоснабжения России // Научно-технические ведомости СПбПУ. 2013. № 4 (183). Т. 1. С. 136–144.

8. **Emiliano I. M. Casati.** New concepts for Organic Rankine Cycle Power Systems. Milan, 2014

9. **Кириллов И. И**. Теория турбомашин. Л.: Машиностроение, 1972. 536 с.

10. Седов Л.И. Методы подобия и размерности в механике. 8-е изд., перераб. М.: Наука, 1977. 440 с.

11. **Морозов Н. В., Корасев В. П**. Паровые турбины на низкокипящем рабочем теле // Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета имени академика М. Ф. Решетнева. 2010. № 28. С. 102–106.

12. Zabelin N.A., Saychenko A.S. Development of an environmentally friendly steam turbine working on organic fluid for waste heat utilization // St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology. 2016.  $\mathbb{N}^{\circ}$  3(249). P. 5–14.

13. Забелин Н. А., Оленников С. Ю., Сайченко А. С., Сивоконь В. Н., Смирнов Е. Т., Смирнов М. В. Экспериментальный стенд для исследования высокооборотной воздушной модели одноступенчатой малорасходной турбины конструкции ЛПИ мощностью 260 кВт. // Наука и техника в газовой промышленности. 2015. № 3 (63). 120 с.

14. Ngoc Anh, Wendland M., Fischer J. Working fluids for high-temperature organic Rankine cycles. Vienna, 2011.

15. Дейч М. Е., Трояновский Б. М. Исследование и расчет ступеней осевых турбин. М.: Машиностроение, 1964. 628 с.

16. Шенк X. Теория инженерного эксперимента. М.: Мир, 1972. 381 с.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ЗАБЕЛИН Николай Алексеевич — кандидат технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru

**САЙЧЕНКО Александр Сергеевич** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: Saychen@yandex.ru

**СИВОКОНЬ Виктор Николаевич** — *главный инженер ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург»*. E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

**ФОКИН Георгий Анатольевич** — доктор технических наук генеральный директор ООО «Газпром трансгаз Санкт-Петербург».

E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

## REFERENCES

[1] **Quoilin S., Lemort V.** Technological and Economical Survey of Small-Scale Organic Rankine Cycle Systems. *Fifth European conference, Economics and management of energy in industries.* 2009. Rezhim dostupa: http://www.eolss.net/sample-chapters/c05/E6–35–43–00.pdf (data obrashcheniya: 29.04.2016)

[2] **Pytilinski J. T**. Solar energy installations for pumping irrigation water. *Solar Energy*. 21(4) (1978) 255–262,.

[3] **Tomarov G. N., Nikolskiy A. I., Semenov V. N., Shipkov A.A.** Geotermalnaya energetika: Spravochno-metodicheskoye izdaniye / Pod red. P. P. Bezrukikh. M.: "Intertekhenergo-Izdat", "Teploenergetik", 2015. 304 s. (rus.)

[4] Larjola L. Electricity from industrial waste heat using high-speed organic Rankine cycle (ORC). *International journal of production economics*. 1995. Vol. 41. P. 227–235.

[5] **Vescovo R.** ORC recovering industrial heat. *Cogeneration and On-Site Power Production*. 2009. Vol. 2. P. 53–57.

[6] Key World Energy Statistics, International Energy Agency. 2015.

[7] Zabelin N. A., Lykov A. V., Rassokhin V. A. Otsenka raspolagayemoy teplovoy moshchnosti ukhodyashchikh gazov gazoperekachivayushchikh agregatov yedinoy sistemy gazosnabzheniya Rossii. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU*. 2013. № 4 (183). T.1. S. 136–144. (rus.)

[8] **Emiliano I. M. Casati.** New concepts for Organic Rankine Cycle Power Systems. Milan, 2014.

[9] **Kirillov I. I**. Teoriya turbomashin. L.: Mashinostroyeniye, 1972. 536 s. (rus.)

[10] **Sedov L. I**. Metody podobiya i razmernosti v mekhanike. 8-ye izd., pererab. M.: Nauka, 1977. 440 s. (rus.)

[11] **Morozov N. V., Korasev V. P.** Parovyye turbiny na nizkokipyashchem rabochem tele. *Vestnik Sibirskogo gosudarstvennogo aerokosmicheskogo universiteta imeni akademika M. F. Reshetneva.* 2010. № 28. S. 102–106. (rus.)

[12] Zabelin N.A., Saychenko A.S. Development of an environmentally friendly steam turbine working on organic fluid for waste heat utilization. *St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*. 2016. № 3(249). S. 5–14.

[13] Zabelin N.A., Olennikov S. Yu., Saychenko A.S., Sivokon V.N., Smirnov Ye.T., Smirnov M.V. Eksperimentalnyy stend dlya issledovaniya vysokooborotnoyvozdushnoy modeli odnostupenchatoy maloraskhodnoy turbiny konstruktsii LPI moshchnostyu 260 kVt. *Nauka i tekhnika v gazovoy promyshlennosti*. 2015. № 3(63). 120 s. (rus.)

[14] Ngoc Anh, Wendland M., Fischer J. Working fluids for high-temperature organic Rankine cycles. Vienna, 2011. (rus.)

15. **Deych M. Ye., Troyanovskiy B. M.** Issledovaniye i raschet stupeney osevykh turbin. M.: Mashinostroyeni-ye, 1964. 628 s. (rus.)

16. Shenk Kh. Teoriya inzhenernogo eksperimenta. M.: Mir, 1972. 381 s. (rus.)

## **AUTHORS**

ZABELIN Nikolai A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: n.zabelin.turbo@mail.ru
SAICHENKO Aleksandr S. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: Saychen@yandex.ru
SIVOKON' Viktor N. — Gazprom transgaz Saint-Petersburg LLC.
E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru
FOKIN Georgii A. Gazprom transgaz Saint-Petersburg LLC.
E-mail: ltg@spb.ltg.gazprom.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 21 ноября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230403 УДК 621.313.322–81

Н.В. Гришин

ПАО «Силовые машины». Санкт-Петебург, Россия

# ИНДУКТИВНОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ РАССЕЯНИЯ ОБМОТКИ СТАТОРА ШЕСТИФАЗНОГО ТУРБОГЕНЕРАТОРА ПРЕДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ

При постройке мощных энергоблоков находят применение шестифазные турбогенераторы предельной мощности. Режимные вопросы эксплуатации шестифазного турбогенератора могут быть рассмотрены по аналогии с трехфазными машинами на базе уравнений состояния по двум взаимно перпендикулярным осям типа уравнений Парка—Горева, записанных для идеализированной машины. По сравнению с традиционными трехфазными машинами данный подход отличается представлением индуктивного сопротивления рассеяния статора в виде двух составляющих собственного и взаимного рассеяния трехфазных систем обмотки. Предлагаемая аналитическая оценка составляющих индуктивного сопротивления рассеяния при минимальной трудоемкости и физической наглядности обеспечивает удовлетворительную для практических вопросов степень точности, что подтверждается результатами численного расчета и экспериментальными данными. В целях экспериментального определения составляющих рассеяния обмотки статора предложено несколько методов, основанных на модификации известных опытов для трехфазных машин.

ТУРБОГЕНЕРАТОРЫ ПРЕДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ; ШЕСТИФАЗНЫЕ ТУРБОГЕНЕРАТОРЫ; ИНДУКТИВ-НОЕ СОПРОТИВЛЕНИЕ РАССЕЯНИЯ; РАСЧЕТ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН; ИСПЫТАНИЯ СИНХРОН-НЫХ МАШИН.

## Ссылка при цитировании:

Н. В. Гришин. Индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора предельной мощности // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 40–47. DOI: 10.18721/JEST.230403.

N.V. Grishin

PYSC «Power mashines». St. Petersburg, Russia

# LEAKAGE REACTANCE IN A STATOR OF A SIX-PHASE MAXIMUM CAPACITY TURBINE GENERATOR

Six-phase turbine generators are used in constructing high-power units of power plants. Issues of operation conditions of a six-phase turbine generator could be studied by analogy with three-phase machines based on the equations of state of two mutually perpendicular axes of the Park-Gorev form given for an idealized machine. Compared with traditional three-phase machines, this approach is different by its representation of the stator's leakage reactance as consisting of two components: self and mutual leakage reactance of three-phase winding systems. Th proposed analytical estimate of the parts of stator leakage reactance has a short working time, is physically clear and its accuracy is satisfactory for practical issues, which is confirmed by the results of numerical calculations and experiments. In an effort to provide experimental estimation of the components of stator leakage reactance, a few methods based on well-known methods of three-phase machines were proposed.

TURBINE GENERATORS OF ULTIMAE CAPACITY; SIX PHASE TYRBOGENERATORS; STATOR LEAKAGE REACTANCE; CALCULATION OF ELECTRICAL MACHINES; SYNCHRONOUS MACHINES TESTS.

Citation:

N. V. Grishin, Six-phase maximum capacity turbine generator stator leakage reactance, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 40–47, DOI: 10.18721/JEST.230403.

#### Введение

Одним из технических решений для реализации двухполюсных турбогенераторов предельной мощности является применение шестифазных обмоток статора, имеющих лучший по сравнению с трехфазными гармонический состав, что, кроме повышения использования машины в целом [1], актуально для современных электрических сетей [2]. Работа шестифазного генератора может исследоваться на основе уравнений состояния типа уравнений Парка-Горева [3] и соответствующих схем замещения [4] при обычно принимаемых в теории электрических машин допущениях. При этом используется представление сопротивления x<sub>о</sub> рассеяния обмотки статора в виде суммы двух составляющих: *х*<sub>ош</sub>, обусловленной полями самоиндукции и взаимоиндукции по путям рассеяния с фазами одной трехфазной системы, и  $x_{\sigma 12}$ , соответствующей взаимоиндукции по путям рассеяния с фазами другой трехфазной системы.

Существующие инженерные методы расчета и опытного определения параметров трехфазных генераторов не учитывают особенностей индуктивных связей между трехфазными системами шестифазной обмотки. Неправильный учет магнитных связей обмоток может приводить к ошибкам при расчете токов, электромагнитных сил и моментов в переходных режимах, неверным выбору и настройке релейных защит и т.д. Выражения для проводимостей пазового [1] и дифференциального [5] рассеяний шестифазной обмотки при выпрямительной нагрузке не обладают достаточной наглядностью и при отсутствии остальных составляющих не позволяют определить индуктивное сопротивление статора, собственное и взаимное рассеяния трехфазных систем.

Целью работы была численная и экспериментальная оценка на основе существующих методов расчета трехфазных машин составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора шестифазного турбогенератора с учетом его конструктивных особенностей.

## Метод исследования

Рассмотриваются особености распределения шестифазной обмотки по пазам, с тем чтобы учесть взаимное влияние трехфазных систем при использовании общепринятого для трехфазных машин подхода. Допустимость используемых при аналитическом рассмотрении приближений будет подтверждена результатами численного методом конечных элементов расчета электромагнитного поля. На основе известных опытов трехфазных машин и рассмотрения схем замещения [4] будут предложены методы экспериментального определения параметров, пригодные для промышленных испытаний.

#### Индуктивное сопротивление рассеяния

В теории электрических машин принято [6– 8] представлять индуктивное сопротивление рассеяния  $x_{\sigma}$  в виде суммы рассеяний пазового, лобового, по коронкам зубцов и дифференциального, пропорциональных соответствующим относительным магнитным проводимостям [6] (при расчетной длине сердечника  $l_x$ , м):

$$x_{\sigma} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} I_x \left(\lambda_{\Pi} + \lambda_{\kappa} + \lambda_{\Lambda} + \lambda_{\Lambda}\right), \text{ OM.}$$

Здесь p — число пар полюсов, q — число пазов на полюс и фазу,  $\lambda_n$ ,  $\lambda_k$ ,  $\lambda_{\lambda}$ ,  $\lambda_{\lambda}$  — относительные магнитные проводимости пазового, лобового, по коронкам зубцов и дифференциального рассеяний. Распределение магнитного поля в области пазов и лобовых частей, а также влияние высших гармоник учитываются при записи выражений для соответствующих проводимостей.

Пазовая относительная магнитная проводимость  $\lambda_n$  фазы трехфазной машины определяется в [9] через потоки самоиндукции и взаимоиндукции стержней фазы, при этом рассматривается двухслойная обмотка, содержащая верхние и нижние стержни обмотки одинакового сечения. Более общий случай представляет обмотка, состоящая из верхних и нижних стержней различного сечения, изображенная на рис. 1 (размеры в метрах).

Каждый паз статора шестифазного генератора при двухслойной обмотке может содержать как в верхнем, так и нижнем слоях стержни: одной фазы; разных фаз одной трехфазной системы; разных фаз разных трехфазных систем (рис. 2). Если токи верхнего и нижнего стержня в пазу сдвинуты по фазе на угол α, поля от составляющих токов *I*sinα взаимно компенсируются и результирующую магнитную связь дадут только составляющие токов *I*соsα [9].



Рис. 1. Эскиз паза статора Fig. 1. Stator slot outline

Пусть шаг обмотки равен mq - y пазовых делений, в то время как диаметральный шаг равен mq пазовых делений. При сокращении шага  $\beta =$ = (mq - y)/mq фазная зона состоит из двух поясов (верхнего и нижнего) сдвинутых друг относительно друга на *у* пазовых делений; следовательно, в *у* пазах с каждой стороны фазной зоны имеются стержни, принадлежащие разным фазам, а в (q - y) пазах лежат стержни одной фазы. Если для определенности предположить q = 1в шестифазной обмотке (m = 6), то получим, что в  $(6-6\beta)$  пазах фазной зоны лежат стержни разных фаз, а в (6 $\beta$  — 5) пазах фазной зоны — одной фазы. Таким образом, при шаге 5/6  $\leq \beta \leq 1$ , характерном для мощных турбогенераторов [10], число пазов на полюс и фазу с  $\alpha = 0^{\circ}$  (то есть принадлежащих одной фазе) будет (6 $\beta$  — 5)q, а число пазов на полюс и фазу с  $\alpha = 30^{\circ}$  составит (6–6 $\beta$ )q. При этом отсутствуют пазы, содержащие разные фазы одной трехфазной системы. Поэтому для шестифазной машины необходимо учитывать взаимоиндукцию для (6 $\beta$  — 5)q пазов, содержащих стержни одной фазы:

$$\lambda_{\Pi} = \frac{1}{4} \left[ \frac{h_1}{3b_{\Pi}} + \frac{h_2}{b_{\Pi}} + \frac{4h_3}{3b_{\Pi}} + \frac{2h_4}{b_{\Pi}} + (6\beta - 5) \left( \frac{h_3}{b_{\Pi}} + \frac{2h_4}{b_{\Pi}} \right) \right].$$

Определение относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов в общем случае необходимо производить путем анализа поля в воздушном зазоре, что довольно трудоемко. Хорошие результаты для однослойных обмоток даёт использование формулы, полученной методом конформных отображений [6, 11]. При двухслойных обмотках с сокращением шага индуктивность рассеяния по коронкам зубцов снижается вследствие сдвига по фазе токов в нижнем и в верхнем стержне, поэтому для двухслойных трехфазных обмоток используются коэффициенты, вводимые в формулу для однослойных обмоток. Например, в [12] рекомендуется использовать  $(1 + \cos \alpha)/2$ . Здесь соза определяется как средний для всех пазов фазы, то есть с учетом пазов со стержнями, принадлежащими как одной фазе, так и разным. При этом предполагается, что половина потоков

<i>a</i> 1	<i>a</i> 2	<i>z</i> 1	z2 b	1 1	<i>b</i> 2	<i>x</i> 1	<i>x</i> 2	<i>c</i> 1	<i>c</i> 2	<i>y</i> 1	<i>y</i> 2			
<i>a</i> 1	<i>a</i> 2	<i>z</i> 1	z2 b	1 1	<i>b</i> 2	<i>x</i> 1	<i>x</i> 2	<i>c</i> 1	<i>c</i> 2	<i>y</i> 1	<i>y</i> 2			
2		1	2	11		10	1			1		2	1	2
$a_2$	7		<i>z2</i>	bl	12	<i>b2</i>	x		<i>x2</i>			2		<u>y2</u>
12	<i>z</i> 1	<i>z</i> ,2	<i>D</i> 1		02	x	1	<i>x</i> 2	0	1	<i>C2</i>	<u>y</u> 1	<u>y</u> 2	2
<i>a</i> 2	<i>z</i> 1	<i>z</i> 2	<i>b</i> 1	b	2	<i>x</i> 1	x	2	<i>c</i> 1	<i>c</i> 2	y1	y2	2	
<i>z</i> 2	<i>z</i> 2	<i>b</i> 1	<i>b</i> 2	x	1	<i>x</i> 2	с	1	<i>c</i> 2	<i>y</i> 1	y2	<i>a</i> 1		
полож 1ага (	кения a1, b1	а фазн 1, <i>с</i> 1, <i>а</i>	ых зо 2, <i>b</i> 2,	н дву c2 —	ухс. - фа	10ЙН ЗНЫС	ой ш зон	іесті ы с і	ифаз прям	НОЙ ( ЫМ Н	обмот апран	ки пр влени	и раз ем то	личном ков;
	а1       а1       а2       а2       а2       а2       да2       да2       да2       да2       да2       да2       да2       да2       да3       да4       да5       да5       да6       да7       да7       да8       да9       да9	a1     a2       a1     a2       a1     a2       a2     z1       a2     z1       z2     z2       положения       шага (a1, b)	a1 $a2$ $z1$ $a1$ $a2$ $z1$ $a2$ $z1$ $z2$ $a3$ $a1$ $a2$ $a2$ $z1$ $z2$ $a3$ $a2$ $a3$ $a3$ $a3$ $a3$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a5$ $a4$ $a5$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ $a4$ <t< td=""><td>a1 <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b</math> <math>a1</math> <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b</math> <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a3</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a2</math> <math>z2</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a3</math> <math>a3</math> <math>a4</math> <math>b3</math> <math>a3</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>b3</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>b4</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>b4</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>a4</math> <math>b4</math> <math>a4</math>        &lt;</td><td>a1 <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a1</math> <math>a1</math> <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a1</math> <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a1</math> <math>a2</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>a3</math> <math>z1</math> <math>z2</math> <math>b1</math> <math>b2</math> <math>a3</math> <math>a4</math> <math>a5</math> <math>a5</math> <math>a7</math> <math>a4</math> <math>a7</math> <math>a7</math> <math>a7</math> <math>a7</math> <math>a4</math> <math>a7</math> <math>a7</math></td><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2         a1       a2       z1       z2       b1       b2         a3       z1       z2       z1       z2       b1         a4       z2       z2       z2       b1       b2         a5       z2       z2       b1       b2       z1         положения фазных зон двухслина (a1, b1, c1, a2, b2, c2 - фа       b2       c2       c4</td><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1         a3       z1       z2       b1       b2       x1         a4       z2       z2       b1       b2       x1         a5       z2       z2       b1       b2       x1         a6       a7       b1       b2       x1       x2         положения фазных зон двухслойн       а3       b2       c2       c3       b3</td><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       b2       x1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a3       z2       z2       b1       b2       x1       x2       c         a1       a2       z2       b1       b2       x1       x2       c         a2       z2       b1       b2       x1       x2       c         положения фазных зон двухслойной п       а3       а2</td><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z1         a2       z2       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a3       b2       x1       x2       c1       x2       c1         a3       b2       x1       x2       c1       x2       c1         b1       b2       x1       x2&lt;</td><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       b2       x1       x2       c1       c2       c1       c2       c1       c2         a4       b2       x1       x2<!--</td--><td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a3       b2       x1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       b2       x1       x2       c1       c2       y1       c2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a4       z2       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a5       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       z1       z2       c1       c2       y1       y2       y2         a4       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2</td></td></td></td></td></t<>	a1 $a2$ $z1$ $z2$ $b$ $a1$ $a2$ $z1$ $z2$ $b$ $a2$ $z1$ $z2$ $b1$ $a3$ $z1$ $z2$ $b1$ $a2$ $z2$ $z2$ $b1$ $a3$ $a3$ $a4$ $b3$ $a3$ $a4$ $a4$ $b3$ $a4$ $a4$ $a4$ $b4$ $a4$ $a4$ $a4$ $b4$ $a4$ $a4$ $a4$ $b4$ $a4$ <	a1 $a2$ $z1$ $z2$ $b1$ $a1$ $a1$ $a2$ $z1$ $z2$ $b1$ $a1$ $a2$ $z1$ $z2$ $b1$ $a1$ $a2$ $z1$ $z2$ $b1$ $a3$ $z1$ $z2$ $b1$ $b2$ $a3$ $a4$ $a5$ $a5$ $a7$ $a4$ $a7$ $a7$ $a7$ $a7$ $a4$ $a7$	a1       a2       z1       z2       b1       b2         a1       a2       z1       z2       b1       b2         a3       z1       z2       z1       z2       b1         a4       z2       z2       z2       b1       b2         a5       z2       z2       b1       b2       z1         положения фазных зон двухслина (a1, b1, c1, a2, b2, c2 - фа       b2       c2       c4	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1         a3       z1       z2       b1       b2       x1         a4       z2       z2       b1       b2       x1         a5       z2       z2       b1       b2       x1         a6       a7       b1       b2       x1       x2         положения фазных зон двухслойн       а3       b2       c2       c3       b3	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       b2       x1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a2       z1       z2       b1       b2       x1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2         a3       z2       z2       b1       b2       x1       x2       c         a1       a2       z2       b1       b2       x1       x2       c         a2       z2       b1       b2       x1       x2       c         положения фазных зон двухслойной п       а3       а2	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       z1         a2       z2       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a3       b2       x1       x2       c1       x2       c1         a3       b2       x1       x2       c1       x2       c1         b1       b2       x1       x2<	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       b2       x1       x2       c1       c2       c1       c2       c1       c2         a4       b2       x1       x2 </td <td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a3       b2       x1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       b2       x1       x2       c1       c2       y1       c2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a4       z2       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a5       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       z1       z2       c1       c2       y1       y2       y2         a4       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2</td></td></td></td>	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1         a3       b2       x1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       b2       x1       x2       c1       c2       y1       c2 <td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a4       z2       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a5       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       z1       z2       c1       c2       y1       y2       y2         a4       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2</td></td></td>	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2         a3       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a4       z2       z1       z2       z1       x2       c1       c2       y1       y2         a5       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1 <td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       z1       z2       c1       c2       y1       y2       y2         a4       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2<td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2</td></td>	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1         a3       z1       z2       c1       c2       y1       y2       y2         a4       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2 <td>a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2</td>	a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a1       a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2         a2       z1       z2       b1       b2       x1       x2       c1       c2       y1       y2       y2         z2

сокращении шага (a1, b1, c1, a2, b2, c2 — фазные зоны с прямым направлением токов; x1, y1, z1, x2, y2, z2 — фазные зоны с противоположным направлением токов)
Fig. 2. Double-layer six-phase winding phases zones displacement at different short-pitch (a1, b1, c1, a2, b2, c2 — phase zones with direct current; рассеяния через коронки зубцов соответствует потокам самоиндукции стержней, а половина — взаимоиндукции. При оценке рассеяния по коронкам зубцов, как и для пазового рассеяния, необходимо учитывать полученные соотношения для распределения трехфазных систем по пазам. При сокращении шага  $5/6 \le \beta \le$ ≤ 1 для относительной магнитной проводимости рассеяния по коронкам зубцов необходимо использовать коэффициент (1 + cosα(6β -(-5))/2, при этом  $\alpha = 0^\circ$ , поскольку отсутствуют пазы, содержащие разные фазы одной трехфазной системы. Таким образом, рассеяние по коронкам зубцов приближенно представляется в виде составляющих, которые соответствуют самоиндукции стержней фазы (1/2) и взаимоиндукции ( $[\cos\alpha(6\beta - 5)]/2$ ) для пазов, содержащих стержни одной фазы. В частном случае диаметрального шага ( $\beta = 1$ ,  $\cos \alpha = 1$ ) этот коэффициент становится равным 1, и получается известная формула [6, 11], не учитывающая сокращения шага.

Таким образом, формулу для относительной магнитной проводимости по коронкам зубцов для рассеяния фазы двухслойной шестифазной обмотки статора можно записать в виде

$$\lambda_{\rm K} = \frac{1}{4\pi} \left[ \ln \left( \frac{\delta^2}{b_{\rm n}^2} + \frac{1}{4} \right) + 4 \frac{\delta}{b_{\rm m}} \arctan \frac{b_{\rm m}}{2\delta} \right] (6\beta - 4).$$

Стоит отметить, что для турбогенераторов в связи с большой величиной воздушного зазора по отношению к ширине паза статора не характерен большой вклад рассеяния по коронкам зубцов в суммарную величину рассеяния. Поэтому принятые допущения и условность в разделении составляющих рассеяния по коронкам зубцов можно считать оправданными.

Для проводимостей лобового и дифференциального рассеяний можно использовать известные выражения, например из [9] и [13]. При этом следует учесть, что при симметричной нагрузке шестифазная обмотка генерирует высшие гармонии порядка  $v = 12k \pm 1$ , где k = 1, 2, 3... В общем случае необходимо принимать во внимание весь ряд возникающих гармоник.

## Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем

Индуктивное сопротивление взаимного рассеяния трехфазных систем также можно представить в виде суммы отдельных составляющих — пазового, по коронкам зубцов, лобового и дифференциального рассеяний — и записать

$$x_{\sigma 12} = 4\pi\mu_0 f \frac{w^2}{pq} l_x \left( \lambda_{12\pi} + \lambda_{12\kappa} + \lambda_{12\pi} + \lambda_{12\pi} \right), \text{ OM.}$$

Для  $\lambda_{12\pi}$  должны рассматриваться только составляющие взаимоиндукции между нижним и верхним стержнями для пазов, содержащих стержни различных трехфазных систем, с учетом составляющей тока *I*сояса. Для рассматриваемого случая 5/6  $\leq \beta \leq 1$  число таких пазов на полюс и фазу составит (6–6β)*q*, при этом  $\alpha =$ = 30° и соя  $\alpha = \sqrt{3}/2$ . Следовательно,

$$\lambda_{12\Pi} = \frac{\sqrt{3}}{8} \left( \frac{h_3}{b_{\tilde{i}}} + \frac{2h_4}{b_{\tilde{i}}} \right) (6 - 6\beta).$$

Для  $\lambda_{12\kappa}$  в согласии с выше приведенными для  $\lambda_{\kappa}$  соображениями необходимо использовать коэффициент соза(6–6β)/2, который учитывает составляющую рассеяния, отвечающую взаимоиндукции различных трехфазных систем для соответствующего числа пазов, при этом соз  $\alpha = \sqrt{3}/2$ :

$$\lambda_{12\kappa} = \frac{\sqrt{3}}{8\pi} \left[ \ln\left(\frac{\delta^2}{b_{II}^2} + \frac{1}{4}\right) + 4\frac{\delta}{b_{II}} \operatorname{arctg} \frac{b_{II}}{2\delta} \right] (6 - 6\beta).$$

В связи со сложностью аналитического определения лобового рассеяния, его малым вкладом в суммарное рассеяние и симметричностью обмоток можно в первом приближении принять, что взаимное лобовое рассеяние составляет половину лобового рассеяния фазы, определенного на основании [9]:

$$\lambda_{12\pi} = \frac{0.3}{2} \frac{q}{pl_x} (3\beta - 1) D_1$$

В силу симметричности трехфазных обмоток можно предположить, что они генерируют равные доли высших гармонических в воздушном зазоре и собственная индуктивность дифференциального рассеяния составляет половину от полного дифференциального рассеяния [5]. Тогда запишем выражение для относительной магнитной проводимости взаимного дифференциального рассеяния на основании выражения из [13]:

$$\lambda_{12\mu} = \frac{mq}{2\pi^2} \frac{\tau}{\delta} \sum_{\nu \neq 1}^{\infty} \frac{k_{o\delta\nu}^2}{\nu^2}.$$

Здесь при расчете также необходимо учитывать гармонический состав, характерный для шестифазной обмотки.

# Индуктивное сопротивление собственного рассеяния

Индуктивное сопротивление собственного рассеяния согласно принятому подходу определяется по формуле  $x_{\sigma 11} = x_{\sigma} - x_{\sigma 12}$ . Причем в случае симметрии  $x_{\sigma 11} = x_{\sigma 22}$ . На основе принципа суперпозиции определение отдельных составляющих собственного рассеяния можно проводить по аналогии путем определения разности соответствующих составляющих полного и взаимного рассеяния трехфазных систем.

# Оценка индуктивного сопротивления рассеяния по результатам расчета электромагнитного поля

Расчет магнитного поля в поперечном сечении активной зоны шестифазного турбогенератора в осесимметричной постановке был выполнен с помощью программного продукта ELCUT 6.3. При данной постановке не учитываются лобовые составляющие рассеяния, рассмотрение которых требует трудоемких трехмерных расчетов, к тому же в крупных машинах лобовое рассеяние не вносит решающего вклада в рассеяние не вносит решающего вклада в рассеяние обмотки статора. Индуктивные сопротивления определялись через потокосцепления поперечно-пазового потока рассеяния со стержнями обмотки статора согласно выражению [14]

$$x=2\pi f L=2\pi f\frac{\Psi}{i}.$$

Таблица 1

Результаты определения индуктивных сопротивлений рассеяния методами аналитической оценки и анализа расчета картины электромагнитного поля

#### Table 1

Determination of leakage reactance by analytic estimation and electromagnetic field finite elements calculation

Способ оценки и ед. измер.	$x'_{\sigma}$	$x'_{\sigma 12}$
Аналитическая оценка без учета лобовых составляющих, о.е.	0,186	0,114
По результатам расчета картины электромагнитного поля, о.е.	0,173	0,115
Расхождение в способах оценки,%	7,5	-0,9

Для определения индуктивности рассеяния фазы *a*1 при протекании токов по всем фазам первой трехфазной системы находится магнитный поток, проходящий по боковой поверхности пазов, принадлежащих одной стороне катушек фазы *a*1 и сцепленный с верхними и нижними стержнями. Далее суммируются собственные индуктивности для стержней фазы, а также (с учетом числа параллельных ветвей) взаимные индуктивности для пазов, в которых оба стержня принадлежат одной трехфазной системе:

$$x'_{\sigma} = 2\pi f \frac{1}{2} \left( \sum_{k_{\text{nepx}}} \frac{\Psi_k}{i_k} + \sum_{k_{\text{nH3}}} \frac{\Psi_k}{i_k} \right) =$$
$$= 157 \frac{(1,75+3,66)}{2 \cdot 11350} = 0,075, \text{ OM};$$
$$\overline{x}'_{\sigma} = \frac{0,075}{0,433} = 0,173 \text{ o.e.}$$

Взаимная индуктивность определяется через сумму взаимных индуктивностей между верхними и нижними стержнями для пазов, в которых находятся стержни различных трехфазных систем, с учетом фазового сдвига между токами стержней:

$$x'_{\sigma 12} = 2\pi f \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{1}{2} \left( \sum_{k_{\text{BEPX}}} \frac{\Psi'_k}{i_k} + \sum_{k_{\text{BHS}}} \frac{\Psi'_k}{i_k} \right) =$$
  
= 135,97  $\frac{(1,74+2,41)}{11350} = 0,05$ , OM;  
 $\overline{x}'_{\sigma 12} = \frac{0,05}{0,433} = 0,115$  o.e.

Из приведенных в табл. 1 результатов следует, что аналитическая оценка индуктивного сопротивления рассеяния даёт значения, отличающиеся от полученных из расчета картины электромагнитного поля на 7,5% и обладает при этом неоспоримыми преимуществами с точки зрения минимальных затрат времени, ресурсов и физической наглядностью представления описываемых явлений.

## Методы экспериментального определения индуктивных сопротивлений рассеяния статорной обмотки

Как отмечалось в [4], из опыта установившегося трехфазного короткого замыкания с током статора  $I_{k1}$  при справедливом для мощных



Рис. 3. Схемы замещения опытов установившихся трех- и шестифазного коротких замыканий Fig. 3. Equivalent circuits of three'- and six'-phase steady'-state short circuits tests

машин пренебрежении активным сопротивлением можно определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния:

$$x_{\sigma 11} = \frac{U_2}{I_{k1}}, \text{ OM}$$

где  $U_2$  — измеряемое фазное напряжение на разомкнутой обмотке второй трехфазной системы. Схема замещения приведена на рис. 3.

По уравнениям режима [4] можно определить синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси при наличии токов в одной трехфазной системе:

$$x_{d(3)} = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k1}}, \text{ Om},$$

где ЭДС *Е* определяется по спрямленной характеристике холостого хода.

При установившемся шестифазном коротком замыкании с током статора  $I_{k6} = I_{k1} + I_{k2}$  [4] синхронное индуктивное сопротивление по продольной оси равно

$$x_{d(6)} = \frac{1}{2}x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_{ad} = \frac{E}{I_{k6}}, \text{OM},$$

схема замещения приведена на рис. 3. По разности параметров  $x_{d(3)}$  и  $x_{d(6)}$  можно определить индуктивное сопротивление собственного рассеяния:

$$x_{\sigma 11} = 2(x_{d(3)} - x_{d(6)}), \text{ OM}$$

Оба метода применимы на практике, но первый более точен, поскольку по второму необходимо вычислять разность двух близких величин.

Для трехфазных синхронных электрических машин известен опыт определения индуктивности рассеяния статорной обмотки при удаленном индукторе [15]<sup>\*</sup>. Для экспериментального определения индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки статора по составляющим можно использовать модификацию этого метода. В этом случае измеряется фазное напряжение питания  $U_1$ , потребляемый ток  $I_1$ , а также напряжение  $U_2$  разомкнутой системы. Общее индуктивное сопротивление обмотки равно

$$x_{z1} = x_{\sigma 11} + x_{\sigma 12} + x_b = \frac{U_1}{I_1}$$
, OM,

Составляющие рассеяния обмотки статора определятся из соотношений

$$x_{\sigma 12} = \frac{U_2}{I_1} - x_b, \text{ OM};$$
$$x_{\sigma 11} = \frac{U_1}{I_1} - x_{\sigma 12} - x_b = \frac{U_1 - U_2}{I_1}, \text{ OM}.$$

Составляющая  $x_b$ , соответствующая потоку через расточку статора, определяется с помощью укладываемой на расточке контрольной обмотки [15, 16].

Могут быть предложены и другие методы определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния (например, по осциллограммам переходных режимов), однако указанные выше являются сравнительно простыми и могут быть проведены во время промышленных испытаний на заводе-изготовителе или во время монтажа турбогенератора на электростанции.

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup> См. также:. ГОСТ 10169–77. Машины электрические трехфазные синхронные. Методы испытаний. — М.: Издательство стандартов, 1984. 85 с.

## Полученные результаты

В табл. 2 представлены результаты оценки и опытного определения параметров серийного шестифазного турбогенератора мощностью 1200 МВт. При всех опытах получены сопоставимые значения. Повторяемость результатов на трёх промышленных образцах турбогенераторов свидетельствует о достаточной достоверности.

#### Таблица 2

Table 2

Сопоставление опытного определения и расчетной оценки составляющих индуктивного сопротивления рассеяния обмотки статора

Compzison of experimental determination and estimation of stator leakage reactance components

Метод определения параметра	$x_{\sigma 11},$ o.e.	<i>x</i> <sub>σ12</sub> , 0. e.	Относительное отличие расчетного значения от опытного,%			
			$\Delta_{\sigma^{11}}$	$\Delta_{\sigma 12}$		
Расчет	0,095	0,137	_	_		
Опыт трехфазного КЗ	0,100	_	-5,0	_		
Опыты трех- и шестифазного КЗ Опыт удаленного	0,091	_	4,4	_		
индуктора	0,097	0,151	-2,1	9,3		

Сравнение результатов экспериментального определения  $x_{\sigma ll}$  различными методами показывает их относительно небольшой разброс, что, с одной стороны, подтверждает качество экспериментальных работ, а с другой стороны, служит косвенным подтверждением правильности физических представлений и математи-

1. **Хуторецкий Г.М., Воронов Г.Г**. Шестифазные турбогенераторы // Сборник «Электросила». 1970. № 28. С. 33–40.

2. **Ianoz M., Korovkin N.** Progress in the PLC development during the 2016s 2003–2004 // IEEE6th International Symposium on Electromagnetic Compatibility and Electromagnetic Ecology. 2005. Saint Petersburg, Russia, June 21–24, 2005. P. 1–11.

3. Гришин Н.В. Уравнения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности // НТВ СПбПУ. 2016. № 2 (243). С. 16–23. DOI: 10.5862/ JEST.243.2

46

ческого описания явлений. Результаты расчетной оценки индуктивных сопротивлений по аналитическим выражениям имеют отклонение от экспериментальных данных по собственному рассеянию в пределах 5%, по взаимному в пределах 10%. Полученную точность с учетом принятых допущений и минимальной трудоемкости следует признать удовлетворительной для инженерной практики. При необходимости точность расчетной оценки может быть повышена путем детального расчета численными методами отдельных составляющих рассеяния.

#### Выводы

Получены аналитические выражения, позволяющие определять составляющие индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной обмотки статора, которые могут быть использованы для анализа режимов работы шестифазных турбогенераторов с помощью уравнений состояния типа уравнений Парка— Горева [3]. Результаты оценки параметров генератора по аналитическим выражениям подтверждены численным расчетом.

Предложены инженерные методы экспериментального определения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния шестифазной статорной обмотки при промышленных испытаниях. С учетом сопоставимости результатов выбор используемого метода может определяться удобством его проведения в тех или иных условиях.

Расчетные значения составляющих индуктивного сопротивления рассеяния с удовлетворительной степенью точности подтверждаются опытными данными испытаний нескольких образцов промышленного оборудования.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

4. Гришин Н.В. Схемы замещения для решения режимных задач шестифазных турбогенераторов предельной мощности // НТВ СПбПУ. 2016, № 2. С. 62–71. DOI: 10.5862/JEST.243.7

5. **Хуторецкий Г. М.** Индуктивные сопротивления дифференциального рассеяния шестифазных обмоток // Сборник «Электросила». 1979. № 32. С. 57–59.

6. Вольдек А. И. Электрические машины. Л.: Энергия, 1974. 840 с.

7. Абрамов А. И., Иванов-Смоленский А. В. Проектирование гидрогенераторов и синхронных компенсаторов. М.: Высшая школа, 1978. 312 с. 8. **Копылов И. П**. Электрические машины. М.: Энергоатомиздат, 1986. 360 с.

9. Титов В.В., Хуторецкий Г.М., Загородная Г.А. [и др.] Турбогенераторы. Расчет и конструкция. Л.: Энергия, 1967. 896 с.

10. **Хуторецкий Г.М., Воронов Г.Г**. Шестифазные обмотки турбогенератора // Электротехника. 1968. № 10. С. 1–6.

11. Вольдек А. И. Рассеяние по коронкам зубцов в электрических машинах // Вестник электропромышленности. 1961. № 1. С. 60–62. 12. **Рихтер Р.** Электрические машины. Т. 1. М.-Л.: ОНТИ НКТП СССР, 1935. 598 с.

13. Данилевич Я. Б., Домбровский В. В., Казовский Е. Я. Параметры электрических машин переменного тока. М., Л.: Наука, 1965. 339 с.

14. Демирчян К. С., Нейман Л. Р., Коровкин Н. В., Чечурин В. Л. Теоретические основы электротехники в 3-х т. Том 1. СПб.: Питер, 2003. 463 с.

15. **Жерве Г.К.** Промышленные испытания электрических машин. Л.: Энергоатомиздат, 1984, 408 с.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ГРИШИН Николай Васильевич** — *руководитель группы ПАО «Силовые машины»*. E-mail: kostroma44@gmail.com

## REFERENCES

[1] **Khutoretskiy G. M., Voronov G. G**. Shestifaznyye turbogeneratory. *Collection «Elektrosila»*. 1970. No28. S. 33–40. (rus)

[2] **Ianoz M., Korovkin N.** Progress in the PLC development during the years 2003–2004. *IEEE6th International Symposium on Electromagnetic Compatibility and Electromagnetic Ecology*. 2005. Saint Petersburg, Russia. June 21–24, 2005. P. 1–11.

[3] **Grishin N.V.** Uravneniya rezhimnykh zadach shestifaznykh turbogeneratorov predelnoy moshchnosti. *NTV SPbGPU*. 2016. № 2 (243). S. 16–23. DOI 10.5862/ JEST.243.2. (rus)

[4] **Grishin N. V**. Skhemy zameshcheniya dlya resheniya rezhimnykh zadach shestifaznykh turbogeneratorov predelnoy moshchnosti. *NTV SPbGPU*. 2016. № 2. S. 62–71. DOI 10.5862/JEST.243.7. (rus)

[5] **Khutoretskiy G. M**. Induktivnyye soprotivleniya differentsialnogo rasseyaniya shestifaznykh obmotok. *Collection «Elektrosila»*. 1979. №32. S. 57–59. (rus)

[6] **Voldek A. I**. Elektricheskiye mashiny. Leningrad: Energiya, 1974. 840 s. (rus)

[7] **Abramov A. I., Ivanov-Smolensky A. V.** Proektirovanie gidrogeneratorov i sinhronnyh kompensatorov. Moscow: Vyshaya shkola. 1978. 312 s. (rus) [8] **Kopylov I. P.** Elektricheskie mashiny. Moscow: Energoatomizdat, 1986. 360 s. (rus)

[9] **Titov V.V., Khutoretskiy G.M., Zagorodnaya G.A.** [and other] Turbogeneratory. Raschet i konstruktsiya. Leningrad: Energiya, 1967. 896 s. (rus)

[10] Khutoretskiy G. M., Voronov G. G. Shestifaznyye obmotki turbogeneratora. *Elektrotekhnika*. 1968. N 10. S.1–6. (rus)

[11] **Voldek A. I.** Rasseyanie po koronkam zybcov v electricheskih mashinah. *Vestnik electropromyshlennosti.* 1961. №1. S. 60–61. (rus)

[12] **Rihter R.** Elektricheskie mashiny. Vol.1. Moscow-Leningrad: ONTI NKTP SSSR, 1935. 598 s. (rus)

[13] Danilevich Ya.B., Dombrovskiy V.V., Kazovskiy Ye. Ya. Parametry elektricheskikh mashin peremennogo toka. Moscow-Leningrad: Nauka, 1965. 339 s. (rus)

[14] **Demirchyan K. S., Neyman L. R., Korovkin N. V., Chechurin V. L.** Teoreticheskiye osnovy elektrotekhniki v 3-kh t. T. 1. Saint-Petersburg: Piter, 2003. 463 s. (rus)

[15] **Zherve G. K**. Promyshlennyye ispytaniya elektricheskikh mashin. Leningrad: Energoatomizdat, 1984. 408 s. (rus)

#### **AUTHORS**

**GRISHIN Nikolai V.**—*PJSC «Power Machines»*. E-mail: kostroma44@gmail.com

Дата поступления в редакцию: 29 октября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.10871/JEST.230404 УДК 355.582

В.И. Гуменюк, И.А. Толочко, А.Ю. Туманов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

## РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ МОНИТОРИНГА ЧРЕЗВЫЧАЙНЫХ СИТУАЦИЙ ДЛЯ ОБЪЕКТОВ ЭНЕРГЕТИКИ

Обоснована необходимость повышения эффективности заранее подготовленных мероприятий по ликвидации чрезвычайных ситуаций в энергетике. Эффективный информационный обмен определен как основа снижения экономического ущерба от чрезвычайных ситуаций. Идентифицированы нормативно-правовые и методические основы существующей системы информационного обмена и основы государственной политики РФ в данном направлении. Мониторинг опасностей дифференцирован по организациям, его осуществляющим. Структурирован порядок информационного обмена в РФ в интересах предупреждения и ликвидации чрезвычайных ситуаций природного и техногенного характера. Разработаны предложения по повышению эффективности взаимодействия заинтересованных сторон в рамках системы мониторинга на объектах энергетики для сокращения времени реагирования и материального ущерба от прогнозируемых чрезвычайных ситуаций различного происхождения. Определены основные направления развития системы мониторинга в энергетике: нормативно-правовые, организационно-технические и в рамках международного сотрудничества.

ЧРЕЗВЫЧАЙНАЯ СИТУАЦИЯ; ОБЪЕКТ ЭНЕРГЕТИКИ; МОНИТОРИНГ; ИНФОРМАЦИЯ; ИНФОРМА-ЦИОННЫЙ ОБМЕН; ПРОГНОЗИРОВАНИЕ.

## Ссылка при цитировании:

В. И. Гуменюк, И.А. Толочко, А. Ю. Туманов. Разработка системы мониторинга чрезвычайных ситуаций для объектов энергетики // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 48–55. DOI: 10.10871/JEST.230404.

## V.I. Gumenyuk, I.A. Tolochko, A. Yu. Toumanov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# DEVELOPMENT OF A SYSTEM FOR MONITORING EMERGENCY SITUATIONS AT POWER ENGINEERING FACILITIES

It has been substantiated that it is necessary to improve the efficiency of prearranged measures for eliminating emergencies in the power industry. Effective information traffic was determined as a foundation for decreasing the economic damage from emergency situations. The legal basis of the existing system of information traffic and the basic principles of the state policy of the Russian Federation in this area have been identified. The monitoring of risks has been categorized by type of organization performing the monitoring. The procedure of information traffic aimed at preventing and controlling emergencies in Russian Federation was structured. We have developed propositions on increasing the efficiency of the interactions between the concerned parties as a part of the monitoring system in the power industry for reducing the reaction time and economic damage from emergency situations. We have defined the principal directions of development of the monitoring system in the power industry: organizational, technical and international co-operation.

EMERGENCY SITUATION; POWER ENGINEERING FACILITY; MONITORING; COMMUNICATION; INFORMATION TRAFFIC; FORECASTING.

## Citation:

V. I. Gumenyuk, I. A. Tolochko, A. Yu. Toumanov, Development of the emergency situations monitoring system for power engineering facilities, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineerig sciences and technology*, 23(04)(2017) 48–55. DOI: 10.10871/JEST.230404.

## Введение

В условиях непростой экономической и международной обстановки остро встает вопрос о значительном повышении эффективности экономики государства в целом; при этом абсолютно неприемлемым представляется экономический ущерб от вероятных масштабных чрезвычайных ситуаций (ЧС). Так, по расчетам, проведенным Министерством экономики, торговли и промышленности Японии в 2013 году, расходы на ликвидацию последствий аварии на АЭС Фукусима-1 оценивались в 97,9 млрд \$; по уточненным расчетам на конец 2016 года эта сумма возросла до 190 млрд \$ [1]. Постоянный рост потерь мировой экономики от ЧС наблюдается уже в течение многих десятилетий. По данным Американской ассоциации страхования (American insurance association) за 60-е годы прошлого столетия данный показатель составил приблизительно 40 млрд \$; в 90-х годах совокупный ущерб составил уже 400 млрд \$ [2].

Цели работы: идентифицировать структуру основных связей между субъектами информационного обмена в рамках системы мониторинга ЧС на объектах энергетической отрасли; определить перспективные направления роста эффективности системы мониторинга ЧС, основанные на повышении качества информационного взаимодействия между объектами энергетики и организациями, осуществляющими мониторинг ЧС.

## Система мониторинга ЧС

Наиболее актуальные пути снижения экономического ущерба от ЧС на объекте энергетики — повышение эффективности заранее подготовленных мероприятий для их ликвидации, а также снижение времени на реагирование в случае их возникновения. Эти задачи решаются путем совершенствования существующих систем мониторинга и прогнозирования ЧС на уровне энергетической отрасли и государства в целом.

Крупные ЧС могут стать непосредственными причинами еще более глобальных бедствий, поэтому их необходимо рассматривать комплексно, как взаимоувязанные процессы [3–5]. Так, в свете событий, имевших место в Японии в марте 2011, четко прослеживается возможность качественного взаимного перехода крупных ЧС различного происхождения (природных в техногенные). Особенно ярко данный переход выражен именно в электроэнергетике, поскольку функционирование объектов отрасли основано на преобразовании различных видов энергии в электрическую. При этом энергетический потенциал, сосредоточенный на объектах отрасли, способствует вероятному развитию ЧС крупного масштаба (особенно актуально для ГЭС, АЭС). Значимость этого фактора будет все возрастать вслед за ростом промышленного производства. При этом зачастую ЧС имеет трансграничный характер, что остро ставит вопрос об эффективном взаимодействии соответствующих государственных структур и служб экстренного реагирования [6, 7].

В этой связи 12 мая 2009 года Президентом подписан указ № 537 «Об утверждении Стратегии национальной безопасности Российской Федерации до 2020 года» (далее — «Стратегия»). Этот документ формулирует систему стратегических приоритетов, направлений развития внутренней и внешней политики, которые определят устойчивое развитие государства на ближайшие годы. Стратегия постулирует как одно из основополагающих положений обеспечения национальной безопасности его неразрывную связь с устойчивым развитием государства.

Одна из важнейших предпосылок для создания условий устойчивого экономического развития государства — минимизация ущерба от ЧС. Эта задача решается путем совершенствования и развития единой государственной системы предупреждения и ликвидации ЧС природного и техногенного характера (далее — РСЧС) и ее подсистемы, включающей мониторинг, лабораторный контроль и прогнозирование ЧС (далее — Система мониторинга). Данные системы сочетают в себе ресурсы и органы управления, относящиеся к различным ведомствам и организациям, что ставит вопрос об эффективности их взаимодействия.

## Информационный обмен

Основой эффективного мониторинга возникновения ЧС на объектах энергетики служит информационный обмен между различными элементами отраслевой и общегосударственной систем мониторинга [8–10]. Этот процесс должен соответствовать ряду критериев — оперативности, достоверности и др. [11], которые могут характеризовать качество информационного взаимодействия. Для информационного обеспечения системы мониторинга разработана Концепция федеральной системы мониторинга критически важных объектов и (или) потенциально опасных объектов инфраструктуры РФ и опасных грузов (утверждена распоряжением Правительства РФ № 1314-р от 27.08.05). В рамках данной концепции определены цели и задачи информационного обмена, а так же функции его участников.

Информационное взаимодействие в рамках РСЧС осуществляется в соответствии с приказом МЧС России от 26.08.2009 № 496 «Об утверждении Положения о системе и порядке информационного обмена в рамках РСЧС». Субъектами информационного взаимодействия являются постоянно действующие органы управления РСЧС на всех уровнях организации системы: федеральном, региональном, муниципальном и объектовом.

Мониторинг различных опасностей осуществляют различные министерства и ведомства в зависимости от видов опасностей и подведомственности объектов, способных стать источниками опасностей\*. Классификация видов опасностей и примеры конкретных явлений как материальных выражений данных опасностей, а также организации, осуществляющие контроль каждой из них, отражены на рис. 1. Каждая из указанных организаций имеет свою территориально распределенную систему мониторинга в зависимости от специфики и географического размещения объектов-источников опасности. При этом опасности, характерные для объектов энергетики, контролируются несколькими организациями, что подчеркивает значение комплексного подхода к решению задачи мониторинга ЧС на объектах данной отрасли.

Правовое обеспечение работы Системы мониторинга осуществлено разработанным комплексом нормативно-правовой документации: федеральными законами, указами Президента РФ, постановлениями Правительства РФ, приказами МЧС и другими ведомственными и отраслевыми документами.

Информационный обмен между различными заинтересованными организациями осуществляется в рамках РСЧС. Постановлением Правительства РФ от 24 марта 1997 года № 334 «О порядке сбора и обмена в РФ информацией в области защиты населения и территорий от чрезвычайных ситуаций природного и техногенного характера» определено основное содержание данной информации, задачи исполнительных органов власти всех уровней и отношения между ними при решении поставленных задач.

Методическое обеспечение информационного обмена, сроки и формы представления информации определяет МЧС РФ в согласовании с Федеральными органами исполнительной власти. Для организации этого процесса МЧС разработало следующие нормативно-правовые акты:

1. Приказ МЧС России от 31 декабря 2002 № 632 «Об утверждении Порядка подготовки, представления прогнозной информации и организации реагирования на прогнозы чрезвычайных ситуаций». Данным приказом эта работа возложена на Всероссийский центр мониторинга и прогнозирования ЧС (центр «Антистихия»), региональные и территориальные центры мониторинга и прогнозирования ЧС.

2. Приказ МЧС России от 15 июня 2004 № 279 «Об утверждении Порядка представления космической информации о чрезвычайных ситуациях».

Вся представляемая информация подразделяется на оперативную и плановую. Первый вид информации составляют данные о факте (или вероятности) и характеристиках ЧС, о мерах по защите населения и территорий, порядке ведения работ, а так же о ресурсах, необходимых для ликвидации данной ЧС. Грамотное использование данной информации позволяет еще на самых ранних этапах развития ЧС значительно сократить время, необходимое для ликвидации последствий ЧС и размер экономического ущерба.

Общая схема информационно обмена в рамках Системы мониторинга приведена на рис. 2.

Каждый из участников информационного обмена в режиме повседневного функционирования осуществляет сбор информации

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup> Отчет о научно исследовательской работе «Разработка системного проекта создания Единой государственной системы мониторинга и прогнозирования угроз природного, техногенного и военного характера, выявления и оценки их последствий» (шифр «Мониторинг»). М.: ЦСИ ГЗ МЧС России, 2011.



Рис. 1. Виды мониторинга и организации, его осуществляющие Fig. 1. Kinds of monitoring and the organizations, dealing with it



Puc. 2. Схема информационного обмена в рамках системы мониторинга Fig. 2. Chart of communication in the monitoring sistem

о подведомственных или расположенных на подконтрольной территории объектах, о численности населения административно-территориальных образований и работников организаций. Эта информация является плановой; она накапливается и систематизируется в специализированных базах данных, доступ к которым заинтересованных организаций осуществляется через соответствующие каталоги.

В рамках подготовки плановой информации собираются сведения, необходимые для разработки мер по предупреждению ЧС на объектах энергетической отрасли, а именно:

данные об источниках потенциальной опасности различного рода — техногенных, природных, военных, биолого-социальных — с оценкой возможности возникновения за счет этих источников опасных воздействий на объект энергетики;

данные об опасных воздействиях на объект энергетики, включая оценку возможности их появления, степень их угрозы для непосредственного инициирования возникновения ЧС и возможности их своевременного обнаружения;

данные об объекте энергетики (его тип, специфика, опасность возникновения связанных с ним ЧС, опасности для населения и окружающей среды), а также другие показатели, определяющие его защищенность, безопасность и возможность возникновения ЧС;

конкретные критерии ЧС на данном объекте энергетики, возможный характер, последствия, величина возможного ущерба и вероятность возникновения.

Приведенный общий состав исходной информации для организации и осуществление предупреждения и ликвидации ЧС на объектах энергетической отрасли конкретизируются и уточняются применительно к реальным условиям.

## Прогнозирование ЧС

Конечной целью информационного обмена является составление прогноза по вероятному развитию ЧС, а также его предоставление всем заинтересованным организациям для принятия соответствующих превентивных мер [12]. Эта работа ведется на следующих уровнях: федеральном (Всероссийский центр мониторинга и прогнозирования ЧС природного и техногенного характера — «Центр Антистихия»), региональном и территориальном (центры мониторинга в субъектах РФ). Прогнозы разрабатываются на следующие периоды:

долгосрочные — на год или сезон;

среднесрочные — на месяц;

краткосрочные — на неделю;

оперативный прогноз — на сутки;

в целях экстренного предупреждения — менее суток.

## Пути повышения эффективности системы мониторинга ЧС на объектах энергетики

В целом существующая отраслевая система мониторинга ЧС справляется с возложенными на нее задачами: за период с 2013 по 2016 года. среднее время, необходимое руководителям различных уровней для принятия решений в ЧС, сократилось на 3 %, а достоверность прогнозов, представляемых системой мониторинга, возросла в среднем на 13 % [13]. Однако требуется дальнейшее развитие системы в ответ на постоянный рост угроз ЧС различного характера. Наиболее перспективными направлениями повышения эффективности взаимодействия заинтересованных организаций и информационного обмена в рамках системы мониторинга ЧС на объектах энергетики являются:

1. Совершенствование законодательства, регулирующего порядок информационного обмена в рамках системы мониторинга ЧС, в том числе:

смещение акцента с ликвидации последствий ЧС на их предотвращение при дальнейшем развитии нормативно-правовой базы в области защиты населения и территорий от ЧС;

своевременная актуализация имеющейся нормативно-правовой базы в ответ на вновь возникающие угрозы;

разработка в целях формирования единого информационного пространства комплекса нормативно-правовой документации, направленного на расширение информационно-телекоммуникационной инфраструктуры РСЧС за счет объединения на всех уровнях управления различных средств.

2. Развитие системы мониторинга за счет увеличения в ее структуре доли средств космического наблюдения и увеличения специализированной группировки спутников. Расширение информационного обмена в интересах РСЧС и системы мониторинга в энергетической отрасли, в частности с организациями, эксплуатирующими аппараты дистанционного зондирования Земли, а именно: НИЦ «Планета» (Росгидромет); НИиП центр «Природа» (Роскартография); Центр военно-технической информации (Министерство обороны). В настоящее время информационные ресурсы данных организаций используются для решения задач в области геодезии, картографии, метеорологии и специальных задач. Интеграция данных средств в систему информационного обмена РСЧС способна повысить возможности системы мониторинга по эффективному реагированию и предупреждению ЧС на объектах энергетики.

3. Расширение международного взаимодействия по вопросам мониторинга и прогнозирования ЧС, поскольку значительная часть крупных объектов энергетики расположена на приграничных территориях. При этом в рамках совершенствования взаимодействия уполномоченных государственных структур при ликвидации ЧС трансграничного характера актуальна постановка и решение ряда задач, включая:

разработку моделей трансграничного переноса слоев атмосферы и поверхностных вод и интеграция данных моделей в существующие системы мониторинга;

обобщение на межгосударственном уровне данных обо всех компонентах природной и техногенной среды приграничных территорий, а так же разработку моделей их вероятного взаимодействия;

создание единой международной системы мониторинга на основе комплексного использования всемирного аэрокосмического мониторингового потенциала. В этой связи необходима активизация, а так же придание статуса приоритетной на межгосударственном уровне работе в рамках Международной аэрокосмической системы глобального мониторинга (англ. – International Global Monitoring AeroSpace System). Данный проект предполагает постепенное объединение существующих систем дистанционного зондирования Земли и соответствующих систем связи для решения глобальных гуманитарных проблем человечества, а также создание специализированной группировки малых искусственных спутников Земли для решения задач мониторинга [14].

## Заключение

В результате проведенной работы выявлены основные существенные связи процесса информационного обмена в интересах системы мониторинга и прогнозирования ЧС на объектах энергетики, а также комплексный характер задач, решение которых необходимо для значительного повышения эффективности мероприятий по предотвращению ЧС на объектах энергетической отрасли. Определены нормативно-правовые и методические основы данного процесса. Разработаны основные принципиальные направления дальнейшего развития системы мониторинга ЧС.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ministry of Economy, Trade and Industry of Japan [электронный pecypc] URL: http://www.meti.go.jp/ english/press/2016/pdf/0517\_01.pdf (дата обращения 19.01.2017).

2. American Insurance Association [электронный pecypc] URL: http://www.aiadc.org/media-center/ all-news-releases?g=d5987702-60d3-41dc-bf57-50b107160305&page=9 (Дата обращения 14.03.2017).

3. **Елагин Ю. П**. Ядерная безопасность после событий в Фукусиме // Атомная техника за рубежом. 2012. № 8. С. 9–12.

4. **Гуменюк В.И., Кармишин А.М., Киреев В.А.** О количественных показателях опасности техногенных аварий // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Сер.: Наука и образование. 2013. № 2(171). С. 281–288. 5. **Клюев В. В.** Анализ критических ситуаций, вызванных неблагоприятным стечением обстоятельств // Контроль. Диагностика. 2014. № 7. С. 12–16.

6. Пономарев А. И. Теоретические аспекты разработки и создания государственной системы мониторинга и прогнозирования чрезвычайных ситуаций // Проблемы безопасности при чрезвычайных ситуациях, 2003. Вып. 1. С. 21–25.

7. Шахраманьян М.А., Акимов В.А., Козлов К.А. Оценка природной и техногенной безопасности России: теория и практика. М.: Изд-во ВНИИ ГОЧС, 1998. 218 с.

8. **Гуменюк В. И., Туманов А. Ю.** Совершенствование методологии оценки риска ЧС природного и техногенного характера на потенциально-опасных объектах энергетики // Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2017. № 1. С. 85–97.

9. Гуменюк В.И., Туманов А.Ю., Толочко И.А. [и др.] Мониторинг и прогнозирование ЧС природного и техногенного характера объектов экономики // Неделя науки СПБПУ: материалы научной конференции с международным участием. ИВТОБ. СПБ.: Изд-во Политехн, ун-та, 2016. С. 11–14.

10. **Туманов А. Ю**. Разработка системы поддержки принятия решения по оценке риска аварий на потенциально опасных объектах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Сер.: Наука и образование. 2013. № 2 (171). С. 289–299.

11. **Габричидзе Т. Г., Фомин П. М., Янников И. М.** Создание территориальной комплексной, многоступенчатой системы мониторинга и прогнозирования чрезвычайных ситуаций природного, техногенного и биолого-социального характера на территории Самарской области // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета им. академика С. П. Королёва. 2008. Вып. 2. С. 272–280.

12. Соболев С.А. Мониторинг и прогнозирование чрезвычайных ситуаций. — Вологда: Изд-во ВоГТУ, 2005. 208 с.

13. Министерство Российской Федерации по делам гражданской обороны, чрезвычайным ситуациям и ликвидации последствий стихийных бедствий [электронный ресурс] URL: http://www.mchs.gov.ru/ dop/info/smi/interview/item/33034110/ (дата обращения 17.04.2017).

14. Committee on the Peaceful Uses of Outer Space [электронный pecypc] URL: http://www.unoosa.org/ pdf/limited/c1/AC105\_C1\_2012\_CRP23E.pdf (дата обращения 20.03.2017).

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ГУМЕНЮК Василий Иванович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

E-mail: vasiliy.gumenyuk@mail.ru

**ТОЛОЧКО Иван Александрович** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

E-mail: tolochko-ivan@mail.ru

**ТУМАНОВ Александр Юрьевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого

E-mail: Toumanov@mail.ru

## REFERENCES

[1] Ministry of Economy, Trade and Industry of Japan [elektronnyy resurs] URL: http://www.meti.go.jp/ english/press/2016/pdf/0517\_01.pdf (data obrashcheniya 19.01.2017).

[2] American Insurance Association [elektronnyy resurs] URL: http://www.aiadc.org/media-center/ all-news-releases?g=d5987702-60d3-41dc-bf57-50b107160305&page=9 (data obrashcheniya 14.03.2017).

[3] **Yelagin Yu. P**. Yadernaya bezopasnost posle sobytiy v Fukusime. *Atomnaya tekhnika za rubezhom*. 2012.  $\mathbb{N}$  8. S. 9–12.

[4] Gumenyuk V. I., Karmishin A. M., Kireyev V. A. O kolichestvennykh pokazatelyakh opasnosti tekhnogennykh avariy [About quantitative indicator of danger man-made accidents]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Ser.: Nayka i obrazovaniye.* 2013. № 2(171). S. 281–288. (rus.)

[5] **Klyuyev V.V**. Analiz kriticheskikh situatsiy, vyzvannykh neblagopriyatnym stecheniyem obstoyatelstv [An analysis of critical situations caused by unfavorable concurrence of circumstances]. *Kontrol. Diagnostika*. 2014. № 7. S. 12–16. (rus.)

[6] **Ponomarev A. I.** Teoreticheskiye aspekty razrabotki i sozdaniya gosudarstvennoy sistemy monitoringa i prognozirovaniya chrezvychaynykh situatsiy. *Problemy bezopasnosti pri chrezvychaynykh situatsiyakh*. 2003. Vyp.1. S. 21–25. (rus.)

[7] Shakhramanyan M. A., Akimov V. A., Kozlov K.A. Otsenka prirodnoy i tekhnogennoy bezopasnosti Rossii: teoriya i praktika. M.: Izd-vo VNII GOChS, 1998. 218 c. (rus.)

[8] Gumenyuk V. I., Tumanov A. Yu. Sovershenstvovaniye metodologii otsenki riska ChS prirodnogo i tekhnogennogo kharaktera na potentsialno-opasnykh obyektakh energetiki [Improving risk assessment methodology of natural technogenic emergencies at potentially dangerous facilities of energetics]. *Problemy bezopasnosti i chrezvychaynykh situatsiy*. 2017. № 1. S. 85–97. (rus.)

[9] Gumenyuk V. I., Tumanov A. Yu., Tolochko I. A. [i dr.] Monitoring i prognozirovaniye ChS prirodnogo i tekhnogennogo kharaktera obyektov ekonomiki. *Nedelya nauki SPBPU: materialy nauchnoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem. IVTOB.* SPB.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2016. S. 11–14. (rus.)

[10] **Tumanov A. Yu**. Razrabotka sistemy podderzhki prinyatiya resheniya po otsenke riska avariy na potentsialno opasnykh obyektakh [Development of a system to support a decision to assess the risk of accidents on potentially hazardous installations]. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Ser.: Nauka i obrazovaniye.* 2013. № 2 (171). S. 289–299.(rus.)

[11] Gabrichidze T. G., Fomin P. M., Yannikov I. M. Sozdaniye territorialnoy kompleksnoy, mnogostupenchatoy sistemy monitoringa i prognozirovaniya chrezvychaynykh situatsiy prirodnogo, tekhnogennogo i biologo-sotsialnogo kharaktera na territorii Samarskoy oblasti [Creation of territorial complex, multistage system of monitoring and forecasting of extreme situations of natural, technogenic and biologo-social character for territories of the samara area]. *Vestnik Samarskogo gosu*- darstvennogo aerokosmicheskogo universiteta im. akademika S. P. Koroleva. 2008. Vyp. 2. S. 272–280. (rus.)

[12] **Sobolev S.A.** Monitoring i prognozirovaniye chrezvychaynykh situatsiy. Vologda: VoGTU, 2005. 208 s.

[13] Ministerstvo Rossiyskoy Federatsii po delam grazhdanskoy oborony, chrezvychaynym situatsiyam i likvidatsii posledstviy stikhiynykh bedstviy [elektronnyy resurs] URL: http://www.mchs.gov.ru/dop/info/smi/interview/ item/33034110/ (Data obrashcheniya 17.04.2017). (rus.)

[14] Committee on the Peaceful Uses of Outer Space [elektronnyy resurs] URL: *http://www.unoosa.org/pdf/ limited/c1/AC105\_C1\_2012\_CRP23E.pdf* (Data obrashcheniya 20.03.2017). (rus.)

## AUTHORS

GUMENYUK Vasilii I. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: vasiliy.gumenyuk@mail.ru TOLOCHKO Ivan A. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: tolochko-ivan@mail.ru TOUMANOV Aleksandr Yu. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: Toumanov@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 29 мая 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230405 УДК 621.22

И.П. Иванченко<sup>1</sup>, Г.И. Топаж<sup>2</sup>, А.В. Коструба<sup>3</sup>

- 1, 3 ОАО « НПО по исследованию и проектированию энергетического оборудования имени И.И. Ползунова». Санкт-Петербург, Россия
- 2 Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого.

Санкт-Петербург, Россия

# ПРИМЕНЕНИЕ ГИДРОТУРБИН С ПЕРЕМЕННОЙ ЧАСТОТОЙ ВРАЩЕНИЯ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ РЕКОНСТРУИРУЕМЫХ ГЭС

Предложена практическая методика расчета основных параметров гидротурбины (мощность и диапазон изменения частоты вращения рабочего колеса), обеспечивающих за счет переменной частоты вращения на заданных режимах эксплуатации максимальную выработку электроэнергии на ГЭС. Показана принципиальная возможность замены поворотно-лопастной гидротурбины на пропеллерную, которая при работе с переменной частотой вращения на фактических эксплуатационных режимах во многих случаях может не уступать ПЛ гидротурбине по своим энергетическим показателям. Предложены пропеллерные гидротурбины с переменной частотой вращения для условий реконструкции Иркутской ГЭС. Расчётным образом определены оптимальный угол установки лопастей рабочего колеса и диапазон изменения частот вращения ротора при работе с переменной частотой вращения. Построена эксплуатационная характеристика предложенной пропеллерной гидротурбины.

ГИДРОТУРБИНА; ЧАСТОТА ВРАЩЕНИЯ; КПД; РАСЧЕТ; НАПОР; МОЩНОСТЬ; УНИВЕРСАЛЬНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА.

Ссылки при цитировании:

И. П. Иванченко, Г. И. Топаж, А. В. Коструба. Применение гидротурбин с переменной частотой вращения для повышения эффективности реконструируемых ГЭС // Научно технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 56–65. DOI: 10.10871/JEST.230405.

I.P. Ivanchenko<sup>1</sup>, G.I. Topazh<sup>2</sup>, A.V. Kostruba<sup>3</sup>

 3 — JSC «I.I. Polzunov scientific and developpement assotiotion. St. Petersburg, Russia.
 2 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# USING WATER TURBINES OPERATING AT VARIABLE SPEED FOR IMPROVING THE EFFICIENCY OF RECONSTRUCTED HYDROELECTRIC POWER STATIONS

We have proposed a practical method for calculating the main parameters of a hydroturbine (diameter and range of changes in the rotational speed of the blade runner) which ensure a maximum output of electric power at the hydroelectric power station due to a variable frequency of rotation at specified operating conditions. We have proved the principal possibility of replacing a Kaplan double regulated turbine with a propeller turbine which, when operating at a variable speed at actual operating conditions, is not inferior to a hydro turbine by its energy parameters. Propeller hydro turbines with a variable frequency of rotation are proposed for reconstructing the Irkutsk HPP. The optimal blade angle of the blade runner and the variation range of rotation frequencies for operating with a variable rotation speed were calculated. The operational characteristic of the proposed propeller turbine was determined. HYDRO TURBINE; SPEED; EFFICIENCY; CALCULATION; HEAD; POWER; UNIVERSAL CHARACTERISTIC. *Citation:* 

I. P. Ivanchenko, G. I. Topazh, A. V. Kostruba. The method of determining the power indices of propeller water turbines operating at variable speed at the reconstructed hydroelectric power stations, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineerig sciences and technology*, 23(04)(2017)56–65. DOI: 10.10871/JEST.230405.

#### Введение

Практическое применение гидроагрегатов, работающих с переменной частотой вращения, в настоящее время является ведущей мировой тенденцией. Теоретически и экспериментально подтверждены их большие преимущества в отношении экономичности, надежности и управляемости.

Из разнообразного типа электрических машин, работающих с переменной частотой вращения, наиболее экономичное техническое решение (в диапазоне изменения частоты вращения, не превышающем ±20% от среднего значения) — это асинхронизированная машина, которая была предложна выдающимся шахматистом М. М. Ботвинником в 50-х годах прошлого столетия [1].

Первый в мире асинхронизированный гидрогенератор мощностью 40 МВт был изготовлен и пущен в эксплуатацию в 1964—1966 гг. на Иовской ГЭС. В 1971 году завод «Электросила» изготовил асинхронизированный гидрогенератор мощностью 400 кВт (с переменной частотой вращения ротора в пределах ±30 % от синхронной) для опытной Кислогубской ГЭС [1].

В дальнейшем в отечественной гидроэнергетике применялись синхронные гидрогенераторы трехфазного тока с постоянной частотой вращения. В отличие от нашей страны, ведущими фирмами США, Европы и Японии было создано и внедрено в эксплуатацию, особенно за последние 20 лет, много гидроагрегатов с переменной частотой вращения. В частности, в конце 90-х годов прошлого века японскими фирмами «Хитачи», «Мицубиси», «Тошиба» и фирмами Германии «Фойт», «Эллин» и «АЕГ» были изготовлены и внедрены на пятнадцати ГАЭС асинхронизированные гидрогенераторы с переменной частотой вращения мощностью 60–350 МВт [2–4]\*.

В ряде работ отмечается, что применение переменной частоты вращения позволяет значительно повысить эффективность и надежность работы гидротурбин [5–10]\*\*, в частности увеличить выработку электроэнергии на ГЭС, расширить регулировочный диапазон по мощности, совместить оптимум режимов ГАЭС. Однако отсутствует практическая методика расчета оптимальных параметров гидротурбины (значения мощности и переменной частоты вращения рабочего колеса при различных напорах), позволяющая получить для заданных эксплуатационных режимов максимальную выработку электроэнергии на ГЭС. Решение этой актуальной задачи рассматривается в статье применительно к условиям реконструкции гидротурбин Иркутской ГЭС.

Цель — разработка методики расчета основных параметров пропеллерных гидротурбин, работающих с переменной частотой вращения, и её практическое применение для условий реконструкции гидротурбинного оборудования Иркутской ГЭС.

## Методика определения параметров пропеллерных гидротурбин, работающих с переменной частотой вращения

Энергетические показатели пропеллерной гидротурбины определяются ее универсальной характеристикой (рис. 1), на которой приведены линии постоянных значений КПД ( $\eta_{\rm M}$  = const), кавитационного коэффициента ( $\sigma$  = const) и открытий направляющего аппарата ( $a_{\rm M}$  = const) модели в координатной плоскости ( $Q_1$ ,  $n_1$ ), где  $Q_1$  приведенный расход,  $n_1$  — приведенные обороты (расход и частота вращения гидротурбины с диаметром рабочего колеса  $D_1 = 1$  м и напором H = 1 м) [12].

<sup>\*</sup> Насосная гидроаккумулирующая электростанция Голдисталь». Техн. отчет VATTENFALL EUROPE POWERCONSULT, г. Фечау, 2011.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*</sup> ОСТ 108.023.15-82. Турбины гидравлические для гидростанций, 1984. 264 с.



Рис. 1. Универсальная характеристика пропеллерной гидротурбины Fig. 1. Hill chart of a propeller hydroturbine

Используя универсальную характеристику, можно определить для натурной гидротурбины (при заданных значениях диаметра рабочего колеса  $D_1$  и напора H) частоту вращения рабочего колеса, расход, мощность и КПД по формулам

$$n = n_1 \sqrt{H} / D_1; \quad Q = Q_1 D_1^2 \sqrt{H};$$
  

$$N = 9.81 \eta_T Q_1 D_1^2 H \sqrt{H} = N_1 D_1^2 H \sqrt{H},$$
(1)

где  $N_1 = 9,81\eta_{\rm T}Q_1$  — приведенная мощность, кВт;  $\eta_{\rm T} = \eta_{\rm M} + \delta\eta$  — КПД натурной гидротурбины;  $\delta\eta = 0,01-0,03$  — поправка, связанная с увеличением КПД турбины за счет масштабного эффекта.

Из рис. 1 видно, что на линии  $n_1 = \text{const}$ можно найти значение приведенного расхода  $Q_1$  и величину открытия направляющего аппарата модельной гидротурбины  $a_{\text{м}}$ , при которых имеет место максимальное значение КПД модели. Этот режим называется комбинаторным. В плоскости универсальной характеристики пропеллерной гидротурбины все комбинаторные режимы расположены на линии AB, на которой закрутка потока за рабочим колесом близка к нулю (см. рис. 1).

Когда натурная гидротурбина с диаметром рабочего колеса  $D_1$  работает при постоянном напоре и с постоянной частотой вращения все мощностные режимы расположены в плоскости универсальной характеристики на горизонтальной линии  $n_1 = nD_1/\sqrt{H} = \text{const.}$  Пропеллерная гидротурбина имеет высокие значения КПД только в довольно узком интервале изменения режимов работы, близких к оптимальному режиму. При отходе от этого интервала за счет изменения КПД турбины существенно уменьшаются.

Очевидно, что наиболее целесообразно, чтобы гидротурбина работала при всех эксплуатационных значениях напора и мощности с максимально возможными значениями КПД, что имеет место на линии комбинаторных режимов универсальной характеристики. Работа пропеллерной гидротурбины на линии комбинаторных режимов может быть обеспечена только с помощью двойного регулирования за счет переменной частоты вращения рабочего колеса и изменения открытия направляющего аппарата.

Рассмотрим задачу выбора основных параметров пропеллерной гидротурбины (значения мощности и переменной частоты вращения рабочего колеса, а также открытия направляющего аппарата), работающей при заданном диаметре рабочего колеса  $D_1$  в диапазоне напоров  $H_{\text{мин}}-H_{\text{макс}}$  на линии комбинаторных режимов универсальной характеристики (см. рис. 1).

В плоскости универсальной характеристики на линии АВ комбинаторных режимов (см. рис. 1) известны зависимости изменения приведенного расхода  $Q_1$ , КПД модели  $\eta_{\rm M}$  и открытия направляющего аппарата  $a_{\rm M}$  модели (с диаметром рабочего колеса  $D_{\rm M}$ ) от приведенных оборотов. На рис. 2 показаны характерные указанные зависимости открытия  $a_{\rm M} = f_1(n_1)$ , КПД модели  $\eta_{\rm M} = f_2(n_1)$ , а также приведенной мощности гидротурбины  $N_1 = 9,81Q_1(\eta_{\rm M} + \delta\eta) =$   $f(n_1)$  от приведенных оборотов. Видно, что с увеличением  $n_1$  приведенная мощность турбины растет, достигает максимального значения  $N_{1_{\text{Макс}}}$ , а затем начинает уменьшаться (см. рис. 2).

Используя зависимости  $N_1 = f(n_1)$  и  $a_M = f_1(n_1)$ (см. рис. 2), можно для заданных значений диаметра рабочего колеса  $D_1$  и напора H определить по формулам (1) мощность N, частоту вращения рабочего колеса  $n = n_1 \sqrt{H}/D_1$  и открытия направляющего аппарата  $a_T = a_M D_1/D_M$  гидротурбины, работающей на линии AB комбинаторных режимов. Затем строится эксплуатационная характеристика пропеллерной гидротурбины, которая представляет собой линии n = const,  $\eta_T =$ = const и  $a_T = \text{const}$  в координатной плоскости (N, H), Заметим, что линии  $\eta_T = \text{const}$  и  $a_T = \text{const}$  совпадают на эксплуатационной характеристике.

Рассмотрим задачу замены при реконструкции ГЭС поворотно-лопастной (ПЛ) гидротурбины на пропеллерную турбину ( $\phi$  = const), которая, работая с переменной частотой вращения, удовлетворяет следующим требованиям:

обеспечивает при сохранении диаметра рабочего колеса заданную максимальную мощность;



Рис. 2. Зависимости  $a_{M}(1)$ ,  $\eta_{M}(2)$  и  $N_{1}(3)$  модельной пропеллерной гидротурбины от приведенных оборотов на линии комбинаторных режимов Fig. 2. Dependences of  $a_{M}(1)$ ,  $\eta_{M}(2)$  and  $N_{1}(3)$  on the specific speed on the line of combinatorial regimes

обладает хорошими энергетическими и кавитационными показателями в широком диапазоне эксплуатационных режимов.

На рис. 3 показана универсальная характеристика ПЛ гидротурбины, на которой по сравнению с пропеллерной характеристикой (см. рис. 1) дополнительно приведены линии различных углов установки лопастей рабочего колеса (линии комбинаторных режимов при  $\varphi$  = const) [12].

Используя универсальную характеристику ПЛ гидротурбины (см. рис. 3) и формулы (1), определим для комбинаторных режимов для нескольких значений углов ( $\phi$  = const) зависимости изменения КПД турбины от мощности  $\eta_{T} = f(N)$ при максимальном напоре. Анализ этих зависимостей позволит выбрать наиболее приемлемый вариант угла установки лопастей  $\phi = \text{const}$  пропеллерной гидротурбины, удовлетворяющий указанным выше требованиям. При выборе угла  $\phi$  = const пропеллерной гидротурбины, помимо основного требования обеспечить заданную максимальную мощность, следует также учитывать фактические режимные условия работы и кавитационные ограничения, существующие на реконструируемой ГЭС. В частности, проблема выбора угла  $\varphi$  = const пропеллерной гидротурбины более подробно рассмотрена ниже для условий реконструкции гидротурбин Иркутской ГЭС.

Для выбранной линии  $\varphi$  = const комбинаторных режимов можно по изложенной выше методике определить при различных напорах фактические значения мощности и частоты вращения, а также построить эксплуатационную характеристику пропеллерной гидротурбины с диаметром рабочего колеса  $D_1$ .

Следует отметить, что замена ПЛ гидротурбины на пропеллерную позволяет уменьшить диаметр втулки рабочего колеса и заменить сферическую камеру на цилиндрическую. Это улучшает энергокавитационные характеристики гидротурбины, увеличивает ее надежность и эксплуатационные показатели. Опыт отечественного гидротурбостроения показал, что в этом случае можно увеличить мощность турбины на 8–12%, а КПД — на 1–1,5% [13].

Кроме энергетического эффекта, большим преимуществом гидроагрегатов, работающих с переменной частотой вращения, является возможность расширения регулировочного диапазона пропеллерной гидротурбины. В пропеллер-



Рис. 3. Универсальная характеристика гидротурбины ПЛ50/1075 Fig. 3. Hill chart of the hydroturbine PL50/1075

ной гидротурбине, работающей с постоянной частотой вращения, на режимах, удаленных от линии комбинаторных режимов, возникает большая закрутка и нестационарность потока за рабочим колесом, которые вызывают значительные вибрации гидроагрегата. Поэтому работа пропеллерной гидротурбины на неблагоприятных режимах в зоне недопустимых пульсаций потока запрещена. В этом случае вводится соответствующее ограничение на режимы работы пропеллерной турбины с частичными мощностями, которое задается заводом-изготовителем оборудования на универсальной или эксплуатационной характеристике.

При переменной частоте вращения пропеллерная гидротурбина работает в широком интервале изменения напора и мощности на линии комбинаторных режимов. Как уже отмечалось, на этой линии закрутка потока за рабочим колесом близка к нулю. Поэтому единственное ограничение на режимы эксплуатации гидротурбины, работающей с переменной частотой вращения при минимальной мощности, — это допустимый регулировочный диапазон изменения частоты вращения гидроагрегата, который сейчас ограничен значениями  $\pm(25-30)$  % от средней величины.

## Выбор пропеллерной гидротурбины с переменной частотой вращения для условий реконструкции Иркутской ГЭС

На Иркутской ГЭС установлены поворотно-лопастные гидротурбины ПЛ-577 с диаметром рабочего колеса  $D_1 = 7,2$  м, которые работают с постоянной синхронной частотой вращения n = 83,3 об/мин и по проекту должны развивать максимальную мощность N = 90 МВт при расчетном напоре  $H_p = 26$  м.

Однако максимальная мощность турбины ограничивается по условиям работы генератора и фактически при расчетном напоре не превышает 85 МВт.

Проблема реконструкции гидротурбин этой ГЭС сейчас весьма актуальна и достаточно обстоятельно была рассмотрена в работе [14]. В этой работе с учетом анализа сложившихся режимных условий и конструктивных особенностей гидроблока предложен вариант установки на Иркутской ГЭС номенклатурных гидротурбин ПЛ50/1075. Эти турбины (с сохранением диаметра колеса  $D_1 = 7,2$  м и синхронной частоты вращения  $n_c = 83,3$  об/мин) при средневзвешенном напоре H = 29,4 м развивают максимальную мощность N = 95,4 МВт. На рис. 3 показана универсальная характеристика номенклатурной поворотно-лопастной гидротурбины ПЛ50/1075[12]. В работе [14] также отмечается, что режимные условия работы оборудования на Иркутской ГЭС весьма благоприятны для установки пропеллерных гидротурбин. Режимные условия Иркутской ГЭС характеризуются малыми изменениями напора, небольшим регулировочным диапазоном работы гидротурбин по мощности, незначительным числом пусковых режимов.

В данной статье даётся дальнейшее развитие работы [14] в направлении повышения эффективности реконструкции Иркутской ГЭС. В частности, на основе изложенной выше методики предлагается установить при реконструкции Иркутской ГЭС пропеллерные гидротурбины ПР50/1075, которые работают с переменной частотой вращения в широком диапазоне эксплуатационных режимов.

При выборе гидротурбин ПР50/1075 следует учитывать определенные требования [14]:

при средневзвешенном напоре  $H_p = 29,4$  м и высоте отсасывания  $H_s = -2$  м гидротурбина диаметром рабочего колеса  $D_1 = 7,2$  м должна развивать мощность  $N \ge 95,4$  MBT;

максимальная мощность гидротурбины при всех напорах H = 26 - 30,5 м ограничена кавитационным условием  $H_s \ge -2,0$  м ( $\sigma_{ver} < 0,4$ );

гидротурбины Иркутской ГЭС более 85% времени эксплуатируются при больших мощностях.

Для выбора угла  $\phi$  = const гидротурбин ПР50/1075 была использована универсальная характеристика ПЛ50/1075 (см. рис. 3) и для двух линий углов —  $\phi = 5^{\circ}$  и  $\phi = 10^{\circ}$  — определены зависимости изменения КПД турбины от мощности при средневзвешенном напоре H ==29,4м (рис. 4). Для сравнения на рис. 4 пунктирной линией показана аналогичная зависимость  $\eta_r = f(N)$  для пропеллерной гидротурбины, работающей при угле  $\phi = 10^{\circ}$ с постоянной частотой вращения n = 83,3 об/мин. Видно, что пропеллерная гидротурбина ПР50/1075, работающая с переменной частотой вращения, в отличие от варианта при n = const, обладает достаточно высокими энергетическими показателями в широком диапазоне изменения мощности.



Рис. 4. Зависимости КПД от мощности при средневзвешенном напоре H = 29,4 м (I -при  $\varphi = 5^{\circ}$ ; 2 -при  $\varphi = 10^{\circ}$ ) Fig. 4. Dependence of the efficiency on the power at the design head H = 29.4 m

			, η <sub>τ,%</sub>	Расчетные параметры при четырех значениях напора Н									
<i>n</i> <sub>1</sub> ,	<i>Q</i> <sub>1</sub> , м³/с	$\eta_{\scriptscriptstyle M,\%}$		<i>H</i> = 26м		H =	28 м	H = 2	29,4 м	<i>H</i> = 30,5 м			
об/мин				<i>N</i> , МВт	<i>n</i> , об/мин	<i>N</i> , МВт	<i>n</i> , об/мин	<i>N</i> , МВт	<i>n</i> , об/мин	<i>N</i> , МВт	<i>п</i> , об/м		
130	1,4	89,7	91,7	86,6	92,1	96,7	95,5	104	97,9	110,0	99,7		
120	1,3	90,8	92,8	81,4	85,0	90,9	88,2	97,8	90,4	103,3	92,0		
118	1,28	91,0	93,0	80,3	83,6	89,7	86,7	96,5	88,9	102,0	90,5		
110	1,2	91,1	93,1	75,3	77,9	84,2	80,8	90,6	82,8	95,7	84,4		
100	1,12	91,0	93,0	70,2	70,8	78,5	73,5	84,4	75,3	89,2	76,7		
90	1,03	89,0	91,0	63,2	63,8	70,6	66,1	76,0	67,8	80,3	69,0		
80	0,96	86,5	88,5	57,3	56,7	64,0	58,8	68,9	60,2	72,8	61,4		

Расчет эксплуатационной характеристики ( $\phi = 10^\circ$ ,  $D_1 = 7,2$  м) Calculation of the performance characteristics ( $\phi = 10^\circ$ ,  $D_1 = 7,2$  m)

Максимальная мощность (в точках K на характеристиках рис. 4) ограничена для Иркутской ГЭС условием по кавитации  $H_s \ge -2,0$  м ( $\sigma_{ycr} < < 0,4$ ) [14] и равна  $N_{\kappa} = 90,7$  МВт и  $N_{\kappa} = 96,5$  МВт соответственно для углов  $\varphi = 5^{\circ}$  и  $\varphi = 10^{\circ}$ .

С учетом указанных выше требований целесообразно выбрать для реконструкции Иркутской ГЭС пропеллерные гидротурбины ПР50/1075 с углом установки лопастей рабочего колеса  $\phi = 10^{\circ}$ . В таблице приведены результаты расчета эксплуатационной характеристики указанной пропеллерной гидротурбины Иркутской ГЭС.

В таблице КПД  $\eta_{\tau}$  и мощность *N* турбины, а также частота вращения *n* определяются по формулам (1):

$$\eta_{\rm T} = \eta_{\rm M} + \delta \eta$$
;  $N = 9,81 Q_{\rm I} \eta_{\rm T} D_{\rm I}^2 H \sqrt{H}$ ;  
 $n = n_{\rm I} \sqrt{H} / D_{\rm I}$ .

Здесь  $\delta\eta = (\delta\eta)_1 + (\delta\eta)_2$  — поправка, состоящая из двух слагаемых:  $(\delta\eta)_1 = 0.03 - 0.035$  — увеличение КПД турбины за счет масштабного эффекта;  $(\delta\eta)_2 = -(0.01 - 0.015)$  — падение КПД номенклатурной гидротурбины ПЛ50/1075 при установке в существующий гидроблок Иркутской ГЭС [14]. Таким образом, суммарная поправка КПД гидротурбины принимается равной δη = 0,02.

В таблице жирным шрифтом выделены режимы ограничения максимальной мощности при различных напорах по условию кавитации. Работа гидротурбин с мощностями больше значений, выделенных в таблице жирным шрифтом, невозможна из-за вредного воздействия кавитации.

Расчеты показали, что при напорах H = (26 - 30,5) м значения мощности и частоты вращения пропеллерной гидротурбины меняются с учетом условия ограничения по кавитации  $(H_s \ge -2,0 \text{ м})$  в пределах N = (57,3-102) МВт и n = (56,7-90,5) об/мин. При средневзвешенном напоре H = 29,4 м (с учетом указанного ограничения) максимальная мощность турбины равна N = 96,5 МВт, а при максимальном напоре H == 30,5 м - N = 102 МВт.

Минимальная мощность гидротурбины ПР50/1075 при различных напорах огранична заданным регулировочным диапазоном изменения частоты вращения гидротурбины: n = (56,7-90,5) об/мин. Значения этого диа-

пазона меняются в пределах  $\pm 23\%$  от средней величины и являются реально достижимыми.

Как уже отмечалось выше, пропеллерная гидротурбина имеет ряд конструктивных и экологических преимуществ по сравнению с поворотно-лопастной. Замена ПЛ гидротурбины на пропеллерную позволит уменьшить диаметр втулки рабочего колеса с  $d_{\rm BT} = 0.43D_1$  и заменить сферическую камеру на цилиндрическую. В этом случае можно дополнительно поднять мощность турбины на 5–6%, а КПД на 1–1,5%.

По данным таблицы построена эксплуатационная характеристика пропеллерной гидротурбины ПР50/1075 Иркутской ГЭС ( $\phi = 10^\circ$ ,  $D_1 = = 7,2$  м) с переменной частотой вращения (рис. 5).

## Заключение

Разработана методика расчета энергетических показателей (мощность, КПД) пропеллерных гидротурбин с переменной частотой вращения при их установке на реконструируемых ГЭС. Выполнена апробация разработанной методики на примере реконструкции Иркутской ГЭС.



Рис. 5. Эксплуатационная характеристика пропеллерной гидротурбины ПР50/1075 Иркутской ГЭС с переменной частотой вращения Fig. 5. Operating characteristic of the propeller water turbine PR50/1075 of Irkutsk hydroelectric station with units of variable speed

Для условий реконструкции Иркутской ГЭС предложена пропеллерная гидротурбина ПР50/1075 с углом установки лопастей рабочего колеса  $\varphi = 10^\circ$ , работающая с переменной часто-

той вращения. При средневзвешенном напоре H = 29,4 м гидротурбина развивает мощность N = = 96,5 MBT, а при максимальном напоре H = 30,5 м способна выдать мощность N = 102,0 MBT.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

 Из истории электротехники // Электричество, 2011. № 8. С. 68–73.

2. Aguro K., Kato M., Kishita F., Machino T., Mukai K., Nagura O., Sekiruchi S., Shiozaki T. Rich operation experiences and new technologies on adjustable speed pumped storage systems in Japan // CIGRE. 2008. A1–101.

3. Kuwabara T., Shibuya A., Furuta H., Kita E., Mitsuhashi K. Design and dynamic response characteristics of 400 MW adjustable speed pumped storage unit for Ohkawachi power station // IEEE Transactions on Energy Conversion, 1996. Vol. 11. No 2.

4. **Kubo T.** Design and Manufacturing of The World's Largest 475 MVA/460 MW Adjustable Speed Generator-Motor for Pumped Storage Hydro Electric Power Plant // CIGRE. 2014. A1–113.

5. Иванченко И.П., Щур В.А. Использование переменной частоты вращения для повышения эффективности работы гидротурбин // Известия Самарского научного центра РАН. 2012. Т. 14. № 1(2). С. 659–661.

6. Абубаков Ш.И., Лунаци М.Э., Щур В.А. Оптимизация работы гидротурбины посредством применения переменной частоты вращения // Гидротехническое строительство. 2013. № 2. С. 2–9.

7. **Arpad A.** Does rotating stall occur in Francis runners causing fluctuations // 3rd IAHR International Meeting of the Workgroup on Cavitation and Dynamic Problems in

Hydraulic Machinery and Systems. October 14–16, 2009. Brno, Czech Republic.

8. Артюх С.Ф. Повышение энергоэффективности гидроаккумулирующих электростанций // Электрические станции. 2014. № 8. С. 33–37.

9. Диеров Р.Х., Глазырин М. В. Гидроагрегат с переменной частотой вращения вала для мини ГЭС // Труды НТК «Энергетика». Новосибирск. 2014. С. 158–161.

10. Червоненко И. И. Исследование динамических свойств системы управления обратимых гидроагрегатов, работающих с переменной частотой вращения // Журнал передовых технологий. 2015. С. 60–64.

11. Справочник по гидротурбинам / Под общей редакцией Н.Н. Ковалева. Ленинград: Машиностроение. 1984.

12. Иванченко И. П., Прокопенко А. Н., Щур В.А. Замена гидротурбинного оборудования Иркутской ГЭС // Гидротехническое строительство. 2015. № 2. С. 16–22.

13. Глазырин М. В., Диеров Р.Х., Краснопеев Е.А. Построение системы регулирования активной мощности гидроагрегата с переменной частотой вращения вала // Вестник Таджикского технического университета. 2013. № 2. С. 73–77.

14. Диеров Р.Х., Глазырин М. В. Гидроагрегат с переменной частотой вращения для мини ГЭС // Труды МНТК, Новосибирск, 2014. С. 158–161.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ИВАНЧЕНКО Игорь Петрович** — кандидат технических наук, ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И. И. Ползунова». E-mail: ivanchenkoip@mail.ru

**ТОПАЖ Григорий Ицкович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: topaj@mail.ru

**КОСТРУБА Артем Владимирович** — инженер ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И. И. Ползунова». E-mail: kostruba\_87@mail.ru

## REFERENCES

[1] Iz istorii elektrotekhniki. *Elektrichestvo.* 2011. № 8. S. 68–73. (rus.)

[2] Aguro K., Kato M., Kishita F., Machino T., Mukai K., Nagura O., Sekiruchi S., Shiozaki T. Rich operation experiences and new technologies on adjustable speed pumped storage systems in Japan. *CIGRE*. 2008. A1–101. [3] Kuwabara T., Shibuya A., Furuta H., Kita E., Mitsuhashi K. Design and dynamic response characteristics of 400 MW adjustable speed pumped storage unit for Ohkawachi power station. *IEEE Transactions on Energy Conversion*. 1996. Vol. 11. No2.

[4] *Kubo T.* Design and Manufacturing of The World's Largest 475 MVA/460 MW Adjustable Speed Generator-Motor for Pumped Storage Hydro Electric Power Plant. CIGRE. 2014. A1–113.

[5] **Ivanchenko I.P., Shchur V.A.** Ispolzovaniye peremennoy chastoty vrashcheniya dlya povysheniya effektivnosti raboty gidroturbin. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra RAN*. 2012. T. 14. № 1(2). S. 659–661. (rus.)

[6] Abubakov Sh.I., Lunatsi M. E., Shchur V.A. Optimizatsiya raboty gidroturbiny posredstvom primeneniya peremennoy chastoty vrashcheniya. *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo*. 2013. № 2. S. 2–9. (rus.)

[7] **Arpad A.** Does rotating stall occur in Francis runners causing fluctuations. *3rd IAHR International Meeting of the Workgroup on Cavitation and Dynamic Problems in Hydraulic Machinery and Systems*. October 14–16, 2009. Brno, Czech Republic.

[8] **Artyukh**, S. F. Povysheniye energoeffektivnosti gidroakkumuliruyushchikh elektrostantsiy. *Elektriches-kiye stantsii*. 2014. № 8. S. 33–37. (rus.)

[9] **Diyerov R. Kh., Glazyrin M.V.** Gidroagregat s peremennoy chastotoy vrashcheniya vala dlya mini GES. *Trudy NTK «Energetika»*. Novosibirsk, 2014. S. 158–161. (rus.) [10] **Chervonenko I. I.** Issledovaniye dinamicheskikh svoystv sistemy upravleniya obratimykh gidroagregatov, rabotayushchikh s peremennoy chastotoy vrashcheniya. *Zhurnal peredovykh tekhnologiy*. 2015. S. 60–64. (rus.)

[11] Spravochnik po gidroturbinam / Pod obshchey redaktsiyey N. N. Kovalèva. Leningrad: Mashinostroyeniye. 1984. (rus.)

[12] **Ivanchenko I. P., Prokopenko A. N., Shchur V. A.** Zamena gidroturbinnogo oborudovaniya Irkutskoy GES. *Gidrotekhnicheskoye stroitelstvo.* 2015. № 2. S. 16–22. (rus.)

[13] Glazyrin M.V., Dièrov R. Kh., Krasnopeyev Ye.A. Postroyeniye sistemy regulirovaniya aktivnoy moshchnosti gidroagregata s peremennoy chastotoy vrashcheniya vala. *Vestnik Tadzhikskogo tekhnicheskogo universiteta*. 2013. № 2. S. 73–77. (rus.)

[14] **Dièrov R. Kh., Glazyrin M. V**. Gidroagregat s peremennoy chastotoy vrashcheniya dlya mini GES. *Trudy MNTK*. Novosibirsk, 2014. S. 158–161. (rus.)

## **AUTHORS**

**IVANCHENKO Igor P.** – JSC «I. I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment».

E-mail: ivanchenkoip@mail.ru

**TOPAZH Grigorii T.** — *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: topaj@mail.ru

**KOSTRUBA Artiom V.** — JSC «I. I. Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment».

E-mail: kostruba\_87@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 29 сентября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230406. УДК 621.165.001.2: 621.438.001.2

А.К. Нгуен, К.Л. Лапшин

# Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# ВЛИЯНИЕ ТАНГЕНЦИАЛЬНОГО НАКЛОНА РАБОЧИХ ЛОПАТОК НА ПОТЕРИ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ В ОСЕВОЙ ТУРБИННОЙ СТУПЕНИ

Исследовано влияние тангенциального наклона рабочих лопаток на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии в осевой турбинной ступени. Выбраны расчетные модели ступеней с тангенциальным наклоном рабочих лопаток и для них выполнены 3D газодинамические расчеты в программном комплексе ANSYS CFX. Представлены графики изменения КПД, степени реактивности и коэффициента суммарных потерь кинетической энергии на переменных по частоте вращения ротора режимах, распределения параметров потока (выходная скорость из ступени и коэффициенты потерь кинетической энергии в направляющем аппарате и рабочем колесе) по высоте лопатки. Выполнено сравнение результатов расчета для ступеней с различным тангенциальным наклоном рабочих лопаток. Дано заключение о влиянии тангенциального наклона рабочих лопаток на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии и о его рациональном применении в осевых турбинных ступенях.

ТУРБИННАЯ СТУПЕНЬ; ТАНГЕНЦИАЛЬНЫЙ НАКЛОН РАБОЧИХ ЛОПАТОК; ПОТЕРИ КИНЕТИЧЕСКОЙ ЭНЕРГИИ; СТЕПЕНЬ РЕАКТИВНОСТИ; ANSYS CFX.

## Ссылка при цитировании:

А.К. Нгуен, К.Л. Лапшин. Влияние тангенциального наклона рабочих лопаток на потери кинетической энергии в осевой турбинной ступени // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 66–73. DOI: 10.10871/JEST.230406.

A.Q. Nguyen, K.L. Lapshin

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St.-Petersburg, Russia

# THE INFLUENCE OF TANGENTIAL INCLINATION OF ROTOR BLADES ON KINETIC ENERGY LOSSES IN AN AXIAL TURBINE STAGE

The influence of tangential inclination of rotor blades on the characteristics, flow structure and kinetic energy losses in an axial turbine stage were explored. Calculation models of the stages with tangential inclination of the rotor blades were constructed and 3D-testing gas-dynamic calculations were performed in ANSYS CFX. The graphs of the efficiency index, the degree of reactivity and the coefficient of the total kinetic energy losses at variable rotor frequency were presented. The distributions of the flow parameters (output speed from the turbine stage and the coefficient of kinetic energy losses for the guide vanes and the impellers) were given by the height of the blade. The calculation results between turbine stages with different tangential inclination of the rotor blades and the rational application on the characteristics, flow structure and kinetic energy losses of the axial turbine stages was given.

TURBINE STAGE; TANGENTIAL INCLINATION OF THE ROTOR BLADES; KINETIC ENERGY LOSSES; DEGREE OF REACTIVITY; ANSYS CFX.

Citation:

A. Q. Nguyen, K. L. Lapshin. The influences of tangential inclination of the rotor blades on the losses of kinetic energy in the axial turbine stage, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineerig sciences and technology*, 23(04)(2017)66–73, DOI: 10.10871/JEST.230406.

## Введение

Как известно, тангенциальный наклон направляющих лопаток (ТННЛ) дает возможность эффективно снизить градиент степени реактивности в осевой турбинной ступени [1-9, 15]. Так, например, в [15] представлено сравнение результатов 3D проверочного расчета с помощью аэродинамического пакета ANSYS CFX с экспериментами, полученными на воздушной турбине в лаборатории аэродинамики кафедры турбиностроения Ленинградского политехнического института [1]. В расчетах и опытах исследовалось влияние ТННЛ на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии осевой турбинной ступени с отрицательным градиентом степени реактивности. Положительный опыт сравнения 3D расчетов с экспериментами [15] показал, что программу ANSYS CFX можно рассматривать в качестве виртуального стенда и применять её для исследования характеристик и структуры потока дозвуковых осевых турбинных ступеней.

Тангенциальный наклон рабочих лопаток (ТНРЛ) по соображениям прочности применяется гораздо реже, в основном с целью компенсации изгибных напряжений, действующих на РЛ со стороны потока пара (или газа). Влияние ТНРЛ на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии осевой турбинной ступени практически не изучалось [16], и поэтому его исследование представляется актуальным.

#### Цели работы

Цель работы состоит в том, чтобы с помощью аэродинамического пакета ANSYS CFX в качестве виртуального стенда исследовать влияние ТНРЛ на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии в осевой турбинной ступени. По результатам выполненных исследований планируется сформулировать выводы по рациональному применению ТНРЛ в осевой турбинной ступени.

#### Постановка задачи исследований

Геометрические параметры исходной ступени взяты из книги [1]. Четыре варианта сту-

пени (рис. 1) средней веерности  $\left(\frac{d_{2c}}{l_2} = 6,34\right)$ 

имеют одинаковый направляющий аппарат. Угол  $\alpha_{1\Rightarrow\phi}$  постоянен вдоль радиуса и равен 18°10'. Линии центров масс направляющих лопаток ориентированы по радиусу. Рабочие лопатки не закручены, имеют постоянные профили и применены в разных вариантах (рис. 1)

*Вариант I (исходный):* линия центров масс РЛ ориентирована по радиусу.

*Вариант II:* угол наклона РЛ на среднем радиусе (угол между осью *r* и линией центра масс РЛ в плоскости *r-u*) равен 10 градусам.

Вариант III: угол наклона РЛ на среднем радиусе (угол между осью *r* и линией центра масс РЛ в плоскости *r*-*u*) равен – 10 градусам.

Вариант IV: угол наклона РЛ на среднем радиусе (угол между осью r и линией центра масс РЛ в плоскости r-u) равен —10 градусам; и линия центра масс на обводах проточной части в корневой и периферийной областях касается направлений радиусов.

Остальные геометрические характеристики ступеней следующие:

Радиус корневого сечения $R_1'$	. 159,1 мм
Длина НЛ I <sub>1</sub>	58,2 мм
Хорда НЛ <i>b</i> <sub>1</sub>	. 16,5 мм
Шаг НЛ $t_{1c}$	. 11,86 мм
Число НЛ <i>m</i> <sub>1</sub>	. 100 шт.
Длина РЛ <i>I</i> 2 <sup>°</sup>	. 59,55 мм
Хорда РЛ <i>b</i> <sub>2c</sub>	. 27,85 мм
Шаг РЛ $t_{2c}$	. 17,45 мм
Число Р $\overline{n}_{2}$	68 шт.
Осевой зазор между НЛ и РЛ $\Delta z_1$ .	. 8 мм

Выполнялись 3D газодинамические расчеты с учетом рекомендаций, представленных в статьях [11–13]. Для упрощения решения задачи исследовались осевые турбинные ступени без радиального зазора над РК. Построение расчетных моделей выполнено с помощью программ, входящих в пакет ANSYS: Bladgen, TurboGrid и CFX (Turbomachine). Расчетные модели являются



Puc. 1. Схема осевых турбинных ступеней с различными вариантами установки рабочих лопаток Fig. 1. Scheme of axial turbine stages with variants of installation of rotor blades

секторами проточной части, состоящими из трех каналов НЛ и двух каналов РЛ. Вблизи поверхностей, обтекаемых потоком, обеспечено сгущение сетки, что необходимо для корректного расчёта параметров потока в пограничном слое. Диапазон частоты вращения ротора соот-

ветствует диапазону изменения параметра  $\frac{u}{C_0}$ 

при исследовании вариантов туроинных ступеней с помощью аэродинамического пакета ANSYS CFX использован способ решения Stage (стационарная задача), при котором на поверхности сопряжения между направляющим аппаратом и рабочим колесом выполняется осреднение параметров потока в окружном направлении. Применение Stage оправдано тем, что поток газа во всей области течения дозвуковой, количество НЛ велико, осевой зазор между НЛ и РЛ также достаточно велик, поэтому степень неравномерности потока перед рабочими лопатками, вычисленная по известной формуле Г.Ю. Степанова, составляет примерно всего 3%.

## Результаты расчетов

После решения стационарной задачи с помощью аэродинамического пакета ANSYS CFX все полученные в 3D расчётах параметры газа усреднены в контрольных сечениях 0–0, 1–1 и 2–2 (см. рис. 1) по расходу. Затем определялись зависимости окружного КПД, степеней реактивности у корня  $\rho'_T$  и у периферии  $\rho''_T$  и потерь кинетической энергии  $\zeta_1$  в направляющем аппарате и  $\zeta_2$  в рабочем колесе исследуемых вариантов осевых турбинных ступеней с ТНРЛ от различных значений параметра  $\frac{u}{C_0}$ . Для вычисления указанных величин использовались стандартные формулы, представленные, например, в [1].

Вычислялись также:

коэффициент потерь кинетической энергии для направляющего аппарата относительно располагаемого изоэнтропийного перепада энтальпий ступени  $H_0$ 

$$\zeta_{\rm HA} = \frac{C_{lt}^2 - C_1^2}{2H_0};\tag{1}$$

коэффициент потерь кинетической энергии для рабочего колеса относительно располагаемого изоэнтропийного перепада энтальпий ступени  $H_0$ 

$$\zeta_{\rm PK} = \frac{W_{2t}^2 - W_2^2}{2H_0}; \tag{2}$$

коэффициент потерь кинетической энергии с выходной скоростью относительно располагаемого изоэнтропийного перепада энтальпий ступени  $H_0$ 

$$\zeta_{\rm BC} = \frac{C_2^2}{2H_0};\tag{3}$$

коэффициент суммарных потерь кинетической энергии относительно располагаемого изоэнтропийного перепада энтальпий ступени  $H_0$ 

$$\zeta_{\Sigma} = \zeta_{\rm HA} + \zeta_{\rm PK} + \zeta_{\rm BC}.$$
 (4)

Полученные зависимости КПД, степеней реактивности у корня и у периферии, а также коэффициента суммарных потерь кинетической энергии от параметра  $\frac{u}{C_0}$  представлены на рис. 2–5.

На рис. 2 показаны зависимости КПД исследуемых ступеней от параметра  $\frac{u}{C_0}$ . Видно, что при наличии как отрицательного, так и положительного угла наклона рабочих лопаток КПД исследуемых ступеней заметно уменьша-

ется. Вариант I имеет наибольший КПД при значении  $\left(\frac{u}{C_0}\right)_{ont} = 0,58$ , а вариант III — наи-

меньший КПД при значении  $\left(\frac{u}{C_0}\right)_{opt} = 0,54$ 

(см. рис. 5). Что важно, КПД варианта IV на 0,35% больше КПД варианта III на оптимальном режиме [10]. Это обусловлено уменьшением коэффициента суммарных потерь кинетической энергии ступени варианта IV по сравнению с вариантом III (рис. 5), так как у корня и на периферии рабочая лопатка варианта IV приближается по свойствам к рабочей лопатке варианта I.



Fig. 2. Dependences of the efficiency on the parameter  $\frac{u}{C_{c}}$ 



Рис. 3. Зависимости степеней реактивности  $\rho'_{T}$ 

у корня от параметра  $\frac{u}{C_0}$ 

Fig. 3. Dependences of the degree of reactivity  $\rho'_T$ 

on the parameter 
$$\frac{u}{C_0}$$



Рис. 4. Зависимости степеней реактивности  $\rho_T''$ у периферии от параметра  $\frac{u}{C_0}$ Fig. 4. Dependences of the degree of reactivity  $\rho_T''$ on the parameter  $\frac{u}{C_0}$ 



Рис. 5. Зависимости коэффициентов суммарных потерь кинетической энергии  $\zeta_{\Sigma}$  от параметра  $\frac{u}{C_0}$ 

Fig. 5. Dependences of coefficients of total losses of kinetic energy  $\zeta_{\Sigma}$  on the parameter  $\frac{u}{C_0}$ 

На рис. 3 и 4 показаны зависимости степеней реактивности исследуемых ступеней  $\rho'_T$  у корня и  $\rho''_T$  у периферии от параметра  $\frac{u}{C_0}$ . При

положительном угле наклона рабочих лопаток (вариант II) степень реактивности у корня ступени увеличивается, а у периферии уменьшается, то есть уменьшается градиент степени реактивности по сравнению с исходным вариантом I. Наоборот, при отрицательном угле наклона рабочих лопаток (варианты III и IV) степень реактивности у корня уменьшается и увеличивается у периферии, то есть градиент степени реактивности увеличивается. Таким образом, тангенциальный наклон рабочих лопаток, как и тангенциальный наклон направляющих лопаток, является средством управления градиентом степени реактивности в осевой турбинной ступени.

Далее для более детального исследования влияния ТНРЛ на потери кинетической энергии в осевой турбинной ступени были рассмотрены графики изменения коэффициентов потерь кинетической энергии в направляющем аппарате и в рабочем колесе, а также выходной скорости по высоте проточной части на оптимальных режимах, на которых ступени достигают максимальных КПД. Соответствующие кривые для выходной скорости и коэффициентов потерь кинетической энергии в направляющем аппарате и в рабочем колесе представлены на рис. 6–8.

Следует подчеркнуть, что рабочие лопатки во всех вариантах ступеней не закручены. Поэтому даже в исходном варианте I на оптимальном режиме перед рабочими лопатками, в корневой зоне, неизбежно появятся положительные, а в периферийной зоне отрицательные углы атаки [14]. Эффективный угол  $\beta_{23\phi}$  в рабочих решетках нарастает вдоль радиуса, что приводит к увеличению выходной скорости  $c_2$  вдоль радиуса для всех исследованных вариантов (рис. 6).

Коэффициенты потерь кинетической энергии  $\zeta_1$  для этих вариантов несколько возрастают по сравнению с исходным вариантом I (рис. 7).

Понижение степени реактивности  $\rho'_T$  у корня в вариантах III и IV увеличивает положительные углы атаки, вследствие чего коэффициенты потерь кинетической энергии  $\zeta_2$ увеличиваются в этой зоне по сравнению с вариантами I и II (рис. 8).



Рис. 6. Распределение выходной скорости по высоте лопатки Fig. 6. Distribution of the speed output by the height of the blades



Рис. 7. Распределение коэффициента потерь кинетической энергии для направляющего аппарата по высоте лопатки Fig. 7. Distribution of the coefficient of losses of kinetic energy for the guide vanes by the height of the blades



Рис. 8. Распределение коэффициента потерь кинетической энергии для рабочего колеса по высоте лопатки Fig. 8. Distribution of the coefficient of losses of kinetic energy for the impellers by the height of the blades

Коэффициенты потерь кинетической энергии  $\zeta_2$  вариантов III и IV почти совпадают по высоте лопатки, но у корня и на периферии для варианта IV они немного меньше, чем для варианта III. Этот различие объясняется тем, что в варианте IV на цилиндрических поверхностях тока сохраняются профили рабочих лопаток варианта III в срединной части, но меняются профили рабочих лопаток в корневой и периферийной областях, которые по конфигурации приближаются к варианту I. В итоге вариант IV развивает более высокий КПД, чем вариант III (см. рис. 2). По аналогии с «интегральными» сопловыми лопатками [9] назовём IV вариантом с «интегральными» рабочими лопатками.

1. Афаснасьева Н. Н., Бусурин В. Н., Гоголев И. Г., Дьяконов Р. И. Аэродинамические характеристики ступеней тепловых турбин // Под общ. ред. В. А. Черникова. Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1980. 263 с., ил.

2. Кириллов И.И, Кириллов А.И. Теория турбомашин. Примеры и задачи. Л.: Машиностроение (Ленинград. отд-ние), 1974. 320 с.

3. **Кириллов И. И.** Теория турбомашин. Л.: Машиностроение, 1972. 533 с.

4. Алексеев О. Н., Кириллов А. И., Лапшин К.Л., Черников В.А. Исследования турбинных ступеней с навалом сопловых лопаток // Труды ЛПИ. 1969. № 310. С. 35–40.

5. Кириллов И.И., Агафонов Б.Н., Афанасьева Н.Н., Кириллов А.И., Проскуряков Г.В., Черников В.А., Шварцман О.А. Исследование и отработка ступеней для высокотемпературных газовых турбин // Теплоэнергетика, 1983. № 3. С. 50–55.

6. Лапшин, К.Л. Оптимизация проточных частей осевых тепловых турбин: энциклопедия. М.: Машиностроение, 2015. Т. 4–19, глава 1.4. С. 49–75.

7. Топунов А. М., Тихомиров В. А. Управление потоком в тепловых турбинах. Л., 1979. 151 с.

8. Лапшин К. Л. Оптимизация проточных частей паровых и газовых турбин. СПб., СПбГПУ, 2013. [Эл. pecypc] < URL: http://dl.unilib.neva.ru/dl/2/3476.pdf>

9. Лапшин К.Л. Оптимизация проточных частей паровых турбин с применением «интегральных» сопловых лопаток // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 1(166). С. 61–66.

## Выводы

Влияние даже небольшого ТНРЛ на характеристики, структуру потока и потери кинетической энергии осевой турбинной ступени довольно существенно как при положительных углах наклона рабочих лопаток, так и, особенно, при отрицательных углах наклона рабочих лопаток.

С целью компенсации изгибных напряжений, действующих на рабочие лопатки со стороны газа, по соображениям экономичности рационально применять «интегральные» рабочие лопатки.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

10. Осипов А.В., Анисин А.К. Теория и расчет одноступенчатой газовой турбины / Брянск, БГТУ, 2013. 73 с.

11. Смирнов Е. М., Кириллов А. И., Рис В. В. Опыт численного анализа пространственных турбулентных течений в турбомашинах // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2004. № 1(35). С. 56–70.

12. Кириллов А. И., Рис В. В., Смирнов Е. М. Опыт решения методических и практических задач численного моделирования течений и теплообмена в турбомашинах // Справочник. Инженерный журнал. Приложение: «Методы совершенствования энергетических установок». М.: Машиностроение. 2004. № 10. С. 13–19.

13. Епифанов А.А., Кириллов А.И., Рассохин В.А. Расчет трехмерного течения в ступенях малорасходных турбин // Научно-технические ведомости СПб-ГПУ. Наука и образование. 2012. № 1(142). С. 65–70.

14. Лапшин К. Л. Основы теории осевых тепловых турбомашин. СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2016. 103 с.

15. **Нгуен А. К., Лапшин К. Л.** Характеристики и структура потока турбинной ступени с отрицательным градиентом степени реактивности // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2016. № 2(243). С. 163–173. DOI: 10.5962/JEST.243.7.

16. **Нгуен Ан Куанг, Лапшин К.Л.** Влияние тангенциального наклона рабочих лопаток на характеристики осевой турбинной ступени// Неделя науки СПбПУ. Материалы научной конференции с международным участием.14–19 ноября 2016 года. Лучшие доклады. С. 12–15.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**НГУЕН Ан Куанг** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: anguang12a1@mail.ru

**ЛАПШИН Кирилл Леонидович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: kirill.lapschin@gmail.com
### REFERENCES

[1] Afasnasyeva N.N., Busurin V.N., Gogolev I.G., Dyakonov R.I. Aerodinamicheskiye kharakteristiki stupeney teplovykh turbin [Aerodynamic characteristics of thermal turbines stages] / Pod obshch. red. V.A. Chernikova. Leningrad: Mashinostroyeniye, Leningr. otd-niye, 1980. 263 p., il. (rus)

[2] **Kirillov I.I, Kirillov A. I.** Teoriya turbomashin. Primery i zadachi. [Theory of turbomachinery. Examples and exercises. Textbook for universities]. Leningrad: Mashinostroyeniye (Leningrad. otd-niye), 1974. 320 s. (rus)

[3] **Kirillov I. I.** Teoriya turbomashin. [Theory of turbomachinery]. Leningrad: Mashinostroyeniye, 1972. 533 s. (rus)

[4] Alekseyev O. N., Kirillov A. I., Lapshin K. L., Chernikov V. A. Issledovaniya turbinnykh stupeney s navalom soplovykh lopatok [The research of turbine stages with the bulk of the nozzle vanes]. *Trudy LPI*. Leningrad. 1969.  $\mathbb{N}$  310. P. 35–40. (rus)

[5] Kirillov I.I, Agafonov B.N, Afanasyeva N.N, Kirillov A.I, Proskuryakov G.V, Chernikov V.A, Shvartsman O.A. Issledovaniye i otrabotka stupeney dlya vysokotemperaturnykh gazovykh turbin. [The research and treatment stages for high temperature gas turbines]. *Teploenergetika*. 1983. № 3. S. 50–55. (rus)

[6] **Lapshin, K. L**. Optimizatsiya protochnykh chastey osevykh teplovykh turbin [Optimization of flow parts of axial thermal turbines]: entsiklopediya. M.: Mashinos-troyeniye, 2015. T. 4–19, glava 1.4. S. 49–75.(rus)

[7] **Topunov A. M., Tikhomirov V. A**. Upravleniye potokom v teplovykh turbinakh. [Flow control in thermal turbines]. Leningrad, 1979. 151 s. (rus)

[8] Lapshin K. L. Optimizatsiya protochnykh chastey parovykh i gazovykh turbin [Optimization of flow parts of steam and gas turbines] / SPb., SPbGPU, 2013. [El. resurs] (rus) URL: http://dl.unilib.neva.ru/dl/2/3476.pdf

[9] Lapshin K. L. Optimizatsiya protochnykh chastey parovykh turbin s primeneniyem «integralnykh» soplovykh lopatok [Optimization of flow parts of steam turbines using "integrated" nozzle vanes]. *NTV SPbGPU*. 2013.  $\mathbb{N}$  1(166). S. 61–66. (rus)

[10] **Osipov, A.V., Anisin, A.K.** Teoriya i raschet odnostupenchatoy gazovoy turbiny [Theory and calculation of one-stage gas turbines] / Bryansk, BGTU, 2013. 73 s.(rus) [11] Smirnov Ye.M., Kirillov A.I., Ris V.V. Opyt chislennogo analiza prostranstvennykh turbulentnykh techeniy v turbomashinakh [Experience of numerical analysis of spatial turbulent flows in turbomachines]. *St. Petersburg State Politechnical Universiti Journal*. 2004. N $\cong$  1(35). S. 56–70. (rus)

[12] Kirillov A. I., Ris V. V., Smirnov Ye. M. Opyt resheniya metodicheskikh i prakticheskikh zadach chislennogo modelirovaniya techeniy i teploobmena v turbomashinakh[Experience of solving methodological and practical problems of numerical simulation of flows and heat exchange in turbomachines]. Spravochnik. Inzhenernyy zhurnal. Prilozheniye «Metody sovershenstvovaniya energeticheskikh ustanovok» [Application "Methods of improving power plants"]. Moscow: Machine building Publ, 2004. № 10. S. 13–19. (rus)

[13] Yepifanov A.A., Kirillov A.I., Rassokhin V.A. Raschet trekhmernogo techeniya v stupenyakh maloraskhodnykh turbin. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2012. № (142)1. S. 65– 70. (rus)

[14] **Lapshin K. L**. Osnovy teorii osevykh teplovykh turbomashin [Basics of theory of axial thermal turbines]. SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2016. 103 s.(rus)

[15] Nguyen A. K., Lapshin K. L. Kharakteristiki i struktura potoka turbinnoy stupeni s otritsatelnym gradiyentom stepeni reaktivnosti [Characteristics and structure of the flow in a turbine stage with a negative gradient of the degree of reactivity]. *St. Petersburg State Politechnical Universiti Journal*. 2016. № 2(246). S. 163–173. (rus), DOI: 10.5962/JEST.243.7

[16] Nguyen An Kuang, Lapshin K. L. Vliyaniye tangentsialnogo naklona rabochikh lopatok na kharakteristiki osevoy turbinnoy stupeni [The influences tangential inclination of the rotor blades on the characteristic of the axial turbine stage]. *Nedelya nauki SPbPU. Materialy nauchnoy konferentsii s mezhdunarodnym uchastiyem*. *14–19 noyabrya 2016 goda. Luchshiye doklady.* [Week of sciences SPbPU. Materials of the scientific conference with international participation. November 14–19, 2016. The best reports] S.12–15. (rus)

### AUTHORS

NGUYEN An Quang — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: anquang12a1@mail.ru LAPSHIN Kirill L. — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: kirill.lapschin@gmail.com

#### Дата поступления статьи в редакцию: 27 июня 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230407 УДК 621.313.322

М.А. Хазов, П.В. Черняев, А.Н. Беляев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# ИССЛЕДОВАНИЕ РЕЖИМОВ И УСТОЙЧИВОСТИ МЕЖСИСТЕМНОЙ СВЯЗИ НА ОСНОВЕ ГИБКОЙ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ ПЕРЕМЕННОГО ТОКА С УПРАВЛЯЕМОЙ ПРОДОЛЬНОЙ И ПОПЕРЕЧНОЙ КОМПЕНСАЦИЕЙ

В работе проведено исследование режимов и устойчивости гибких линий электропередачи переменного тока с управляемой продольной и поперечной компенсацией. Показано, что установка управляемых устройств поперечной компенсации в дополнение к существующей продольной позволяет повысить предел передаваемой мощности практически в два раза при условии поддержания уровней напряжений в допустимых пределах. Выявлены минимально возможный оптимальный состав и места установки управляемых устройств поперечной компенсации для обеспечения работы электропередачи в широком диапазоне режимов. На основе расчетов совокупности режимов работы протяженной электропередачи в диапазоне от холостого хода до предельных обоснован комплекс мероприятий, направленных на увеличение запаса статической устойчивости. Проведена совместная координация настроечных параметров устройств продольного и поперечного регулирования.

ГИБКИЕ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ; УСТРОЙСТВО ПРОДОЛЬНОЙ КОМПЕНСАЦИИ; УСТРОЙСТВО ПОПЕРЕЧНОЙ КОМПЕНСАЦИИ; СТАТИЧЕСКАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ; УПРАВЛЯЕМЫЙ ШУНТИРУЮЩИЙ РЕАКТОР; СТАТИЧЕСКИЙ ТИРИСТОРНЫЙ КОМПЕНСАТОР.

### Ссылка на цитирование:

М.А. Хазов, П.В. Черняев, А.Н. Беляев. Исследование режимов и устойчивости межсистемной связи на основе гибкой линии электропередачи переменного тока с управляемой продольной и поперечной компенсацией // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 74–88. DOI: 10.10871/JEST.230407.

M.A. Khazov, P.V. Chernyaev, A.N. Belyaev

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia

# ANALYSIS OF OPERATING CONDITIONS AND STABILITY OF INTERCONNECTIONS BASED ON FLEXIBLE AC TRANSMISSION LINES WITH CONTROLLED SERIES AND SHUNT COMPENSATION DEVICES

The paper describes a study on the operating conditions and small signal stability of flexible AC transmission lines with controlled series and shunt compensation. It is shown that the installation of controllable shunt compensation devices in addition to the existing series allows to increase the transmission power limit by almost two times, provided that the voltage levels are kept within the permissible limits. The minimally possible optimal composition and location of the controlled shunt compensation devicees is established to ensure the operation of power transmission in a wide range of power transmission. A set of measures aimed at increasing the static stability margin is justified. The joint coordination of tuning parameters of the series and shunt control devices is implemented.

FLEXIBLE ALTERNATIVE CURRENT TRANSMISSION SYSTEM; THRYSTOR CONTROLLED SERIES COM-NESATION; SMALL SIGNAL STABILITY; CONTROLLED SHUNT REACTOR; STATIC VAR COMPENSATOR.

### Citation:

M.A. Khazov, P.V. Chernyaev, A.N. Belyaev, Analysis of operating conditions and stability of flexible AC transmission lines with controlled series and shunt compensation devices, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineerig sciences and technology*, 23(04)(2017)74–88. DOI: 10.10871/ JEST.230407.

## Введение

С ростом генерирующих мощностей, потоков мощностей по линиям электропередачи и усложнением электроэнергетических систем к устройствам, обеспечивающим увеличение пределов передаваемой мощности, демпфирование колебаний, перераспределение потоков мощности и поддержание оптимальных уровней напряжений в сети, предъявляются все более жесткие требования [1]. Это вызвано следующими причинами:

высокая стоимость линий электропередачи приводит к необходимости увеличения их пропускной способности, так как в ряде случаев строительство новых линий менее выгодно или невозможно;

в электрических сетях с параллельным включением линий различных классов напряжения, а также в ходе формирования кольцевых структур пропускная способность сети нередко оказывается сниженной, а линии более низких классов напряжений часто перегружаются, как следствие, растут потери электроэнергии [2].

В конце 90-х годов прошлого столетия Хингорани предложил концепцию развития гибких (управляемых) передающих систем переменного тока (FACTS). Основной идеей данной концепции — повышение управляемости сетей за счет использования устройств на основе силовой электроники [3]. Такие устройства позволяют обеспечить демпфирование колебаний низкой частоты, стабилизацию уровня напряжений, повышение как статической, так и динамической устойчивости и, как следствие всего вышеперечисленного, увеличение пропускной способности сети и снижение потерь мощности. В роли устройств, позволяющих обеспечить повышение гибкости систем переменного тока, были предложены:

тиристорно-управляемый компенсатор реактивной мощности (СТК);

установки продольной емкостной компенсации (УПК), управляемые тиристорными устройствами (TCSC);

тиристорно-управляемое фазоповоротное устройство (ФПУ); тиристорно-управляемые накопители электроэнергии;

параллельные, последовательные и комбинированные устройства компенсации реактивной мощности на полностью управляемых вентилях [1–3].

Основная цель данной работы — улучшение характеристик установившихся режимов и повышение уровня статической и динамической устойчивости линий электропередачи переменного тока большой протяженности на примере транзита 500 кВ длиной 1030 км «Imperatriz — Serra da Mesa» в Бразилии за счет совместного применения управляемых устройств продольной и поперечной компенсации реактивной мощности.

Для этого необходимо выполнить следующее:

анализ установившихся режимов протяженной линии электропередачи; определение предельных передаваемых мощностей при различных степенях продольной компенсации (вплоть до 100%); выбор мест установки и минимально необходимых объемов устройств управляемой поперечной компенсации;

исследование статической устойчивости протяженной линии электропередачи в широком диапазоне режимов работы — от холостого хода до передачи натуральной мощности и более;

определение оптимального состава и настроечных параметров управляемых устройств продольной и поперечной компенсации.

## Бразильская электропередача 500 кВ «Imperatriz — Serra da Mesa»

До начала 2000-х годов в Бразилии существовали две основные энергосистемы, которые не были связаны между собой: Юг — Юго-восток и Север — Северо-Восток. В 1999 году произошло объединение этих двух энергосистем посредством электропередачи 500 кВ «Север — Юг» с установленными на ней устройствами продольной компенсации и регулируемыми продольными элементами (TCSC). Общая протяженность электропередачи составляет 1030 км (рис. 1). Энергосистема Севера генерирует 16,5 ГВт, Юга — 45 ГВт [4].





Электропередача оборудована неуправляемыми устройствами продольной компенсации, которые представляют собой шесть групп конденсаторных батарей, компенсирующих 54% индуктивного сопротивления передачи, (по 161 МВАр каждая). Кроме того, по концам линии установлены два устройства управляемой продольной компенсации (TCSC), каждое из которых соответствует 6% индуктивного сопротивления передачи в установившемся режиме. Их основной функцией является демпфирование межсистемных колебаний низкой частоты (0,2 Гц). Они расположены на подстанциях Imperatriz (Север) и Serra da Mesa (Юг). Поперечная компенсация составляет 95% и состоит из неуправляемых реакторов.

Однако, несмотря на применение TCSC по концам линии, при передаче мощности 300 MBT возникают межсистемные колебания (рис. 1, e), время затухания которых более 20 c [5].

В принятом исполнении электропередача имеет ряд существенных недостатков:

несмотря на то, что линия предназначалась для передачи мощности до 1300 MBт, реальная предельная передаваемая мощность значительно меньше;

на рассматриваемой электропередаче применяются неуправляемые устройства поперечной компенсации, что в значительной степени снижает уровень статической устойчивости и возможности регулирования напряжения на промежуточных подстанциях [6];

вместо автоматических регуляторов возбуждения сильного действия синхронных генераторов применяются сложные управляемые устройства продольной компенсации для демпфирования межсистемных колебаний низкой частоты.

Вместе с тем линии с подобного рода характеристиками широко распространены в крупных энергообъединениях различных стран. Среди наиболее характерных примеров: ЛЭП 500 кВ Mead-Phoenix в США, передача 400 кВ Roukela-Raipur в Индии, транзиты 500 кВ Саяно-Шушенская ГЭС – Новокузнецкая в России, Экибастузская ГРЭС — Алматы в Казахстане и т.п. Таким образом, подробный анализ одного из таких примеров позволит в дальнейшем распространить полученный опыт на достаточно широкий круг объектов по всему миру.

# Оптимизация установившихся режимов и повышение предельных передаваемых мощностей гибкой электропередачи с устройствами продольной и поперечной компенсации

Базовый вариант передачи «Imperatriz — Serra da Mesa» предполагает установку следующих устройств компенсации (рис. 1, *в*):

в узлах 2–8 установлены неуправляемые шунтирующие реакторы по 132 МВАр (0,109 о.е. при  $U_{6a3} = 500 \text{ кB}$ ,  $S_{6a3} = 500^2/206,7 =$ = 1210 МВА и суммарном индуктивном сопротивлении линии 0,418 + 0,217 +0,315 + 0,319 = = 1,269 о.е.) каждый;

на участках 1–2, 5–6, 9–10 расположены устройства продольной компенсации, мощностью по 161 МВАр каждый, а на участках 3–4, 7–8 – по 323 МВАр каждый.

Передаваемая мощность изменялась в пределах от 0 до 1,5 о.е., охватывая, таким образом, все режимы работы линии — от холостого хода до натуральной мощности (1 о.е.) и далее до предельной.

Уровень напряжений в узлах электропередачи не фиксирован специально для того, чтобы оценить их зависимость от передаваемой по линии активной мощности, а также от конкретного набора устройств продольной и поперечной компенсации.

В ходе моделирования было установлено, что при передаче по рассматриваемой линии активной мощности  $P_{\Pi \ni \Pi}$  менее 0,8 о.е. отклонения уровней напряжения в узлах остаются в диапазоне  $\pm 5\%$  от  $U_{\text{ном}}$ , что приемлемо с точки зрения износа изоляции ЛЭП (рис. 2). Дальнейшее увеличение передаваемой мощности до 0,8 о.е. приводит к повышению напряжения до 1,051 о.е. (525,5 кВ) в конце участка 8-9, протяженностью 258 км. Увеличение передаваемой по линии мощности выше значения 0,8 о.е. приводит к увеличению перенапряжений в конце данного участка, в конце участка линии 6-7, протяженностью 255 км, а также к снижению напряжения в конце участка линии 4-5, протяженностью 174 км. При передаче активной мощности равной 1,5 о.е. перенапряжения в конце электропередачи достигают порядка 10% от *U*<sub>ном</sub>.

Внесем изменения в конфигурацию существующей линии электропередач: заменим все неуправляемые шунтирующие реакторы



Рис. 2. Зависимости уровней напряжения в конце каждого из четырех (L1-L4) участков электропередачи от передаваемой мощности Fig. 2. The diagram of voltage level at the ends of line section (L1-L4) as a function of transmitted power

на управляемые [7]. Определим, как изменение мощности устройств поперечной компенсации повлияет на величину предельной передаваемой мощности и на уровень напряжений в узлах. Из соображений сохранения диэлектрической прочности и предотвращения перенапряжений уровень отклонения напряжений во всех режимах работы рассматриваемой линии электропередач не должен выходить за пределы  $\pm 5\%$  от  $U_{\rm HOM}$ , за исключением режимов, близких к предельным.

При передаче по линии активной мощности равной 0,71 о.е. реакторы R4 и R8 практически полностью выводятся из работы (рис. 3). При увеличении передаваемой мощности до 0,9 о.е. дополнительно выводится реактор R2. Дальней-





Fig. 3. The diagram of shunt compensation device conductivities as a function of transmitted power

шее увеличение передаваемой активной мощности при фиксированной реактивной мощности нагрузки требует либо использования управляемых устройств поперечной компенсации, способных генерировать реактивную мощность, либо вывода УШР из работы.

Генерация реактивной мощности в промежуточных узлах электропередачи (за счет СТК [8] или СТАТКОМ) позволит увеличить предельную передаваемую мощность до значений выше натуральной мощности, сохранив при этом оптимальный уровень напряжений. Величина передаваемой мощности в таком случае зависит от мощности устройств поперечной компенсации. Кроме того, рис. 3 показывает, что применение управляемых устройств во всех узлах передачи — это избыточно. Поэтому следующая задача — выбор необходимого состава управляемых устройств поперечной компенсации при соблюдении оптимального распределения напряжений вдоль всех участков электропередачи.

В случае, когда управляемыми являются упомянутые ранее устройства поперечной компенсации R2, R4 и R8, эпюра распределения напряжений выглядит практически однородной (рис. 4). Размещение устройств поперечной компенсации с возможностью генерации реактивной мощности по концам и в середине линии позво-



Рис. 4. Зависимости проводимостей реакторов от величины передаваемой мощности
(*a*) при управлении устройствами R2, R4 и R8 и эпюра распределения напряжений вдоль линии (б)
Fig. 4. The diagrams of shunt compensation device conductivities (R2, R4 and R8 are controlled ones) as a function of transmitted power (*a*) and voltage level along the line (б)

ляет в значительной степени улучшить распределение напряжений вдоль линии электропередач и увеличить активную мощность, передаваемую при условии поддержания оптимального уровня напряжения в узлах линии.

Дальнейшее увеличение передаваемой мощности (до 1,5 о.е.) приведет к тому, что перенапряжения или снижения напряжения в узлах схемы будут проявляться в значительной степени, а возможность удержания напряжения в заданных пределах будет зависеть от мощности устройств, генерирующих реактивную мощность. В этом случае возникает необходимость в применении дополнительных управляемых устройств в узлах 1 и 6 (рис. 5) Таким образом, для обеспечения работы линии электропередач в широком диапазоне режимов при условии поддержания уровня напряжений в узлах в диапазоне ( $1 \pm 0,05$  о.е.)  $U_{\text{ном}}$  необходимо размещать управляемые устройства поперечной компенсации в середине (R4, R6) и по концам (R1, R2, R8) линии. При этом они должны иметь техническую возможность генерировать реактивную мощность или, по крайней мере, быть выведенными из работы. Такая конфигурация электропередачи позволит с учетом 20% запаса по мощности передавать по линии  $P_{\Pi \ni \Pi} = 1,2$  о.е., что на 0,56 о.е. (677 МВт) больше, чем в исходном варианте.



Рис. 5. Зависимости проводимостей реакторов от величины передаваемой мощности (*a*) при управлении устройствами R1, R2, R4, R6 и R8 и эпюра распределения напряжений вдоль линии (*б*) Fig. 5. The diagrams of shunt compensation device conductivities (R1, R2, R4, R6 and R8 are controlled ones) as a function of transmitted power (*a*) and voltage level along the line (*б*)

Рассмотрим случай увеличения степени компенсации реактивного сопротивления линии электропередачи «Ітрегаtriz — Serra da Mesa» вплоть до 100%. Мощность устройств продольной компенсации принята равной  $218/S_{6a3}$ [MBT]. При индуктивном сопротивлении линии 1,269 о.е. емкостное сопротивление УПК составляет в данном опыте 0,18 + 0,36 + 0,18 + + 0,36 + 0,18 = 1,261 о.е., то есть, достигнута практически полная компенсация индуктивного сопротивления линии. Стоит отметить, что продольные емкости распределены по подстанциям равномерно. Данное распределение не полностью соответствует распределению индуктивного сопротивления линии по длине.

При работе линии, оборудованной шунтирующими реакторами, как на холостом ходу, так и при передаче натуральной мощности появляется колебательная неустойчивость [9]. Для того чтобы определить предельную степень компенсации, при которой возможна устойчивая работа линии, емкость УПК уменьшалась до тех пор, пока вещественная часть корней характеристического уравнения в математической модели электропередачи не перешла в отрицательную область.

Из расчетов собственных значений системы уравнений, описывающих электропередачу, (здесь не приводится) следует, что при использовании УПК устойчивая работа линии возможна при степени компенсации не более 98%. Кроме того, при увеличении передаваемой мощности на линии все более явно выражается падение напряжения к концам участков ЛЭП и повышение напряжения на участков ЛЭП и повышение напряжения на участках УПК. На отдельных участках электропередачи перенапряжения составляют 1,227 о.е., что говорит о невозможности работы линии при данной конфигурации устройств продольной и поперечной компенсации.

При замене всех неуправляемых устройств на управляемые в случае передачи 1,0 о.е. активной мощности перенапряжения на УПК достигают 12%, а падение напряжения 16%. При степени компенсации 99% и установке управляемых устройств поперечной компенсации возможна передача активной мощности 0,6 о.е. в условиях поддержания уровней напряжений в узлах в диапазоне ( $1 \pm 0,05$  о.е.) от номинального значения. Дальнейшее увеличение передаваемой мощности приведет к недопустимым перенапряжения.

# Исследование статической устойчивости гибкой электропередачи и определение оптимальных настроечных параметров устройств продольной и поперечной компенсации

Рассмотрим исходный вариант электропередачи «Imperatriz — Serra da Mesa» со следующими устройствами продольной и поперечной компенсации:

в узлах 2–8 установлены неуправляемые шунтирующие реакторы по 132 MBAp каждый;

на участках 1–2, 5–6, 9–10 расположены устройства продольной компенсации, мощностью по 161 МВАр каждый, а на участках 3–4, 7–8 – по 323 МВАр каждый [4, 5].

В качестве устройств, способных осуществлять регулирование при малых и конечных возмущениях, в данном случае выступают только автоматические регуляторы возбуждения пропорционального действия (АРВ-ПД), установленные на генераторах объединенных энергосистем Севера и Юга.

Управление системами АРВ-ПД эквивалентных генераторов (например, по напряжению с минимальным коэффициентом регулирования  $K_{0u} = -5$ ) позволяет сохранить апериодическую устойчивость при малых возмущениях (табл. 1), о чем можно судить по корням характеристического уровня: при этом отрицательный вещественный корень остается практически неизменным, а частота колебаний варьируется в диапазоне 0,502–0,554 Гц (или 3,152–3,478 рад/с).

При минимальном сохранении апериодической устойчивости на первый план выходит проблема обеспечения устойчивости колебательной. Основную составляющую колебаний в данном случае характеризует пара корней  $-0,070 \pm j3,478$  (для режима холостого хода). В рассматриваемой ситуации эта пара корней является устойчивой, однако степень затухания остается очень низкой, и при увеличении коэффициента регулирования по отклонению напряжения  $K_{0u}$  в АРВ-ПД возможно нарушение колебательной статической устойчивости.

В случае замены неуправляемых шунтирующих реакторов на управляемые регулирование в системе происходит за счет устройств поперечной компенсации, а также с помощью автоматических регуляторов возбуждения пропорционального действия примыкающих станций. Управление шунтирующими реакторами может

## Таблица 1

Корни характеристического уравнения при управлении АРВ-ПД генераторов для различных значений передаваемой по линии мощности

Table 1

### The roots of the characteristic equation under AVR generator control for different values of the transmitted power

Передаваемая по ЛЭП мощность Р <sub>лэп</sub> , о.е.	Корни характеристического уровня				
0	$\begin{array}{c} -0,897 \pm j0,326 \\ -0,812 \pm j0,894 \\ -0,070 \pm j3,478 \\ -0,054 \\ -0,037 \end{array}$				
0,5	$\begin{array}{c} -0,850 \pm j0,441 \\ -0,817 \pm j0,893 \\ -0,104 \pm j3,349 \\ -0,052 \\ -0,039 \end{array}$				
1,0	$\begin{array}{c} -0,824\pm j0,893\\ -0,790\pm j0,551\\ -0,148\pm j3,152\\ -0,049\\ -0,042\end{array}$				

осуществляться с использованием как только канала по отклонению напряжения, так и дополнительных каналов по отклонению частоты и ее производной (рис. 6). В случае использования отклонения напряжения как основного канала управляемые реакторы способны удерживать оптимальный уровень напряжения практически во всех режимах работы электропередачи — от режима холостого хода до передачи мощностей, близких к натуральной мощности линии и более [10, 11]. Добавление обратных связей по отклонению частоты и ее производной позволяет также демпфировать колебания при малых возмущениях (табл. 2). Так, степень затухания при использовании УШР с обратной связью по частоте составляет -1,809 1/с, что на порядок выше степени затухания при использовании неуправляемых реакторов (-0,148 1/с) (рис. 7, *a*).

Стоит отметить, что использование вместо реакторов R2, R4, R6, R8 устройств поперечной компенсации с возможностью не только потреблять, но и генерировать реактивную мощность (СТК) позволит значительно улучшить эффект, полученный при применении УШР с каналами управления по отклонению напряжения, отклонению частоты и производной отклонения частоты.



Рис. 6. Схема управления устройств продольной и поперечной компенсации с каналами регулирования по напряжению, частоте и ее производной Fig. 6. Control diagram of series and shunt compensation devices with voltage, frequency and its derivative feedbacks

### Таблица 2

## Корни характеристического уравнения для различных вариантов поперечной компенсации при передаче по линии натуральной мощности

Table 2

The roots of the characteristic equation under different shunt compensation configuration in surge impedance mode

Вариант поперечной компенсации	Корни характеристического уровня			
ШР	$-1-0,824 \pm j0,893-0,790 \pm j0,551-0,148 \pm j3,152-0,050-0,042$			
УШР с <i>К</i> <sub>0и</sub>	$-1-0,880 \pm j0,560-0,2448-0,2448-0,045-0,045-0,042$			
УШР с <i>K</i> <sub>0u</sub> , <i>K</i> <sub>0w</sub> , <i>K</i> <sub>1w</sub>	-0,995 -0,872 -0,357 - <b>1,809 ± j2,043</b> -0,056 -0,033			

Рассмотрим случай, при котором генераторы примыкающих станций оснащены автоматическими регуляторами возбуждения сильного действия (АРВ-СД), имеющими каналы регулирования по отклонениям напряжения и частоты и по их производным.

Для всех рассматриваемых режимов с помощью метода сдвига собственных значений матрицы переменных состояния [12] получены следующие оптимальные настройки АРВ-СД:

для эквивалентного генератора G1

$$\begin{split} K_{0u} &= -60,84 \; \frac{\text{eq.B030.HOM.}}{\text{eq.Hanp.}}; \\ K_{1u} &= -19,44 \; \frac{\text{eq.B036.HOM.}}{\text{eq.Hanp./c}}; \\ K_{0w} &= 1,5661 \; \frac{\text{eq.B036.HOM.}}{\text{pad/c}}; \\ K_{1w} &= 0,74 \; \frac{\text{eq.B036.HOM.}}{\text{pad/c}^2}; \end{split}$$

для эквивалентного генератора G2

$$\begin{split} K_{0u} &= -48,99 \; \frac{\text{ed.B030.HOM.}}{\text{ed.Hanp.}}; \\ K_{1u} &= -26,586 \; \frac{\text{ed.B036.HOM.}}{\text{ed.Hanp./c}}; \\ K_{0w} &= 0,36 \; \frac{\text{ed.B036.HOM.}}{\text{pad/c}}; \\ K_{1w} &= 0,49 \; \frac{\text{ed.B036.HOM.}}{\text{pad/c}^2}. \end{split}$$

При данной настройке регуляторов возбуждения обеспечивается устойчивая работа электропередачи в широком диапазоне режимов — от режима холостого хода до режима передачи натуральной мощности (табл. 3, вторая строка).

По кривым на рис. 7, *б* видно, что наименьшими амплитудой и длительностью колебаний при малых возмущениях обладает конфигурация электропередачи, в которой используются APB-СД генераторов и УШР с регулированием только

Таблица 3

Корни характеристического уравнения при координации различных систем регулирования

Table 3

### The roots of the characteristic equation under coordination of various control systems

Вариант координации	Корни				
различных систем	характеристического				
регулирования	уравнения				
	$-1,8086 \pm j2,0432$				
	-0,99523				
АРВ-ПД	-0,87192				
и УШР с $K_{0\nu}, K_{0\nu}, K_{1\nu}$	-0,35653				
	-0,05635				
	-0,03323				
	$-2,279 \pm j3,397$				
	$-1,291 \pm j1,382$				
АРВ-СД	$-1,140 \pm j0,327$				
и УШР с <i>K</i> <sub>0µ</sub> , <i>K</i> <sub>0w</sub> , <i>K</i> <sub>1w</sub>	-0,569				
	-0,071				
	-0,028				
	$-3,761 \pm j3,380$				
	$-1,395 \pm j1,774$				
TCSC	$-1,671 \pm j0,967$				
и УШР с $K_{0\mu}, K_{0\mu}, K_{1\mu}$	-1,001				
042 002 10	-0,048				
	-0,038				

по напряжению. Это означает, что необходима совместная координация настроек различных регуляторов (АРВ-СД, СТК и ТСЅС), позволяющая преодолеть указанные недостатки.

Рассмотрим вариант совместной координации настроек автоматических регуляторов возбуждения сильного действия генераторов примыкающих станций, TCSC, а также управляемых устройств поперечной компенсации, способных генерировать реактивную мощность.

Для всех рассматриваемых режимов с помощью метода сдвига собственных значений были получены следующие оптимальные настройки устройств регулирования:

для эквивалентного генератора G1

$$K_{0u} = -8.5$$
;  $K_{1u} = -0.129$ ;  
 $K_{0w} = 0.545$ ;  $K_{1w} = 0.231$ ;

для эквивалентного генератора G2

$$K_{0u} = -8,5$$
;  $K_{1u} = -0,929$ ;  
 $K_{0w} = 0,713$ ;  $K_{1w} = 0,105$ ;  
для TCSC1  
 $K_{IL} = -0,259$ ;  $K_{0w} = -0,066$ ;  $K_{1w} = -0,001$ ;  
для TCSC2  
 $K_{IL} = -0,108$ ;  $K_{0w} = -0,002$ ;  $K_{1w} = -0,0136$ .

---

Появление в устройствах регулирования каналов регулирования по частоте и ее производной приведет к появлению дополнительных составляющих межсистемных колебаний (табл. 3, третья строка). Однако, как видно из рисунка 7, *в*, эти составляющие практически никак себя не проявляют, то есть имеют малые показатели наблюдаемости.





Рис. 7. Взаимный угол δ<sub>G1-G2</sub> между роторами эквивалентных генераторов Севера и Юга при передаче натуральной мощности и применении различных управляемых устройств:
 *a* — АРВ-ПД генераторов и УШР с дополнительным регулированием по частоте; *б* — АРВ-СД генераторов и УШР с регулированием по напряжению и/или частоте; *в*-раздельная настройка УШР и TCSC;
 *c* — совместная координация УШР и TCSC

Fig. 7. The mutual angle  $\delta_{G1-G2}$  between North and South equivalent generator rotors in surge impedance mode when implementing various controlled devices:

a – generator AVR and CSR with additional frequency control;  $\delta$  – generator AVR+PSS and CSR with voltage and/or frequency control; c – separate tuning of SSR and TCSC; d – joint coordination of CSR and TCSC

По представленным на рис. 7 кривым переходных процессов при малых возмущениях видно, что наибольшим эффектом обладает сильное регулирование возбуждения генераторов. Однако в силу большой территориальной рассредоточенности ГЭС в энергосистемах Севера и Юга такое управление не всегда может быть реализовано. Совместная координация управляемых устройств продольной и поперечной компенсации обладает несколько худшим эффектом, однако любой из представленных здесь результатов значительно превышает итоги измерений, показанные на рис. 2, *г*.

### Выводы по работе

Проведено исследование режимов и устойчивости гибкой линии электропередачи переменного тока с управляемой продольной и поперечной компенсацией. Показано, что установка управляемых устройств поперечной компенсации в дополнение к существующей продольной позволяет повысить предел передаваемой мощности практически в два раза (с 0,8 до 1,55 о.е.) при поддержании уровней напряжений в допустимых пределах.

Определен минимально возможный оптимальный состав устройств управляемой поперечной компенсации. Показано, что нет необходимости в замене всех шунтирующих реакторов на управляемые устройства с возможностью генерации реактивной мощности. Для оптимальной работы электропередачи в широком диапазоне режимов достаточно установить данные устройства по концам (R2, R8) и в середине (R4, R6) линии.

На основе расчетов совокупности режимов работы протяженной электропередачи в диапазоне от холостого хода до предельных мощностей обоснован комплекс мероприятий, направленных на увеличение запаса статической устойчивости. Выявлено, что исходный вариант электропередачи с неуправляемыми устройствами поперечной компенсации обладает низким запасом апериодической устойчивости. Установлено, что решить проблему колебательной устойчивости можно с помощью устройств регулирования, имеющих каналы управления по частоте и ее производной. Такими устройствами в первую очередь являются АРВ-СД генераторов примыкающих станций и TCSC, установленные по концам электропередачи.

Показано, что предлагаемые мероприятия позволяют решить проблемы апериодической и колебательной устойчивости рассматриваемой электропередачи, а также достичь оптимальных результатов по увеличению запаса устойчивости. Наилучшие результаты получены при реализации следующих мероприятий: совместной настройки АРВ-ПД и управляемых устройств поперечной компенсации с каналами регулирования по напряжению, частоте и ее производной; совместной настройки TCSC и управляемых устройств поперечной компенсации; совместной настройки АРВ-СД и управляемых устройств продольной и поперечной компенсации.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Беляев А.Н., Евдокунин Г.А., Смоловик С.В., Чудный В.С. О применении устройств управляемой поперечной компенсации для транзитных электропередач класса 500 кВ // Электричество. 2009. № 2. С. 2–13.

2. Кочкин В.И., Шакарян Ю.Г. Применение гибких (управляемых) систем электропередачи переменного тока в энергосистемах. М.: Изд-во «ТОРУС ПРЕСС», 2011, 312 с.

3. **Hingorani N.G., Gyugyi L.** Understanding FACTS. Concept and technology of Flexible AC Transmission Systems. New York: IEEE press. 2000. 432 p.

4. **Gama C.** Brazilian North-South Interconnection control-application and operating experience with a TCSC // IEEE Power Engineering Society Summer Meeting. 18–22 July 1999. Vol. 2. P. 1103–1108.

5. Gama C., Tenorio R. Improvements for power systems performance: modeling, analysis and benefits of TCSCs // IEEE Power Engineering Society Winter Meeting. 2000. Vol. 2. P. 1462–1467.

6. Шакарян Ю.Г., Фокин В.К., Лихачев А.П. Установившиеся режимы работы электроэнергетических систем с устройствами FACTS // Электричество. 2013. № 12. С. 2–13. 7. Smolovik S.V., Belyaev A.N., Bryantsev A.M. Magnetically controlled shunt reactor use in 110–500 kV power grids // CIGRE. Session 2016. B4–209.

8. Кочкин В.И., Нечаев О.П. Применение статических компенсаторов реактивной мощности в электрических сетях энергосистем и предприятий. М.: Изд-во НЦ ЭНАС., 2000.

9. Belyaev A.N., Efremov D. The suppression of slightly damped torsional oscillations in autonomous power systems // 2017 IEEE Conference of Russian Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering (EIConRus). St. Petersburg and Moscow, Russia. 2017. P. 1483–1487.

10. Lyamov A., Makarova M., Smolovik S.V. Controllable shunt reactor deployment effect on power station stability indices // 2015 IEEE Eindhoven PowerTech. Eindhoven. 2015. P. 1–4.

11. Беляев А.Н., Смоловик С.В. О быстродействии управляемых шунтирующих реакторов с точки зрения статической и динамической устойчивости электроэнергетических систем // Электрические станции. 2014. № 1. С. 27–30. 12. Груздев И.А., Масленников В.А., Устинов С.М. Разработка методов и программного обеспечения для анализа статической устойчивости и демпферных свойств больших энергосистем // Методы и программное обеспечение для расчетов колебательной устойчивости энергосистем (ФЭО). СПб., 1992. С. 66–88.

13. Беляев А.Н., Брянцев А.М., Смоловик С.В. Применение управляемых подмагничиванием шунтирующих реакторов в электроэнергетических системах // Энергетик. 2016. № 8. С. 9–13.

14. Manjusha K., Balamurugan S., Kirthika N. Real power flow control in transmission system using TCSC // 2016 Biennial International Conference on Power and Energy Systems: Towards Sustainable Energy (PESTSE). Bangalore, 2016. P. 1–5.

15. Lei B., Fei S., Wu X. Nonlinear coordinated control of generator excitation and SVC in multi-machine power systems using energy-shaping method // 2014 International Conference on Information Science, Electronics and Electrical Engineering. Sapporo, 2014. P. 200–204.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ХАЗОВ Максим Андреевич** — инженер Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: niel@eef.spbstu.ru

**ЧЕРНЯЕВ Петр Валерьевич** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: chernyaev petr 92@mail.ru

**БЕЛЯЕВ Андрей Николаевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: andrey.belyaev@gmail.com

# REFERENCES

[1] Belyaev A.N., Evdokunin G.A., Smolovik S.V., Chudny V.S. O primenenii ustroystv upravlyayemoy poperechnoy kompensatsii dlya tranzitnykh elektroperedach klassa 500 kV. *Elektrichestvo*. 2009. № 2. S. 2–13. (rus.)

[2] **Kochkin V.I., Shakaryan Yu.G.** Primeneniye gibkikh (upravlyayemykh) sistem elektroperedachi peremennogo toka v energosistemakh. M.: Izd-vo «TORUS PRESS», 2011, 312 s. (rus.)

[3] **Hingorani N.G., Gyugyi L.** Understanding FACTS. Concept and technology of Flexible AC Transmission Systems. New York, *IEEE press.* 2000, 432 p.

[4] **Gama C.** Brazilian North-South Interconnection control-application and operating experience with a TCSC. *IEEE Power Engineering Society Summer Meeting*. 18–22 July 1999. Vol. 2. P. 1103–1108.

[5] Gama C., Tenorio R. Improvements for power systems performance: modeling, analysis and benefits of TCSCs. *IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*. 2000. Vol. 2. P. 1462–1467.

[6] Shakaryan Yu.G., Fokin V.K., Likhachev A.P. Ustanovivshiyesya rezhimy raboty elektroenergeticheskikh sistem s ustroystvami FACTS. *Elektrichestvo.* 2013.  $\mathbb{N}^{0}$  12. S. 2–13. (rus.)

[7] Smolovik S.V., Belyaev A.N., Bryantsev A.M. Magnetically controlled shunt reactor use in 110–500 kV power grids. *CIGRE. Session 2016*. B4–209.

[8] **Kochkin V.I., Nechayev O.P.** Primeneniye staticheskikh kompensatorov reaktivnoy moshchnosti v elektricheskikh setyakh energosistem i predpriyatiy. M.: Izd-vo NTs ENAS., 2000.

[9] **Belyaev A.N., Efremov D.** The suppression of slightly damped torsional oscillations in autonomous power systems. 2017 IEEE Conference of Russian Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering (EIConRus). St. Petersburg and Moscow, Russia. 2017. P. 1483–1487.

[10] **Lyamov A., Makarova M., Smolovik S.V.** Controllable shunt reactor deployment effect on power station stability indices. *2015 IEEE Eindhoven PowerTech*. Eindhoven, 2015. P. 1–4.

[11] Belyaev A.N., Smolovik S.V. O bystrodeystvii upravlyayemykh shuntiruyushchikh reaktorov s tochki zreniya staticheskoy i dinamicheskoy ustoychivosti elektroenergeticheskikh system. *Elektricheskiye stantsii.* 2014.  $\mathbb{N}^{\circ}$  1. S. 27–30. (rus.)

[12] Gruzdev I.A., Maslennikov V.A., Ustinov S.M. Razrabotka metodov i programmnogo obespecheniya dlya analiza staticheskoy ustoychivosti i dempfernykh svoystv bolshikh energosistem. *Metody i programmnoye obespecheniye dlya raschetov kolebatelnoy ustoychivosti energosistem (FEO)*. SPb., 1992. S. 66–88. (rus.)

[13] Belyaev A.N., Bryantsev A.M., Smolovik S.V. Primeneniye upravlyayemykh podmagnichivaniyem shuntiruyushchikh reaktorov v elektroenergeticheskikh sistemakh. *Energetik*. 2016.  $\mathbb{N}$  8. S. 9–13. (rus.)

[14] Manjusha K., Balamurugan S., Kirthika N. Real power flow control in transmission system using TCSC. 2016 Biennial International Conference on Power and Energy Systems: Towards Sustainable Energy (PESTSE). Bangalore, 2016. P. 1–5.

[15] Lei B., Fei S., Wu X. Nonlinear coordinated control of generator excitation and SVC in multi-machine power systems using energy-shaping method. *2014 International Conference on Information Science, Electronics and Electrical Engineering.* Sapporo, 2014. P. 200–204.

## **AUTHORS**

KHAZOV Maksim A.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: niel@eef.spbstu.ru
CHERNYAEV Piotr V.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: chernyaev\_petr\_92@mail.ru
BELYAEV Andrey N.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.

E-mail: andrey.belyaev@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 9 октября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230408 УДК 621.224

Е.В. Георгиевская

ОАО «НПО ЦКТИ», Санкт-Петербург, Россия

# ЭНЕРГЕТИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ОЦЕНКЕ ДИНАМИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ В ГИДРОТУРБИНАХ

Предлагаемый в статье подход к расчетному определению фактически действующих динамических напряжений в лопастной системе рабочих колес гидравлических турбин позволяет проводить быструю расчетную оценку «сверху» на базе эксплуатационной характеристики гидротурбины. Подход основан на существовании связи между уровнем динамических возмущений потока в проточной части гидротурбин и суммарными потерями энергии, отражающимися на величине КПД для данного режима работы, а также практически линейной зависимости максимальных напряжений в лопастной системе от мощности при заданных величинах напора и скорости вращения агрегата. Сопоставление результатов натурных экспериментов и проведенных автором расчетных оценок убедительно доказывает правомерность и целесообразность предлагаемого подхода. ГИДРОТУРБИНА; ПРОЧНОСТЬ; НАДЕЖНОСТЬ; РЕСУРС; ДИНАМИЧЕСКИЕ НАПРЯЖЕНИЯ; ЭКС-ПЛУАТАЦИОННАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА.

### Ссылка на цитирование:

Е.В. Георгиевская. Энергетический подход к оценке динамических напряжений в гидротурбинах // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 89–97. DOI: 10.18721/JEST.230408.

E.V. Georgievskaia

JSC «NPO CKTGI», St. Petersbur, Russia

# THE ENERGY APPROACH FOR ASSESSMENT OF DYNAMIC STRESSES IN HYDRAULIC TURBINES

Determination of dynamic stresses is an important step in assessing the strength, reliability and lifetime of hydraulic turbines. The diversity and complexity of dynamic processes in the flow part of hydraulic units cause major difficulties in their formalization and numerical simulations even for the steady state near the best efficient point. Experimental methods for determining dynamic stresses in the critical elements of full-scale hydraulic turbines, primarily the blade runner system, have a high cost, and the equipment has to be stopped for a long time for preparatory operations to be performed. Model experiments are usually carried out only at the design stage, which does not reflect all the specifics of hydraulic unit operation at the HPP. The approach to determining the actual dynamic stresses in the runner blades of a hydraulic turbine proposed in this article allows carrying out a quick estimate "from above" on the basis of the Hill chart of the turbine. The approach is based on the relationship between the level of dynamic perturbation flow in the flow part of the hydraulic turbine and the total energy losses affecting the efficiency value for this regime, and also the linear dependence of maximum stresses in the blade on the power for the given head values and rotation speed. A comparison of the experiments and the estimates conducted by the author proves the validity and feasibility of the proposed approach. HYDROTURBINE; STRENGTH; RELIABILITY; LIFETIME; DYNAMIC STRESSES; HILL CHART.

## Citation:

E.V. Georgievskaia, The energy approach for assessment of dynamic stresses in hydraulic turbines, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of energineering sciences and technology*, 23(04) (2017)89–97, DOI: 10.18721/JEST.230408.

### Введение

Оценка прочности, надежности и ресурса гидротурбин (ГТ) — актуальная задача на всех стадиях жизненного цикла оборудования, она охватывает целый комплекс теоретических, расчетных и экспериментальных работ. Один из важных этапов этого комплекса — расчетное обоснование ресурсных характеристик ГТ, определяемых преимущественно напряженнодеформированным состоянием (НДС) ресурсоопределяющих элементов, в первую очередь — рабочего колеса (РК).

Как показывает накопленный за многие годы опыт эксплуатации и ремонтов гидротурбин, ведущее влияние на снижение надежности и ресурсных характеристик, в том числе появление трещин в ресурсоопределяющих элементах, оказывают динамические напряжения. Их уровень существенно зависит от режима работы гидроагрегата (ГА), его конструкции и индивидуальных особенностей, определяемых условиями монтажа и проведенных ремонтов.

Высокий уровень неопределенности нагрузок, фактически действующих на элементы ГА, и широкий диапазон изменения режимных факторов (мощность, напор) объясняют, почему до сих пор задача определения НДС ресурсоопределяющих элементов ГТ не решена до конца.

### Состояние вопроса

При классическом подходе для решения этой задачи должна быть построена расчетная математическая модель исследуемого ресурсоопределяющего элемента, включающая геометрию объекта, условия его закрепления, внешние нагрузки на каждом рассматриваемом режиме и характеристики используемых материалов. Далее, применяя аппарат теории упругости или упруго-пластичности, механики деформируемого твердого тела, механики разрушений, в том числе реализуемый в современных расчетных компьютерных программных комплексах, определяются внутренние напряжения в элементах оборудования, выделяются их статическая и динамическая составляющие.

Сложность заключается в том, что даже с учетом высокого современного уровня вычислительной техники и больших достижений в области компьютерного 3D-моделирования сложных технических систем [1–8] опреде-

ление внешних гидродинамических нагрузок на элементы гидротурбин связано со значительными техническими трудностями и требует больших временных и финансовых затрат. Следует отметить также, что численные методики не всегда дают удовлетворительные по погрешности и/или достоверности результаты, что связано с конструктивно-технологическими особенностями ГТ и сложностью протекающих в проточной части процессов.

Альтернативой расчетному способу определения внутренних напряжений, в том числе динамических, в элементах ГТ является экспериментальный подход — тензометрирование на натурном агрегате или масштабной модели [9–13]. Измеренные величины напряжений при этом ассоциируются не только с конкретным ГА, но и с конкретным режимом его работы и конкретной точкой измерения. Например, сезонные колебания напора ГЭС приводят к изменению режима работы агрегата и, следовательно, изменению напряжений в лопастной системе рабочего колеса. В силу очевидных обстоятельств при проведении натурных испытаний практически не представляется возможным получить необходимые данные для всего диапазона разрешенных напоров. Распространение результатов тензометрирования на другие режимы и конструктивно аналогичные агрегаты требует серьезного научного обоснования либо широкого экспериментального подтверждения. К сожалению, на сегодняшний день этого еще не сделано.

Также важно отметить, что в отличие от численных методов экспериментальные дают возможность измерять параметр только в месте установки датчика, которое по конструктивным соображениям не всегда может быть выбрано оптимальным. Для повышения достоверности результатов и возможности их статистической обработки необходима установка большого количества датчиков в различных точках ГА и обеспечение идентичности мест их установки, например для разных лопастей. Это существенно повышает стоимость экспериментальных исследований и продолжительность подготовительных работ, сопряженных с выводом оборудования из эксплуатации.

Применяемые на стадии проектирования для оптимизации характеристик гидротурбины модельные испытания также не дают возможности получить достоверные величины динамических напряжений для разрабатываемой серии машин, поскольку не отражают всей специфики использования агрегата в условиях ГЭС и не всегда учитывают все элементы проточной части ГА [14, 15].

Перечисленные выше факторы не позволяют ют широко применять на практике для оценки динамических напряжений ни классический расчетный подход, ни экспериментальный метод тензометрирования. Особенно явно это проявляется на стадии эксплуатации оборудования при длительных и сверхдлительных сроках наработки, когда масштабные и дорогостоящие исследования становятся нецелесообразными.

В настоящее время при оценке ресурса, как правило, в расчеты закладывается, что динамические напряжения составляют 10% от статических<sup>\*</sup>, что для близких к оптимальным режимов работы в большинстве случаев слишком консервативно. На многих исследованных радиально-осевых (PO) агрегатах в зоне больших мощностей динамическая составляющая напряжений не превышала 5–7% от статической, а иногда снижалась даже до 3–4%, что с точки зрения ресурса эквивалентно увеличению расчетного срока службы ГА на 10 лет и более.

С другой стороны, для удаленных от оптимума по КПД режимов эксплуатации 10%-й уровень динамики слишком оптимистичен. Натурное тензометрирование показывает, что на малых частичных мощностях РО-турбин относительный уровень динамических напряжений может превышать даже 50%-й порог, а для ряда старых поворотно-лопастных (ПЛ) турбин нормативный 10%-й уровень может быть превышен в 1,5–2 раза даже в зоне оптимума.

Цель данной статьи — дать представление и обоснование энергетического подхода к определению фактических динамических напряжений в лопастной системе рабочих колес гидротурбин на стадии эксплуатации. Предлагаемый подход позволяет быстро и эффективно проводить инженерную оценку ресурса гидротурбин и своевременно проводить их ремонт или замену.

# Концепция энергетического подхода к оценке динамических напряжений

Предлагаемый в статье подход основывается на энергетических характеристиках турбины, связывая КПД фактического режима эксплуатации с уровнем действующих динамических напряжений в лопастях РК. Он позволяет проводить быструю расчетную оценку «сверху» на базе эксплуатационной характеристики гидротурбины, оценивая интегральное воздействие паразитных (не принимающих в полезной работе ГТ) вихревых структур потока и не отражая особенности протекающих процессов.

Как известно, при работе ГТ не вся энергия воды идет на совершение полезной работы. Суммарные потери мощности определяются коэффициентом полезного действия (КПД)  $\eta$  гидротурбины, который для большинства мощных ГТ при работе на оптимальных/номинальных параметрах лежит в диапазоне 0,8– 0,95. На практике относительную потерю мощности водотока  $\Delta N_i$  на данном режиме можно приблизительно оценить по формуле [16, 17]

$$\frac{\Delta N_i}{N_i} = \frac{1 - \eta_i}{\eta_i}$$

где  $\eta_i$  и  $N_i$  — соответственно КПД и мощность рассматриваемого режима.

В первом приближении при известном расходе Q через турбину и рабочем напоре H КПД может быть рассчитан по известной формуле:

$$\eta = N/(\gamma g Q H)$$

где N — мощность, g — ускорение свободного падения,  $\gamma$  — плотность среды.

Величина суммарных потерь энергии зависит от типа и компоновки турбины, ее размеров, быстроходности, режима работы, особенностей конструкции, технологии изготовления и монтажа, а также ряда других факторов. Принято выделять следующие группы потерь энергии:

гидравлические потери, связанные с вихреобразованием при течении воды через турбину, преодолением различных гидравлических сопротивлений (вязкое трение) в проточной части турбины и потерей кинетической энергии на выходе из отсасывающей трубы;

объемные потери, характеризующие перетекание части жидкости через зазоры между подвижными и неподвижными частями агре-

<sup>\*</sup> РД 24.122.14—89 Методы расчёта на прочность рабочих колёс гидравлических радиально-осевых турбин. М.: Министерство тяжелого машиностроения СССР, 1990. 53 с.

РД 24.122.15—89 Методы расчёта на усталостную прочность лопастей гидравлических поворотно-лопастных турбин.— М.: Министерство тяжелого машиностроения СССР,1990. 32 с.



Рис. 1. Пример эксплуатационной характеристики ГТ Fig. 1. Example of hydraulic turbines Hill chart

гата, а для ПЛ-турбин еще и протечками воды через зазоры между лопастями и втулкой рабочего колеса;

дисковые потери, обусловленные движением нерабочих поверхностей РК в воде (трение наружных поверхностей ободов и уплотнений радиально-осевого (РО) рабочего колеса о воду; вращение воды в зазорах между РК и неподвижными элементами);

механические потери, вызванные трением в опорных узлах (направляющие подшипники, подпятник) и уплотнениях вала; обычно к механическим потерям ГТ относят потери в турбинном подшипнике (ТП) и уплотнениях вала, а также половину потерь в подпятнике.

Описанные выше группы потерь энергии имеют различную природу и по-разному изменяются в зависимости от режима работы ГТ. На стадии проектирования проводятся соответствующие оценки по каждой группе потерь, которые потом

могут уточняться по результатам модельных или натурных испытаний. Однако в целях оценки динамического воздействия потока воды на лопастную систему РК натурного агрегата достаточно знать только суммарную величину потерь, которую для каждого режима работы ГТ можно определить по эксплуатационной характеристике.

Эксплуатационная характеристика (рис. 1) представляет собой семейство линий равных КПД, для натурной турбины обычно построенных в координатных осях «мощность N — напор H». Как правило, фактические значения КПД гидротурбин несколько отличаются от расчетных величин, нанесенных на заводской эксплуатационной характеристике, и могут быть определены по результатам натурных энергетических испытаний.

В рамках предлагаемой концепции считается, что вся энергия, подведенная к турбине и не совершившая полезной работы, идет на образование паразитных пульсаций давления, вызывающих динамические напряжения в лопастной системе рабочих колес. Очевидно, что при таком подходе уровень фактических динамических напряжений будет всегда ниже и при расчете идет в запас прочности и ресурса ГТ.

С другой стороны, многочисленные экспериментальные исследования на различных турбинах показывают, что максимальные напряжения в лопастной системе, вызванные гидравлическими нагрузками, прямо пропорциональны величине мощности. Это позволяет предположить, что величину относительных суммарных динамических напряжений  $\sigma_a/\sigma_r$ (отношение динамической составляющей напряжений на исследуемом режиме  $\sigma_a$  к соответствующей статической составляющей σ<sub>г</sub> от действия гидравлических сил) можно оценить согласно следующему соотношению:

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_r} = \frac{1 - \eta_i}{\eta_i}$$

Целесообразность и возможный диапазон применения предложенного подхода, а также оценка точности и погрешности приведены в следующем разделе.

### Результаты исследования

Описанная выше концепция была применена к оценке динамических напряжений ряда турбин, существенно отличающихся по типу (РО, ПЛ), мощности *N*, скорости вращения *n*,

										[			
Тип ГТ	$N_{\text{HOM}}, H$	Н м	η,%		n, D	Дм	n	$\sigma_a/\sigma_r,\%$					
		МВт	II HOM, WI	ном.	opt	факт.	об/мин	D, M	$n_s$	ном.	opt	факт.	ИЗМ.
ΡΟ* ΓΑ(	1) ГЭС-1	255	100	91,2	95,3	94,5	125	5,5	231	9,65	4,93	5,82	—
РО* ГА(2	2) ГЭС-1	255	100	91,2	95,3	95,0	125	5,5	231	9,65	4,93	5,26	4.2
РО ГА(3	3) ГЭС-1	217	96	91,9	93,3	93,1	125	5,5	224	8,80	7,18	7,41	5,6
РО ГА(4) ГЭС-1	лопасть А лопасть Б	217 217	96 96	91,9 91,9	93,3 93,3	93,2 93,2	125 125	5,5 5,5	224 224	8,80 8,80	7,18 7,18	7,30 7,30	2,8 2,9
РО ГА(5	5) ГЭС-1	217	96	91,9	93,3	93,2	125	5,5	224	8,80	7,18	7,30	4,0
РО ГА(1) ГЭС-2	лопасть А лопасть Б	245 245	85,5 85,5	93,0 93,0	95,3 95,3	95,1 95,1	125 125	5,5 5,5	276 276	7,53 7,53	4,93 4,93	5,21 5,21	6,3 5,9
РО ГА(2	2) ГЭС-2	245	85,5	93,0	95,3	95,1	125	5,5	276	7,53	4,93	5,15	4,0
РО ГА(3) ГЭС-2	лопасть А лопасть Б	245 245	85,5 85,5	93,0 93,0	95,3 95,3	95,1 95,1	125 125	5,5 5,5	276 276	7,53 7,53	4,93 4,93	5,19 5,19	2,0 2,3
РО Г	ЭС-3	256	170	92,6	94,3	_	200	_	191	7,99	6,04	_	_
РО Г	ЭС-4	305	223	90,5	92,8	_	205	4,8	152	10,5	7,76	_	_
РО Г	ЭС-5	508	93	89,5	91,2	_	94	7,5	268	11,7	9,65	_	_
РО Г	ЭС-6	640	194	92,0	92,6	_	143	6,8	183	8,70	7,99	_	_
РО Г	ЭС-7	340	65,5	95,1	95,6	_	91	7,5	329	5,15	4,60	_	_
пл г	ЭС-8	93	22,7	93,2	95,1	_	88	_	627	7,30	5,15	_	_
ПЛ Г	ЭС-9	69	58,5	91,3	_	_	188	4,2	353	9,53	_	_	_
ПЛ Г	ЭС-10	72	17	85,4	94,1	93,8	63	8,0	563	17,1	6,30	6,67	_
ПЛ Г	ЭС-11	59	14,3	88,0	_	_	62.5	_	630	13,6	_	_	
ПЛ Г	ЭС-12	90	26	86,5	92,0	_	83.3	_	493	15,6	8,70	_	_

Результаты расчетов динамических напряжений

\* — новое РК

быстроходности  $n_s$ , диаметрам РК *D* и напорам *H*. Выборочно результаты расчетов приведены в таблице и на рис. 2. Величины КПД  $\eta$  для номинального (ном.), оптимального (орt) и фактического (факт.) режимов приняты в соответствии с данными эксплуатационных характеристик. Фактический режим соответствует режиму, при котором были проведены испытания на натурном агрегате.

На графике (см. рис. 2) нанесены результаты эксперимента, соответствующие замерам динамических напряжений на натурных агрегатах: по данным прочностных испытаний, выполненных отделом гидроэнергетики и гидроэнергетического оборудования ОАО «НПО ЦКТИ» («эксперимент ЦКТИ») [12, 13] и по данным ЛМЗ («эксперимент ЛМЗ»), а также аппроксимирующая кривая («кривая ЛМЗ») [18]. Экспериментальные данные получены для режимов, близких к номинальному, на которых ГА используется продолжительное время.

На рис. 3 приведены сравнительные данные по величине относительных динамических напряжений, полученные расчетом по предлагаемому энергетическому подходу («расчет»), экспериментально измеренные на одном натурном ГА («эксперимент») и регламентированные нормативным документом<sup>\*\*</sup> («норматив»). Экспериментальные данные соответствуют максимальному значению по всем точкам измерений (10 из 14 лопастей).

Из представленных результатов можно сделать следующие выводы:

 предложенный подход хорошо согласуется с результатами экспериментов;

2) экспериментальные величины относительных динамических напряжений на близких к номинальному режимах для большинства РО-турбин не превышают регламентированный РД<sup>\*\*\*</sup> 10% порог; исключение составляют «устаревшие» РО-турбины ГЭС-4 и ГЭС-5, принятые в эксплуатацию в конце 60-х — начале 70-х годов прошлого века:

3) для ПЛ-турбин на номинальном режиме величина динамических напряжений может существенно превысить нормативные 10%\*\*\*\*, что необходимо учитывать при оценке ресурса. Данные по ПЛ-турбинам не столь представительны, как для PO, поэтому в настоящее время не могут быть использованы для установления каких-либо закономерностей;

4) относительные динамические напряжения на оптимальном и фактическом режимах эксплуатации меньше соответствующей величины на номинальном режиме: снижение динамики составляет до двух раз для РО и почти до трех раз для ПЛ-турбин;

5) величина относительных динамических напряжений падает с ростом быстроходности турбин; оценку динамических напряжений можно в первом приближении выполнять на базе аппроксимирующей степенной кривой, предложенной ЛМЗ («кривая ЛМЗ» на рис. 2), но с учетом поправки на разброс данных, которая дает увеличение относительных динамических напряжений порядка 1–2%;

6) новые рабочие колеса РО-типа, разработанные в последние годы, имеют улучшенные динамические характеристики, что приводит к снижению относительных динамических напряжений примерно на 2% при фактических режимах эксплуатации ГА;

 экспериментально измеренные величины динамических напряжений не превышают расчетных значений, полученных на основании предложенного энергетического подхода, что подтверждает возможность использования для консервативной оценки динамических напряжений в лопастной системе ГТ;

8) степень консерватизма энергетического подхода зависит от режима работы ГА; для режимов большой мощности (свыше 60–70% от номинального значения) степень консерватизма минимальна в зоне оптимума эксплуатационной характеристики;

9) предложенный энергетический подход дает возможность оценить динамические напряжения на «непроектных» режимах работы, в том числе на режимах малой частичной мощности, где нормативный подход сильно занижает величины динамических напряжений и потому неприемлем в целях оценки прочности и ресурса.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*</sup> РД 24.122.14—89 Методы расчёта на прочность рабочих колёс гидравлических радиально-осевых турбин. М.: Министерство тяжелого машиностроения СССР, 1990. 53 с.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*\*</sup> РД 24.122.14—89 Методы расчёта на прочность рабочих колёс гидравлических радиально-осевых турбин. М.: Министерство тяжелого машиностроения СССР, 1990. 53 с.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*\*\*</sup> РД 24.122.15—89 Методы расчёта на усталостную прочность лопастей гидравлических поворотно-лопастных турбин.— М.: Министерство тяжелого машиностроения СССР,1990. 32 с.



Рис. 2. Относительные динамические напряжения в PO-турбинах Fig. 2. Relative dynamic stresses in Francis turbines



Рис. 3. Сравнение расчета с экспериментом Fig. 3. Comparison of calculation and experiment

### Заключение

Предложенный способ определения динамических напряжений на основании энергетического подхода дает хорошие результаты и обладает достаточной степенью консерватизма. В совокупности с простотой и удобством его использования это позволяет проводить уточненные расчеты динамических напряжений без проведения дорогостоящего натурного тензометрирования, что повышает достоверность ресурсных оценок. Возможность использования предложенного подхода в зоне больших мощностей подтверждена анализом результатов многочисленных натурных экспериментов. Применение энергетического подхода в диапазоне малых частичных мощностей на практике ограничивается отсутствием достоверных данных по КПД гидротурбины в этой области и недостаточностью экспериментальной базы. Разработка инженерных методик оценки динамических напряжений в зоне малых мощностей с учетом современных тенденций по расширению диапазона устойчивой работы гидроагрегатов является перспективным направлением развития тематики ресурса гидротурбин, особенно за пределами проектного срока службы.

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Xiao R., Wang Z., Luo Y. Dynamic Stresses in a Francis Turbine Runner Based on Fluid-Structure Interaction Analysis // Tsinghua Science and Technology. 2008. Vol. 13. № 5. P. 587–592.

2. Chirag Trivedi, Bhupendra Gandhi, Cervantes Michel. Effect of transients on Francis turbine runner life: a review // Journal of Hydraulic Research. 2013. Vol. 51. Issue 2. P. 112–132. DOI: 10.1080/00221686.2012.732971

3. Chirkov D., Scherbakov P., Cherny S., Zakharov A., Skorospelov V., Turuk P. Mitigation of self-excited oscillations at full load: CFD analysis of air admission and effects of runner design // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2016. Vol. 49. P. 062025. DOI:10.1088/1755–1315/49/6/062025

4. Yamamoto K., Müller A., Favrel A., Landry C., Avellan F. Numerical and experimental evidence of the inter-blade cavitation vortex development at deep part load operation of a Francis turbine // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2016. Vol. 49. P. 082005. DOI:10.1088/1755–1315/49/8/082005

5. Minakov A.V., Sentyabov A.V., Platonov D.V., Dekterev A.A., Gavrilov A.A. Numerical modeling of flow in the Francis-99 turbine with Reynolds stress model and detached eddy simulation method // Journal of Physics: Conference Series. 2015. Vol. 579. P. 012004. doi:10.1088/1742– 6596/579/1/012004

6. Kuznetsov I., Zakharov A., Arm V., Akulaev R. Model and prototype investigations of upper partial load unsteady phenomena on the Francis turbine designed for head up to 120 m // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22. P. 032032. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032032

7. Nikiforova K., Semenov G., Kuznetsov I., Spiridonov E. Numerical investigation of tip clearance cavitation in Kaplan runners // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2016. № 49. P. 072009. DOI:10.1088/1755–1315/49/9/092008

8. Авдюшенко А.Ю., Черный С.Г., Чирков Д.В., Скороспелов В.А., Турук П.А. Численное моделирование переходных процессов в гидротурбинах // Теплофизика и аэромеханика. 2013. Т. 20. № 5. С. 587–604.

9. Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D. Strain gauge measurement uncertainties on hydraulic turbine runner blade // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2012. Vol. 15. P. 062042. DOI:10.1088/1755–1315/15/6/062042

10. Hans Günther Poll, Jose Carlos Zanutto, Walter Ponge-Ferreira. Hydraulic power plant machine dynamic diagnosis // Shock and Vibration. (2006)13. P. 409–427.

11. Moisan É., Giacobbi D-B., Gagnon M., Léonard F. Self-excitation in Francis runner during load rejection // IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22. P. 032025. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032025

12. Иванченко И.П. Экспериментальные исследования напряжений в лопастях радиально-осевых гидротурбин // Труды ЦКТИ. 2002. № 290. С. 141–159.

13. Панов К.А. Прочностные испытания лопастей радиально-осевых турбин Усть-Илимской ГЭС // В сб.: Гидравлические машины, гидропневмоприводы и гидропневмоавтоматика. Современное состояние и перспективы развития. Научные труды Международной научно-технической конференции. Санкт-Петербург, 2016. С. 86–96.

14. Линник А.В., Рябов А.В. Экспериментальный стенд ОАО «ТУРБОАТОМ» для физического моделирования гидродинамических процессов в проточных частях моделей поворотно-лопастных гидротурбин // Проблемы машиностроения. 2014. Т. 17. № 3. С. 3–11.

15. Колесников А.А. Направления совершенствования гидротурбинного оборудования ОАО «Силовые машины» // 8-я Научно-техническая конференция «Гидроэнергетика. Новые разработки и технологии», 23–25 октября 2014 г., Санкт-Петербург.

16. **Иванченко И.П., Потемкин А.А.** Надежность лопастных систем гидротурбин. Энергетическое машиностроение (НИИЭинформэнергомаш). 1986. № 1. 40 с.

17. Георгиевская Е.В., Смелков Л.Л. Особенности определения динамических напряжений в лопастях мощных радиально-осевых гидротурбин // Новое в российской электроэнергетике. № 12. 2016. С. 28–43.

18. Колесников А.А. Экспериментальная проверка результатов реализации технических решений, принятых ОАО «Силовые машины» при восстановлении гидротурбин Саяно-Шушенской ГЭС // 9-я Научно-техническая конференция «Гидроэнергетика. Новые разработки и технологии», 23–24 октября 2015 г., Санкт-Петербург.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ГЕОРГИЕВСКАЯ Евгения Викторовна** — *кандидат технических наук, ОАО «НПО ЦКТИ»*. E-mail: GeorgievskaiaEV@ckti.ru

## REFERENCES

[1] Xiao R., Wang Z., Luo Y. Dynamic Stresses in a Francis Turbine Runner Based on Fluid-Structure Interaction Analysi. *Tsinghua Science and Technology*, 2008. Vol. 13.  $N_{\odot}$  5. P. 587–592.

[2] Chirag Trivedi, Bhupendra Gandhi, Cervantes Michel. Effect of transients on Francis turbine runner life: a review. *Journal of Hydraulic Research*. 2013. Vol. 51. Issue 2. P. 112–132. doi: 10.1080/00221686.2012.732971

[3] Chirkov D., Scherbakov P., Cherny S., Zakharov A., Skorospelov V., Turuk P. Mitigation of self-excited oscillations at full load: CFD analysis of air admission and effects of runner design. *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*. 2016. Vol. 49. P. 062025. DOI:10.1088/1755– 1315/49/6/062025

[4] Yamamoto K., Müller A., Favrel A., Landry C., Avellan F. Numerical and experimental evidence of the inter-blade cavitation vortex development at deep part load operation of a Francis turbine. *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*. 2016. Vol. 49. P. 082005. DOI:10.1088/1755–1315/49/8/082005

[5] Minakov A.V., Sentyabov A.V., Platonov D.V., Dekterev A.A., Gavrilov A.A. Numerical modeling of flow in the Francis-99 turbine with Reynolds stress model and detached eddy simulation method. *Journal* of *Physics: Conference Series*. 2015. Vol. 579. P. 012004. DOI:10.1088/1742-6596/579/1/012004

[6] Kuznetsov I., Zakharov A., Arm V., Akulaev R. Model and prototype investigations of upper partial load unsteady phenomena on the Francis turbine designed for head up to 120 m. IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science. 2014. Vol. 22. P. 032032. DOI:10.1088/1755–1315/22/3/032032

[7] Nikiforova K., Semenov G., Kuznetsov I., Spiridonov E. Numerical investigation of tip clearance cavitation in Kaplan runners. *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*. 2016. № 49. P. 072009. DOI:10.1088/1755– 1315/49/9/092008

[8] Avdyushenko A. Yu., Chernyy S.G., Chirkov D.V., Skorospelov V.A., Turuk P.A. Chislennoye modelirovaniye perekhodnykh protsessov v gidroturbinakh. *Teplofizika i aeromekhanika*. 2013. T. 20, № 5. S. 587–604. (rus.)

[9] Arpin-Pont J., Gagnon M., Tahan S.A., Coutu A., Thibault D. Strain gauge measurement uncertainties on hydraulic turbine runner blade. *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*. 2012. Vol. 15. P. 062042. DOI i:10.1088/1755–1315/15/6/062042

[10] Hans Günther Poll, Jose Carlos Zanutto, Walter Ponge-Ferreira. Hydraulic power plant machine dynamic diagnosis. *Shock and Vibration*. 2006. 13. P. 409–427.

[11] Moisan É., Giacobbi D-B., Gagnon M., Léonard F. Self-excitation in Francis runner during load rejection. *IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science*. 2014. Vol. 22. P. 032025. DOI:10.1088/1755– 1315/22/3/032025

[12] **Ivanchenko I.P.** Eksperimentalnyye issledovaniya napryazheniy v lopastyakh radialno-osevykh gidroturbin. *Trudy TsKTI*. № 290. 2002. S. 141–159. (rus.)

[13] **Panov K.A.** Prochnostnyye ispytaniya lopastey radialno-osevykh turbin Ust-Ilimskoy GES. *V sb.: Gidravlicheskiye mashiny, gidropnevmoprivody i gidropnevmoavtomatika. Sovremennoye sostoyaniye i perspektivy razvitiya. Nauchnyye trudy Mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii.* Sankt-Peterburg, 2016. S. 86–96. (rus.)

[14] Linnik A.V., Ryabov A.V. Eksperimentalnyy stend OAO «TURBOATOM» dlya fizicheskogo modelirovaniya gidrodinamicheskikh protsessov v protochnykh chastyakh modeley povorotno-lopastnykh gidroturbin. *Problemy mashinostroyeniya*. 2014. T. 17. № 3. S. 3–11. (rus.)

[15] **Kolesnikov A.A.** Napravleniya sovershenstvovaniya gidroturbinnogo oborudovaniya OAO «Silovyye mashiny». 8-a *Nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya* «*Gidroenergetika. Novyye razrabotki i tekhnologii*», 23–25 oktyabrya 2014 g., Sankt-Peterburg. (rus.)

[16] **Ivanchenko I.P., Potemkin A.A**. Nadezhnost lopastnykh sistem gidroturbin. *Energeticheskoye mashinostroyeniye (NIIEinformenergomash)*. 1986. № 1. 40 s. (rus)

[17] Georgievskaia E.V., Smelkov L.L. Osobennosti opredeleniya dinamicheskikh napryazheniy v lopastyakh moshchnykh radialno-osevykh gidroturbin. *Novoye v rossiyskoy elektroenergetike*. 2016. № 12. S. 28–43. (rus.)

[18] **Kolesnikov A.A.** Eksperimentalnaya proverka rezultatov realizatsii tekhnicheskikh resheniy, prinyatykh OAO «Silovyye mashiny» pri vosstanovlenii gidroturbin Sayano-Shushenskoy GES. *9-a Nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya «Gidroenergetika. Novyye razrabotki i tekhnologii»*. 2015. 23–24 oktyabrya. Sankt-Peterburg. (rus.)

#### **AUTHORS**

**GEORGIEVSKAIA Evgeniya V.**— *JSC "NPO CKTI"*. E-mail: GeorgievskaiaEV@ckti.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 20 октября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230409 УДК 621.313.3621.317

> А.Н. Назарычев<sup>1</sup>, Е.М. Новосёлов<sup>2</sup>, А.С. Страхов<sup>3</sup>, А.А. Скоробогатов<sup>4</sup>, Н.В. Коровкин<sup>5</sup>

 Петербургский энергетический институт повышения квалификации, Санкт-Петербург, Россия
 3, 4 — Ивановский государственный энергетический универистет имени В.И. Ленина, г. Иваново, Россия
 Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# АНАЛИЗАТОР СПЕКТРА НА ОСНОВЕ АЛГОРИТМА АВТОКОРРЕКЦИИ ВРЕМЕНИ ЗАПИСИ СИГНАЛА

Спектральный анализ сигналов является основным инструментом при разработке новых функциональных методов контроля асинхронных электродвигателей. В статье описывается анализатор спектра на базе алгоритма автокоррекции времени записи сигнала, предназначенный для точного определения параметров гармоник характерных для сигналов, генерируемых асинхронными электродвигателями. Алгоритм позволяет минимизировать влияние растекания спектра сигнала на результаты спектрального анализа, что существенно повышает точность. Произведено сравнение с традиционными методами спектрального анализа, основанными на быстром преобразовании Фурье и оконном преобразовании Фурье. Разработанный анализатор обеспечивает более высокую точность определения амплитуд и частот гармонических составляющих спектра сигнала по сравнению с традиционными методами. Еще одним преимуществом является высокая стабильность результатов, которая сохраняется даже при уменьшении времени регистрации сигнала вплоть до одной секунды.

АСИНХРОННЫЙ ЭЛЕКТРОДВИГАТЕЛЬ; СПЕКТРАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ; РАСТЕКАНИЕ СПЕКТРА; БЫ-СТРОЕ ПРЕОБРАЗОВАНИЕ ФУРЬЕ; ОКОННОЕ ПРЕОБРАЗОВАНИЕ ФУРЬЕ; ПОГРЕШНОСТЬ ОПРЕДЕ-ЛЕНИЯ АМПЛИТУДЫ; ПОГРЕШНОСТЬ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ЧАСТОТЫ.

### Ссылки при цитировании:

А.Н. Назарычев, Е.М. Новосёлов, А.С. Страхов, А.А. Скоробогатов, Н.В. Коровкин. Анализатор спектра на основе алгоритма автокоррекции времени записи сигнала // Научно технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23, № 4. С. 98–109. DOI: 10.18721/JEST.230409.

A.N. Nazarychev<sup>1</sup>, E.M. Novoselov<sup>2</sup>, A.S. Strakhov<sup>3</sup>, A.A. Skorobogatov<sup>4</sup>, N.V. Korovkin<sup>5</sup>

1 — Federal state educational establishment St. Petersburg power engineering institute for advanced studies, St. Petersburg, Russia

2, 3, 4 — Ivanovo state power engineering university, Ivanovo, Russia 5 — Peter the Great St. Petersburg state polytechnic university, St. Petersburg, Russia

# SPECTRUM ANALYZER BASED ON AN AUTOCORRECTION ALGORITHM OF TIME RECORDING

Spectral analysis of signals is the main tool in the development of new functional methods for monitoring asynchronous electric motors. The article describes a spectrum analyzer based on an autocorrection algorithm of time recording. The algorithm allows to minimize the effect of spectral leakage on the results of spectral analysis, which significantly increases the accuracy. The analyzer is designed to accurately determine the parameters of harmonics characteristic for the signals generated by asynchronous motors. A comparison is made with the traditional methods of spectral analysis based on the fast Fourier transform and the Windowed Fourier transform. The developed spectrum analyzer provides a higher accuracy of determining the amplitudes and frequencies of harmonic components of the signal spectrum in comparison with traditional methods. Another advantage is the high stability of the results, which is retained even with the reduction of the signal recording time up to one second.

ASYNCHRONOUS ELECTRIC MOTOR; SPECTRAL ANALYSIS; SPECTRAL LEAKAGE; FAST FOURIER TRANSFORM; WINDOWED FOURIER TRANSFORM; AMPLITUDE ERROR; FREQUENCY ERROR.

Citation:

A.N. Nazarychev, E.M. Novoselov, A.S. Strakhov, A.A. Skorobogatov, N.V. Korovkin, Spectrum analyze based on autocorrection algorithm of time recording, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of energineering sciences and technology*, 23(04)(2017)98–109. DOI: 10.18721/JEST.230409.

### Введение

Во многих современных областях, таких, как радиотехника, акустика, медицина, электроэнергетика, существует необходимость в применении и разработке анализаторов спектров, с чем связано большое количество публикаций по этой тематике как в России [1-5], так и за рубежом [6-8]. Примером таких задач является контроль технического состояния асинхронных двигателей, основанный на спектральном анализе сигналов, в качестве которых могут выступать ток статора, индукция внешнего или внутреннего магнитного поля, сигналы вибрации и т.д. Суть подобных способов контроля заключается в обнаружении в частотных спектрах сигналов определенных гармоник, существенное возрастание амплитуд которых может служить диагностическим признаком повреждения того или иного узла [9-13].

Выпускаемые промышленностью анализаторы спектра способны с высокой точностью определять амплитуды и частоты гармонических составляющих сигнала, однако в случае выявления частот, характерных для повреждения узлов электродвигателя, (они, как правило, находятся в диапазоне от 0 до 1 кГц) анализаторы обладают избыточной функциональностью и сложностью конструкции, что приводит к значительному удорожанию этих устройств. К тому же некоторые анализаторы спектра имеют закрытую архитектуру и поэтому плохо поддаются модернизации.

В связи с этим некоторые авторы (например, Pu Shi, C.S. Kalaskar, C. Ressani и т.д.) разрабатывают специальные анализаторы спектра для контроля асинхронных двигателей [14–17]. Однако все эти анализаторы, основанные на совершенно разных операциях, все еще находятся на стадии исследования (разработки) и не имеют практического применения.

Традиционно для контроля состояния асинхронных двигателей используется спектральный анализ, основанный на быстром преобразовании Фурье (БПФ) или оконном преобразовании Фурье (ОПФ). Метод быстрого преобразования Фурье мало пригоден для этих целей, что в первую очередь обусловлено таким явлением, как эффект растекания спектра, в результате чего мощные гармонические составляющие (например, основная гармоника сети) «размазываются» по всему спектру и амплитуды других гармоник могут быть определены ошибочно. Чтобы избежать подобного эффекта, необходимо увеличивать время записи сигнала (до нескольких минут для низкочастотных составляющих спектра). За это время могут произойти изменения нагрузки и ряда других параметров, смещение датчика и т.п., что приводит к потере точности измерения.

Метод оконного преобразования Фурье позволяет с довольно высокой точностью определять частоты и амплитуды гармонических составляющих даже при малом времени записи сигнала. Достигается это путём подавления боковых лепестков гармоник с большой амплитудой, что значительно уменьшает влияние эффекта растекания спектра на гармониках с малыми амплитудами. Однако при использовании ОПФ значительно увеличивается ширина основного лепестка гармоник, что приводит к неправильному определению гармонических составляющих с малыми амплитудами, находящихся вблизи высокоамплитудных гармоник, при малом времени записи сигнала. Цель излагаемого исследования — разработка анализатора спектра сигналов от асинхронного электродвигателя, позволяющего с высокой точностью определять амплитуды и частоты любых гармонических составляющих сигнала и не требующего при этом большого времени записи сигнала.

### Материал и методика работы

В основу разработанного анализатора был положен алгоритм автокоррекции времени записи сигнала (АВЗС) [18], который хорошо себя зарекомендовал при поиске частот гармоник динамического эксцентриситета ротора и скольжения асинхронного электродвигателя [19]. Принцип работы алгоритма АВЗС: при определении любой гармонической составляющей спектра сигнала, ограниченного во времени, определяется оптимальное время записи сигнала так, чтобы на интервале обработки укладывалась целое количество периодов сигнала. То есть алгоритм АВЗС для каждой гармоники подбирает такое время Т<sub>зап</sub>, при котором эффект растекания спектра минимален, а амплитуда гармоники максимальна. При этом оконное сглаживание не используется, то есть в качестве оконной функции применяется обычное прямоугольное окно.

Максимальная погрешность  $\Delta f_{\text{макс}}$  определения частоты при использовании алгоритма AB3C определяется следующим образом [19]:

$$\Delta f_{\text{MAKC}} = \frac{f_{\text{Прибл}}}{2(T_{3a_{\text{III}}}F_{\pi} - i + 1)},\tag{1}$$

где  $T_{3an}$  — время записи сигнала;  $F_{\pi}$  — частота дискретизации; i — количество итераций, произведенных алгоритмом AB3C при определении значения измеряемой частоты;  $f_{прибл}$  приблизительное (предполагаемое) значение измеряемой частоты (например, для частоты сети оно равно  $f_{c прибл} = 50$  Гц).

Из (1) следует, что максимальная погрешность определения частоты при использовании алгоритма AB3C зависит не только от времени записи сигнала, но и от частоты дискретизации. Так как современные АЦП могут работать при частоте, лежащей в области МГц, то уменьшать погрешность определения частоты следует за счет увеличения частоты дискретизации, а не за счет увеличения времени записи сигнала. Минимальное число итераций  $N_{\rm ит \ мин}$ , необходимое для нахождения точных значений частоты и амплитуды рассматриваемой гармоники, определяется по формуле

$$N_{\rm ut \ Muh} = \frac{F_{\rm d}}{f_{\rm IDU6d}} + 1.$$
 (2)

Блок-схема анализатора спектра на базе AB3C представлена на рис. 1. Разработанный алгоритм включает следующие операции (блоки):

1. Преобразование зарегистрированного аналогового сигнала в цифровой *Data* (блок *1*). Сигналом может служить ток статора, внешнее или внутренне магнитное поле и т.п. (блок *1*).

2. Определение с помощью AB3C точного значения частоты сети с предварительным заданием приблизительного значения частоты сети 50 Гц (для определения необходимого числа итераций) — блок 2. При этом в результате работы алгоритма получают сигнал Data1 с меньшим временем записи T<sub>1</sub>.

3. Процедура цифровой фильтрации сигнала для устранения влияния основной гармоники сети на амплитуды информативных гармонических составляющих спектра; в результате из сигнала *Data*1 эта гармоника удаляется (блок *3*). При необходимости могут удаляться и другие мощные гармоники (например, кратные частоте сети).

Это реализовано следующим образом. Из спектра сигнала длительностью  $T_1$ , при которой амплитуда основной гармоники сети будет максимальна, данная гармоника удаляется (эта процедура позволяет наиболее полно отфильтровать необходимые гармоники сигнала, минимизировав при этом их влияние на другие гармоники). После чего с помощью обратного преобразования Фурье формируется отфильтрованный сигнал *Data2* той же длительности  $T_1$ , который и подвергают дальнейшему спектральному анализу.

4. Определение скольжения (блок 5) асинхронного двигателя (в случае необходимости) в соответствии со способом, представленным в [19]: по полученному значению частоты сети и числу пар полюсов электродвигателя вычисляют приблизительные значения частот гармоник эксцентриситета ротора первого порядка  $(f_{ДЭприбл}^{(1\pm)})$ , а также границы зон поиска данных гармоник; по максимуму амплитуд внутри



Рис. 1. Блок-схема анализатора спектра на базе AB3C Fig.1. Algoritm of spectrum analyzer

зон поиска находят гармоники эксцентриситета ротора первого порядка и с помощью алгоритма AB3C определяют точные значения  $f_{Д Э точ H}^{(1\pm)}$  их частот (блок 4). Далее по определенным значениям этих частот и точному значению частоты сети вычисляют скольжение *s* электродвигателя (блок 5).

5. Определение точных значений амплитуд и частот искомых гармоник. Зная скольжение двигателя и точное значение частоты сети, можно оценить приблизительные значения частот любых интересующих нас гармоник  $f_{иск прибл}$  (блок 6) и по методу AB3C в спектре сигнала *Data2* определить точные значения их амплитуд  $A_{иск точн}$  и частот  $f_{иск точн}$  (блок 7).

Благодаря использованию AB3C и фильтрации мощных, но не несущих информацию о повреждении узлов электродвигателя гармоник, а также проверке достоверности определения скольжения [20], разработанный алгоритм позволяет автоматически производить обработку сигнала и с достаточной точностью определять частоты и амплитуды любой гармонической составляющей сигнала даже при времени записи сигнала порядка 1–3 сек.

### Экспериментальное исследование

Корректность работы анализатора спектра проверялась на экспериментальном стенде. В качестве объекта испытания был использован асинхронный двигатель мощностью 250 Вт с одной парой полюсов при одном повреждённом стержне обмотки ротора. Для моделирования нагрузки асинхронного двигателя использовался генератор постоянного тока с подключёнными к нему лампами накаливания. Для записи сигнала в воздушном зазоре асинхронного двигателя был установлен внутренний индуктивный датчик (ВИД) в виде витка провода, намотанного на зубец статора.

С помощью ВИД и аналого-цифрового преобразователя (АЦП) была осуществлена запись и оцифровка сигнала, после чего производилась цифровая обработка сигнала на компьютере. В процессе спектрального анализа этого сигнала разработанным анализатором были определены амплитуды и частоты основной гармоники сети, гармоник эксцентриситета ротора первого порядка и гармоник фиктивной обмотки ротора (ФОР), которые используются для выявления обрывов стержней обмотки ротора [13]. Длительность записи сигнала первоначально была принята достаточно большой (30 с) для более точного определения параметров каждой гармоники. Далее по полученным значениям частот ФОР, часть из которых соответствует частотам основной гармоники сети и гармоники динамического эксцентриситета, и амплитуд этих составляющих был сгенерирован искусственный сигнал (тест-сигнал), имитирующий реальный и состоящий только из этих гармоник. В дальнейшем с помощью разработанного алгоритма и традиционных БПФ и ОПФ были проведены обработка тест-сигнала и сравнение полученных амплитуд гармоник с их реальными значениями.

В табл. 1 представлены действительные значения частот и амплитуд гармоник тест-сигнала, которые требовалось определить.

В табл. 2 и на рис. 2–5 показаны результаты определения амплитуд при времени записи сиг-

нала от 2 до 30 сек. с помощью обычного БПФ, с помощью ОПФ при использовании окон Ханна (окно высокого разрешения) и Флэттоп (окно низкого разрешения) и с помощью разработанного анализатора спектра. Также для сравнения разработанного анализатора и окна Флэттоп дополнительно была произведена оценка значения скольжения при различном времени записи. Результаты расчёта приведены в табл. 3 и на рис. 6.

Таблица 1

### Параметры сигнала

Parameters of the signal

Table 1

Номер гармоники	Частота, Гц	Амплитуда, мВ
1	47,8	0,62
2	49,99	172,9
3	96,7	6,045
4	98,9	13,463
5	145,7	6,141
6	147,8	5,991
7	194,6	5,606
8	196,7	4,737
9	243,5	4,248
10	245,6	1,98



при времени записи 30 с Fig. 2. Relative error in determining the amplitudes at a recording time of 30 s

# Таблица 2

# Результаты расчёта сгенерированного сигнала при использовании БПФ, ОПФ (окна Ханна и Флэттоп) и разработанного анализатора

Table 2

# Results of calculation of the generated signal using FFT, WFT (Hann and Flat top windows) and the developed analyzer

Номер	Применяемый метод	Амплитуда гармоники, мВ, при разных значениях времени записи				
гармоники	обработки сигнала	30 сек	10 сек	5 сек	3 сек	2 сек
	БПΦ	1,089	0,901	1,076	1,083	2,215
1	ОПФ (Окно Ханна)	0,62	0,577	0,606	0,531	88,08
1	ОПФ (Окно Флэттоп)	0,619	0,62	0,62	34,625	34,134
	Анализатор	0,622	0,624	0,626	0,641	0,625
	БПΦ	163,04	171,8	172,63	172,8	172,84
2	ОПФ (Окно Ханна)	169	172,47	172,79	172,86	172,89
2	ОПФ (Окно Флэттоп)	172,94	172,91	172,91	172,9	172,9
	Анализатор	172,81	172,58	172,24	171,76	171,17
	БПΦ	4,627	4,072	5,898	5,879	4,331
3	ОПФ (Окно Ханна)	5,477	5,254	5,769	5,816	8,654
5	ОПФ (Окно Флэттоп)	6,045	6,041	6,047	6,047	6,434
	Анализатор	6,048	6,177	6,091	6,567	6,81
	БПΦ	12,482	13,422	9,194	12,015	13,2
1	ОПФ (Окно Ханна)	13,075	13,419	11,69	12,798	13,143
+	ОПФ (Окно Флэттоп)	13,468	13,463	13,454	13,466	13,68
	Анализатор	13,459	13,523	13,474	13,694	13,737
	БПФ	5,72	4,666	6,249	6,469	5,561
5	ОПФ (Окно Ханна)	5,968	5,523	5,797	6,132	5,731
5	ОПФ (Окно Флэттоп)	6,142	6,14	6,142	6,141	6,146
	Анализатор	6,15	6,228	6,213	6,465	6,487
	БПΦ	4,603	5,668	5,95	4,169	5,076
6	ОПФ (Окно Ханна)	5,434	5,831	5,95	5,212	5,493
0	ОПФ (Окно Флэттоп)	6	5,992	5,991	5,987	6,73
	Анализатор	5,995	6,069	6,06	6,309	6,331
	БПΦ	5,278	4,982	5,576	5,017	5,743
7	ОПФ (Окно Ханна)	5,476	5,347	5,54	5,323	5,512
/	ОПФ (Окно Флэттоп)	5,607	5,607	5,606	5,607	3,207
	Анализатор	5,599	5,647	5,612	5,826	5,879
	БПΦ	4,728	3,925	3,932	4,599	3,001
0	ОПФ (Окно Ханна)	4,737	4,399	4,41	4,61	4,121
0	ОПФ (Окно Флэттоп)	4,738	4,738	4,738	4,738	5,941
	Анализатор	4,736	4,785	4,755	4,968	5,057
	БПΦ	3,172	4,134	4,242	2,92	4,377
9	ОПФ (Окно Ханна)	3,808	4,197	3,761	3,701	4,239
	ОПФ (Окно Флэттоп)	4,247	4,248	4,246	4,245	0,863
	Анализатор	4,242	4,261	4,239	4,323	4,38
	БПΦ	1,457	1,337	1,778	2,125	1,753
10	ОПФ (Окно Ханна)	1,771	1,712	1,911	1,973	1,87
10	ОПФ (Окно Флэттоп)	1,975	1,979	1,981	1,98	4,295
	Анализатор	1,973	2,009	1,971	2,144	2,23

Примечание: полужирным шрифтом отмечены ячейки, где относительная погрешность измерения превысила 10%.









Рис. 4. Относительная погрешность определения амплитуд при времени записи 3 с (график в логарифмическом масштабе) Fig. 4. Relative error in determining the amplitudes at a recording time of 3 s (logarithmic scale)



Рис. 5. Относительная погрешность определения амплитуд при времени записи равном 2 с (график в логарифмическом масштабе) Fig. 5. Relative error in determining the amplitudes at a recording time of 2 s (logarithmic scale)



Рис. 6. Относительная погрешность определения скольжения Fig.6. Relative error of slip determination

### Таблица 3

# Результаты определения скольжения с помощью окна Флэттоп и разработанного анализатора спектра

Table 3

Точное значение	Время записи	Значение скольжения, определённое двумя способа		
скольжения	сигнала	Анализатор	ОПФ (Флэттоп)	
	30	0,02165	0,022	
	20	0,0217	0,022	
	10	0,0216	0,022	
0,02165	5	0,02165	0,02	
	3	0,0216	0,02	
	2	0,02155	0,03	
	1	0,0216	0,04	

Results of the slip d	letermination using t	he Flat top wind	low and the devel	oped spectrum analyze
-----------------------	-----------------------	------------------	-------------------	-----------------------

### Обсуждение результатов

Анализ полученных результатов позволяет сделать следующие выводы. Как видно из рис. 2, 3 и табл. 2, при использовании в чистом виде БПФ и ОПФ с окнами высокого разрешения (на примере окна Ханна) погрешности измерения даже при достаточно большом времени записи сигнала (5–30 сек.) уже имеют неприемлемые значения, в то время как разработанный анализатор, а также ОПФ с окнами низкого разрешения (Флэттоп) определяют соответствующие гармоники с высокой точностью (погрешность не превышает нескольких процентов).

При малых значениях времени записи сигнала (2-3 сек.) даже с помощью окна Флэттоп становится невозможным точное определение амплитуд некоторых гармоник (рис. 4, 5). Одна из них — гармоника 1 (табл. 1), которая расположена близко к основной гармонике сети (гармоника 2 в табл. 1); здесь ширина главного лепестка в амплитудно-частотной характеристике окна Флэттоп имеет слишком большую величину (в 5 раз превышает ширину главного лепестка прямоугольного окна). Кроме того, анализатор на базе окна Флэттоп неверно определяет амплитуды гармоник ФОР высокого порядка (гармоники 7–10 на рис. 5). Как будет показано далее, причина этому — неверное определение скольжения, от которого зависят значения частот гармоник ФОР. При этом разработанный анализатор определяет все амплитуды гармоник ФОР с достаточно высокой точностью (погрешность не превышает 15%).

Результаты расчёта скольжения, представленные на рис. 6 и в табл. 3, показывают, что использование окна Флэттоп приводит к большим погрешностям определения скольжения даже при времени записи 5 сек., а при времени записи 1 и 2 сек. значение скольжения получалось завышенным почти в 2 раза. При этом разработанный алгоритм определяет скольжение практически без погрешности вплоть до времени записи сигнала 1 сек.

Было произведено тестирование разработанного анализатора спектра сигналом внешнего магнитного поля, который регистрировался датчиком Холла, установленным на корпусе электродвигателя. Результаты тестов как в отношении определении амплитуд гармоник ФОР, так и в отношении определения скольжения также показали более высокую (по сравнению с анализаторами, основанными на БПФ и ОПФ) эффективность применения разработанного анализатора спектра в области малых значений времени записи сигнала (1–5 сек.).

### Заключение

Ведется активная разработка методов функционального контроля состояния узлов асинхронных электродвигателей, основанных на спектральном анализе сигналов. Традиционные методы спектрального анализа, основанные на БПФ или ОПФ, уже не устраивают разработчиков способов контроля электродвигателей, так как не могут обеспечить нужную точность и стабильность результатов, особенно при уменьшении времени регистрации сигналов. Разработанный анализатор спектра на базе АВЗС успешно решает эту задачу, обеспечивая более высокую точность определения амплитуд и частот гармонических составляющих спектра сигнала по сравнению с обычными БПФ и ОПФ. Еще одно его преимущество — высокая стабильность результатов, которая сохраняется даже при уменьшении времени регистрации сигнала вплоть до одной секунды.

# СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

[1] Дьяконов В.П. Современные цифровые анализаторы спектра // Компоненты и технологии. 2010. № 5. C. 185-195.

[2] Tektronix. Основы анализа спектра в реальном масштабе времени [Электр. pecypc]. URL: http://alfa-instr.ru/files/37U\_17249\_2.pdf. Дата обращения: 18.05.2017.

[3] Шауэрман А.А., Попов Н.В., Борисов А.А. Разработка цифрового анализатора сигналов на базе ПЛИС FPGA // Международная конференция-семинар по микро/нанотехнологиям и электронным приборам EDM'2009: Сборник трудов. 2009. С. 141.

[4] Коровкин Н.В., Грицутенко С.С. О применимости быстрого преобразования Фурье для гармонического анализа несинусоидальных токов и напряжений // Известия РАН. Энергетика. 2017. № 2. C. 72-86.

[5] Коровкин Н.В., Грицутенко С.С. Эффективный алгоритм измере-ния параметров длинных линий для реализации на сигнальном процессоре // Известия РАН. Энергетика. 2017. № 2. С. 87-100.

[6] Deery J. The 'Real' History of Real-Time Spectrum Analyzers // Sound and vibration, January 2007, 40th anniversary issue. P. 54-59.

[7] Yahya A., Sidek A., Mohamad-Saleh J. Design and Develop Wireless System Using Frequency Hopping Spread Spectrum // Engineering Letters, (Advance online publication: 4 November 2006). [Электр. ресурс] URL: http://www.engineeringletters.com/issues v13/ issue 3/EL 13 3 6.pdf (дата обращения: 18.05.2017).

[8] Claeys T., Vanoost D., Peuteman J., Vandenbosch G.A. E., Pissoort D. Removing the spectral leakage in time-domain based near-field scanning measurements // IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility. 2015. Vol. 57. Issue 6. P. 1329-1337.

[9] Tavner P., Ran L., Penman J., Sedding H. Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines // The Institution of Engineering and Technology. 2008. 543 p.

[10] Thakur A., Wadhwani Dr. S, Wadhwani Dr. A.K. Motor Current Signature Analysis as a Tool for Induction Machine Fault Diagnosis // International Journal of Computer Science and Information Technology Research. 2015. Vol. 3, Issue 3. P. 309-313.

[11] Henao H., Demian C., Capolino G.-A. A frequency-domain detection of stator winding faults in induction machines using an external flux senso // IEEE Transactions on Industry Applications. 2003. Vol. 39, Issue 5. P. 1272-1279.

[12] Gagdon B.C., Hopgood D.J. Faltering pulse can reveal al ailing motor // Elect. Rev. (Gr. Brit.). 1975. P. 37-38.

[13] Скоробогатов А.А. Анализ спектра магнитного поля в зазоре асинхронного двигателя при повреждении обмотки ротора // Вестник ИГЭУ. 2006. № 2. C. 75-78

[14] Chen, Z. Shi Pu, Vagapov Y. Wavelet Transform based Broken Rotor-bar Fault detection and Diagnosis Performance Evaluations // International Journal of Computer Applications. 2013. Vol. 69. № 14. P. 36–43,

[15] Pezzani C., Donolo P., Bossio G., Donolo M. [et al] Detecting Broken Rotor Bars With Zero-Setting Protection // IEEE Transactions on Industry Applications. 2014. Vol. 50. Iss. 2. P. 1373-1384.

[16] Kalaskar, C.S. Chaitali S., Vitthal J. Gond Motor Current Signature Analysis to Detect the Fault in Induction Motor // Int. Journal of Engineering Research and Applications. 2014. Vol. 4, Iss. 6. P. 58-61.

[17] Liu D., Lu D. Off-the-grid compressive sensing for broken-rotor-bar fault detection in squirrel-cage induction motors [Электр. pecypc] // IFAC-PapersOnLine. 2015. Vol. 48, Iss. 21. P. 1451-1456. URL: http://www. merl.com/publications/docs/TR2015-096.pdf (дата обращения: 18.05.2017).

[18] Новоселов Е.М. [и др] Разработка метода автокоррекции времени записи при спектральном анализе сигналов // Вестник ИГЭУ. 2013. № 5. C. 29-37

[19] Новоселов Е.М. [и др] Экспериментальное доказательство оптимизации процесса спектрального анализа сигнала с применением алгоритма автокоррекции времени записи // Вестник ИГЭУ. 2014. № 1. C. 40-44.

[20] Новоселов Е.М. [и др] Оценка достоверности определения скольжения асинхронных электродвигателей по гармоникам эксцентриситета ротора // Вестник ИГЭУ. 2015. № 3. С. 44-51.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

НАЗАРЫЧЕВ Александр Николаевич — доктор технических наук ректор Петербургского энергетического института повышения квалификации.

E-mail: rector@peipk.spb.ru

**НОВОСЁЛОВ Евгений** М. — ассистент Ивановского государственного энергетического университета имени В.И. Ленина.

E-mail: captain.udgin@gmail.com

**СТРАХОВ Александр Сергеевич** — аспирант Ивановского государственного энергетического университета имени В.И. Ленина.

E-mail: sstrakhov57@mail.ru

**СКОРОБОГАТОВ Андрей Александрович** — кандидат технических наук доцент Ивановского государственного энергетического университета имени В.И. Ленина.

E-mail: aaskor.20@yandex.ru

**КОРОВКИН Николай Владимирович** — доктор технических наук профессор заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

### REFERENCES

[1] **Dyakonov V.P.** Sovremennyye tsifrovyye analizatory spectra. *Komponenty i tekhnologii*. 2010. № 5. S. 185– 195. (rus.)

[2] Tektronix. Osnovy analiza spektra v realnom masshtabe vremeni. [elektr. resurs] URL: http://al-fa-instr.ru/files/37U\_17249\_2.pdf (data obrashcheniya: 18.05.2017). (rus.)

[3] Shauerman A.A., Popov N.V., Borisov A.A. Razrabotka tsifrovogo analizatora signalov na baze PLIS FPGA. *Mezhdunarodnaya konferentsiya-seminar po mikro/ nanotekhnologiyam i elektronnym priboram EDM'2009: sbornik trudov.* 2009. S. 141. (rus.)

[4] Korovkin N.V., Gritsutenko S.S. O primenimosti bystrogo pre-obrazovaniya Furye dlya garmonicheskogo analiza nesinusoidalnykh tokov i napryazheniy. *Izvestiya RAN. Energetika.* 2017.  $\mathbb{N}$  2. S. 72–86. (rus.)

[5] **Korovkin N.V., Gritsutenko S.S.** Effektivnyy algoritm izmere-niya parametrov dlinnykh liniy dlya realizatsii na signalnom protsessore. *Izvestiya RAN. Energetika.* 2017. № 2. S. 87–100. (rus.)

[6] **Deery J.** The 'Real' History of Real-Time Spectrum Analyzers. *Sound and vibration*. January 2007, 40th anniversary issue. P. 54–59.

[7] Yahya A., Sidek A., Mohamad-Saleh J. Design and Develop Wireless System Using Frequency Hopping Spread Spectrum. *Engineering Letters*. (Advance online publication: 4 November 2006). [elektr. resurs] URL: http://www.engineeringletters.com/issues\_v13/issue\_3/ EL\_13\_3\_6.pdf (data obrashcheniya: 18.05.2017).

[8] Claeys T., Vanoost D., Peuteman J., Vandenbosch G.A.E., Pissoort D. Removing the spectral leakage in time-domain based near-field scanning measurements. *IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility*. 2015. Vol. 57. Issue 6. P. 1329–1337.

[9] **Peter Tavner, Li Ran, Jim Penman, Howard Sedding**. Condition Monitoring of Rotating Electrical Machines. *The Institution of Engineering and Technology*, 2008. 543 p.

[10] **Thakur A., Wadhwani Dr. S, Wadhwani Dr. A.K.** Motor Current Signature Analysis as a Tool for Induction Machine Fault Diagnosis. *International Jour*- nal of Computer Science and Information Technology Research. 2015. Vol. 3, Issue 3. P. 309–313.

[11] Henao H., Demian C., Capolino G.-A. A frequency-domain detection of stator winding faults in induction machines using an external flux senso. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2003. Vol. 39. Issue 5. P. 1272–1279.

[12] Gagdon B.C., Hopgood D.J. Faltering pulse can reveal al ailing motor. *Elect. Rev. (Gr. Brit.).* 1975. P. 37–38.

[13] **Skorobogatov A.A.** Analiz spektra magnitnogo polya v zazore asinkhronnogo dvigatelya pri povrezhdenii obmotki rotora. *Vestnik IGEU*. 2006. № . 2. S. 75–78. (rus.)

[14] Chen, Z. Shi Pu, Vagapov Y. Wavelet Transform based Broken Rotor-bar Fault detection and Diagnosis Performance Evaluations. *International Journal of Computer Applications*. 2013. Vol. 69. № 14. P. 36–43,

[15] **Pezzani C., Donolo P., Bossio G., Donolo M.** [et al] Detecting Broken Rotor Bars With Zero-Setting Protection. *IEEE Transactions on Industry Applications*. 2014. Vol. 50. Issue 2. P. 1373–1384.

[16] Kalaskar, C.S. Chaitali S., Vitthal J. Gond Motor Current Signature Analysis to Detect the Fault in Induction Motor. *Int. Journal of Engineering Research and Applications*. 2014. Vol. 4. Issue 6. P. 58–61.

[17] Liu D., Lu D. Off-the-grid compressive sensing for broken-rotor-bar fault detection in squirrel-cage induction motors. *IFAC-PapersOnLine*. 2015. Vol. 48. Issue 21. pp. 1451–1456. [Elektr. resurs] URL: http://www.merl.com/ publications/docs/TR2015–096.pdf (data obrashcheniya: 18.05.2017).

[18] **Novoselov Ye.M.** [i dr] Razrabotka metoda avtokorrektsii vremeni zapisi pri spektralnom analize signalov. *Vestnik IGEU*. 2013. № 5. S. 29–37. (rus.)

[19] **Novoselov Ye.M.** [i dr] Eksperimentalnoye dokazatelstvo optimizatsii protsessa spektralnogo analiza signala s primeneniyem algoritma avtokorrektsii vremeni zapisi. *Vestnik IGEU*. 2014. № 1. S. 40–44. (rus.)

[20] Novoselov Ye.M. [i dr] Otsenka dostovernosti opredeleniya skolzheniya asinkhronnykh elektrodvigateley po garmonikam ekstsentrisiteta rotora. *Vestnik IGEU*. 2015.  $\mathbb{N}_{2}$  3. S. 44–51. (rus.)
#### **AUTHORS**

NAZARYCHEV Aleksandr N.— Federal state educational establishment St. Petersburg power engineering institute for advanced studies.
E-mail: rector@peipk.spb.ru
NOVOSELOV Evgenii M.— Ivanovo state power engineering university.
E-mail: captain.udgin@gmail.com
STRAKHOV Aleksandr S.— Ivanovo state power engineering university.
E-mail: sstrakhov57@mail.ru
SKOROBOGATOV Andrei A.— Ivanovo state power engineering university.
E-mail: aaskor.20@yandex.ru
KOROVKIN Nikolai V. — Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University.
E-mail: nikolay.korovkin@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 26 июня 2017 г.

# МЕТАЛЛУРГИЯ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

DOI: 10.18721/JEST.230410 УДК 621.355

А.Г. Морачевский, А.А. Попович, А.И. Демидов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# НАТРИЙ-СЕРНЫЙ АККУМУЛЯТОР: НОВЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ РАЗВИТИЯ

Кратко рассмотрены опубликованные в зарубежных изданиях в последнее десятилетие (2007–2017) исследования в области создания аккумуляторов на основе системы «натрий — сера», пригодных для использования при комнатной температуре. Ещё в конце прошлого века ряд фирм производил натрий-серные аккумуляторы с твёрдым электролитом из глинозёма, температура эксплуатации которых составляла 320–340 °C. Наряду с высокими электрохимическими показателями, важными достоинствами их были низкая стоимость и неограниченные природные запасы исходных компонентов — натрия и серы. Есть все основания полагать, что проводимые исследования устранят главный недостаток первоначальной конструкции натрий-серного аккумулятора — высокую температуру эксплуатации, сохранив его достоинства. Получившие широкое распространение за последние 25 лет литий-ионные аккумуляторы остаются дорогими, природные запасы лития ограничены, сбор и утилизация выработавших свой ресурс литий-ионных аккумуляторов проблематичны. СИСТЕМА «НАТРИЙ — СЕРА»; НАТРИЙ-СЕРНЫЙ (СЕРНО-НАТРИЕВЫЙ) АККУМУЛЯТОР; ПЕРЕЗАРЯ-ЖАЕМЫЕ ХИМИЧЕСКИЕ ИСТОЧНИКИ ТОКА; НАТРИЕВЫЙ ЭЛЕКТРОД; СЕРНЫЙ ЭЛЕКТРОД.

#### Ссылка при цитировании:

А.Г. Морачевский, А.А. Попович, А.И. Демидов. Натрий-серный аккумулятор: новые направления развития // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 110–117. DOI: 10.18721/JEST.230410.

A.G. Morachevskiy, A.A. Popovich, A.I. Demidov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

## NEW TRENDS OF SODIUM-SULFUR BATTERIES DEVELOPMENT

This paper reviews foreign publications on room temperature sodium-sulfur batteries research of the last decade (2007-2017). Until the end of the last century, a number of companies produced sodium-sulfur batteries with  $\beta$ -alumina solid electrolyte and operating temperatures of 320–340 °C. Along with high electrochemical indices, their important advantage was low cost and unlimited natural reserves of the raw materials, sodium and sulfur. There is every reason to believe that current studies will eliminate the main drawback of the original design of the sodium-sulfur battery, that is, a high operating temperature, without losing its advantages. Lithium-ion batteries, which have become widespread over the past 25 years, remain expensive, lithium natural reserves are limited, and the collection and recycling of used lithium-ion batteries is problematic.

NA-S SYSTEM; SODIUM-SULFUR BATTERY; RECHARGEABLE BATTERIES; SODIUM ELECTRODE; SULFUR ELECTRODE.

Citation:

A.G. Morachevskiy, A.A. Popovich, A.I. Demido, New trends of sodium-sulfur batteries development, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 110–117, DOI: 10.18721/JEST.230410.

В начале второй половины XX века в связи с ускоренным развитием целого ряда областей техники, появлением новых автономных объектов, усложнившейся энергетической обстановкой, экологическими проблемами резко возросла потребность в химических источниках тока (ХИТ) с высокими энергетическими характеристиками. Серийно выпускавшиеся в то время ХИТ, как гальванические элементы, так и аккумуляторы, часть которых была разработана ещё в XIX веке, совершенствовались, модернизировались, но все вносимые в их конструкции изменения не имели принципиального характера.

Академик А.Н. Фрумкин в 1975 году на XI Менделеевском съезде по общей и прикладной химии (Алма-Ата) в своём последнем обобщающем выступлении, получившем известность как «Слово о пользе электрохимии» [1], отмечал: «Электрохимическая промышленность была долго консервативна. Свинцовый аккумулятор предложил в 1859 году Планте... Элемент Лекланше, использующий пару Zn — MnO<sub>2</sub> ...появился в 1865 г.». В числе наиболее перспективных А.Н. Фрумкин назвал систему «натрий — сера». Выдающийся ученый считал создание новых ХИТ одной из важнейших задач прикладной электрохимии, видя особую перспективу в использовании щелочных металлов, халькогенов, апротонных растворителей, твёрдых электролитов.

Пятьдесят лет назад, в 1967 году, появились первые сведения о возможности создания перезаряжаемого источника тока на основе системы «натрий — сера» с применением твёрдого электролита из β-глинозёма (полиалюминат натрия) [2–6]. Особый интерес к системе был вызван тем, что она обладает сравнительно высокой теоретической удельной энергией, равной 760 Вт.ч.кг<sup>-1</sup> (в расчёте на активные компоненты), напряжением разомкнутой цепи 2,07-2,08 В. Реально достигаемая удельная энергия 120-200 Вт.ч.кг-1, в перспективе 200-300 Вт·ч·кг<sup>-1</sup>. Аккумулятор способен разряжаться с большой плотностью тока, до 500 мА·см<sup>-2</sup>, герметичен, пригоден для работы в любых климатических условиях (от -100 до +100 °С), исходные материалы дешевы и доступны. Главный недостаток — температура эксплуатации 320-340 °С, что связано с температурой плавления образующихся полисульфидов и недостаточно высокой проводимостью β-глинозема при более низких температурах. Другие недостатки обусловлены рабочей температурой: исходные компоненты, натрий и сера, в жидком состоянии взрывоопасны при прямом контакте, возникают также трудности в подборе коррозионностойких материалов.

Первые исследования натрий-серного аккумулятора были выполнены в США фирмой Форда (Ford Motors C°), сразу же в разработке конструкции нового ХИТ приняли участие фирмы целого ряда других стран (подробные сведения приведены в обзоре [7]). Перечень фирм, занимавшихся изготовлением аккумуляторов этой системы по состоянию на начало XXI века содержится в справочнике [8].

Первоначально предполагалось, что натрий-серный аккумулятор в «среднетемпературном» исполнении найдет широкое применение для транспортных средств и в аэрокосмической технике; в дальнейшем основным объектом его применения стали считать стационарные батареи для аккумулирования энергии, выравнивания графика нагрузок [9]. В совершенствовании ХИТ активно участвуют китайские исследователи. Ими совместно с японской компанией «Тоkyo Electric Power Company» ведутся работы по совершенствованию производства β-глинозёма и модернизации конструкции аккумулятора [9]. Разрабатываются конструкции аккумуляторов различной ёмкости — от 30 до 650 А·ч. Процессам оптимизации производства натрий-серных аккумуляторов посвящена также работа [10].

Прогресс, достигнутый в исследованиях натрий-серных аккумуляторов для «средних» температур, новые методы синтеза β- и β"-глинозёмов, других суперионных твёрдых электролитов, например NaPS<sub>4</sub>, отмечаются в обзоре Кима с соавторами [11]. Перспективы распространения этого класса аккумуляторов обсуждаются в обзоре испанских авторов [12]. Особо подчеркивается низкая цена и широкая распространенность натрия в природе по сравнению с литием. Авторы справедливо отмечают, что центральной задачей при этом является подбор твёрдого электролита на неорганической или органической основе с высокой проводимостью по ионам натрия. Это позволит перейти к эксплуатации натрий-серных аккумуляторов при комнатной температуре. Из числа неорганических электролитов отмечаются электролиты типа NaSiCoN. Эта группа электролитов имеет общую формулу Na<sub>1+x</sub>Zr<sub>2</sub>Si<sub>x</sub>P<sub>3-x</sub>O<sub>12</sub> (1,8  $\leq x \leq 2,2$ ). Известны электролиты достаточно давно, с 1976 года, исследовались неоднократно, в том числе российскими авторами [13]. Ранние исследования твёрдых электролитов с высокой проводимостью по ионам натрия, возможности их применения в ХИТ подробно рассмотрены в работе [14]. Из числа полимерных электролитов представляет интерес полиэтиленоксид.

Работы, в которых описываются различные варианты конструкций аккумуляторов на основе системы Na-S для комнатной температуры (room temperature sodium-sulfur, сокращённый вариант «RTNa-S»), начали публиковаться с 2006 года, постепенно увеличиваясь в числе. К числу первых относится работа Парка с соавторами [15], в которой изучен при 25 °С полностью твёрдый элемент «натрий - сера» со сложным полимерным электролитом с добавлением NaCFSO<sub>3</sub>. Проводимость по ионам натрия составляла 5,1·10<sup>-4</sup> См·см<sup>-1</sup>. Первоначальная разрядная ёмкость была высокой — 489 мА·ч·г<sup>-1</sup> (в расчете на массу серы), однако после двадцати циклов она составляла лишь 40 мА·ч·г<sup>-1</sup>. Сходные результаты с аналогичным полимерным электролитом получены в работе [16].

В работе [17] изучался механизм реакции разряда элемента на основе системы «Na – S» с жидким электролитом на основе сложного органического соединения (тетраэтиленгликоль диметил эфир) при комнатной температуре. Первоначальная разрядная ёмкость составляла 538 мА·ч·г<sup>-1</sup> (в расчёте на серу), после десяти разрядно-зарядных циклов она снижалась до 240 мА·ч·г<sup>-1</sup>. Каждый разрядный цикл заканчивался образованием Na<sub>2</sub>S<sub>3</sub>, снижение разрядной ёмкости по мере циклирования авторы объясняют тем, что образующиеся при разряде полисульфиды не полностью восстанавливаются до серы при заряде. В работе немецких исследователей [18] указывается, что использование серы может быть повышено путём применения мембраны из твёрдого электролита (β"-глинозём), предотвращающей диффузию растворимых полисульфидов к натриевому аноду. Для этой же цели в перезаряжаемых ХИТ на основе системы Na — S при комнатной температуре можно использовать суперионный стекло-керамический электролит, включающий соединение  $Na_3PS_5$  [19]. Возможно применение других твёрдых электролитов в качестве мембраны, отделяющей натриевый анод от содержащего полисульфиды электролита [20].

Значительный положительный результат достигнут китайскими исследователями, применившими в RTNa-S мезопористый угольный катод с высоким содержанием серы и добавлением в него наночастиц меди. После 110 циклов сохранилась очень высокая ёмкость (610 мА·ч·г<sup>-1</sup>) [21].

Учёными из США (Техасский университет) опубликован в 2014—2016 г. цикл работ [22—28], содержащих всесторонние исследования процессов протекающих в натрий-серном аккумуляторе при комнатной температуре. Электрохимические и спектроскопические исследования, термодинамический анализ зарядно-разрядных процессов в RTNa-S показали их сложный характер. Авторы разделяют образующиеся при разряде аккумулятора полисульфиды общей формулы Na<sub>2</sub>S<sub>n</sub> на две категории: с длинной ( $4 \le n \le 8$ ) и с короткой ( $1 \le n \le 4$ ) цепями. Анодный, катодный и суммарный процессы представляются в следующем виде [22]:

анод — Na  $\leftrightarrow$  Na<sup>+</sup> + e;

катод  $-nS + 2Na^+ + 2e \leftrightarrow Na_2S_n$  ( $4 \le n \le 8$ ); суммарный процесс  $-nS + 2Na \leftrightarrow Na_2S_n$ ( $4 \le n \le 8$ ).

Отмечается стабильно высокая удельная энергия (450 Вт·ч·кг<sup>-1</sup>) и её низкая стоимость исходя из цен на материалы катода и анода [22]. В работах [23, 24] обсуждаются различные устройства, предотвращающие проникновение полисульфидов из катодного пространства в анодное и не препятствующие прохождению ионов натрия. Это позволяет существенно стабилизировать работу RTNa-S. В работе [25] описана конструкция аккумулятора с жидкофазным полисульфидным католитом и электродом из многослойных углеродных нанотрубок. В другом исследовании тех же авторов [26] наряду с углеродными нанотрубками в состав катода входил моносульфид натрия Na<sub>2</sub>S. В этом случае протекающие в RTNa-S процессы можно представить так:

- анод Na  $\leftrightarrow$  Na<sup>+</sup> + e;
- катод S + 2Na<sup>+</sup> + 2 $e \leftrightarrow$  Na<sub>2</sub>S;
- суммарный процесс  $2Na + S \leftrightarrow Na_2S$ .

По данным работы [26] с катодом такого типа после 50 циклов удельная ёмкость аккумулятора составляет 500 мА·ч·r<sup>-1</sup>. Ещё в одной работе из этого цикла [27] при конструировании элемента RTNa-S использовались мембраны из натриевого нафиона (полимерный материал, созданный ещё в 70-х годах прошлого века путём полимеризации фторуглеродных виниловых эфиров, содержащих сульфогруппы). Катод представлял собой композит, включающий активированный уголь с высоко развитой поверхностью, углеродное нановолокно, полисульфид  $Na_2S_6$ . Анод — натриевый. Опыты по циклированию элемента были вполне успешными.

В работе [28] также применялись мембрана из нафиона, полимерный электролит, катод, содержащий диспергированный моносульфид натрия, активированный уголь, углеродное нановолокно.

Очень кратко рассмотрим три работы корейских исследователей [29-31]. В первой из них [29] при конструировании аккумулятора RTNa-S в качестве электролита применялся тетраэтилен гликоль лиметил эфир (TEGDME). мембрана (сепаратор) изготовлялась из в"-глинозёма (обладает более высокой электропроводимостью по сравнению с β-глинозёмом, но худшими механическими свойствами), при изготовлении катодного композита S-C применялся углеродный материал с особо высокой пористостью (объём пор 0,7932 см<sup>3</sup>·г<sup>-1</sup>, удельная поверхность 1696 м<sup>2</sup>·г<sup>-1</sup>). Исходная удельная ёмкость составила 856 мА·ч·г<sup>-1</sup>, после 104 зарядно-разрядных циклов она составляла 521 мА·ч·г<sup>-1</sup>, причем эта величина была достаточно стабильной. Авторы подчеркивают, что полученные результаты являются многообещающими для будущего RTNa-S.

Во второй работе того же авторского коллектива [30] основное внимание было сосредоточено на изучении взаимодействия полисульфидов натрия  $Na_2S_n$  с электролитом TEGDME: определялась их растворимость, установлена зависимость растворения полисульфидов от содержания серы в катодном композите. Для разделения анодного и катодного пространств также применялся твердый электролит. Благодаря оптимизации катодного композита с использованием активированного угля исходная удельная ёмкость повысилась до 1070 мА·ч·г<sup>-1</sup>.

В третьей из работ [31] высокие электрохимические показатели достигаются применением гибкого катода, изготовленного пиролизом недорогих органических материалов.

Различные конструкции стабильно работающих аккумуляторов на основе системы «натрий — сера» описаны в работах [32-36], также опубликованных в 2016-2017 гг. В частности, в работе [33] впервые изучено применение серы, нахоляшейся в соединениях в ковалентном состоянии (covalent S in carbonaceous materials, CSCM), при конструировании RTNa-S батарей. Есть все основания полагать, что применение серы в ковалентной форме может достаточно эффективно предотвратить образование полисульфидов Na<sub>2</sub>S<sub>2</sub>  $(4 \le n \le 8)$ . В работе [33] подробно описано приготовление катодного композита, включающего углеродные материалы, содержащие серу. Использование такого катода в элементах RTNa-S позволяет получать высокие значения обратимой ёмкости (выше 1000 мА·ч·г<sup>-1</sup>), длительно и стабильно циклировать элемент (до 900 циклов при потере ёмкости 0,053% за цикл). По мнению авторов исследования, применение соединений, содержащих серу в ковалентной форме, открывает широкие возможности для создания натрий-серных элементов с высокими электрохимическими характеристиками.

В работе [34] особое внимание уделено созданию RTNa-S, обладающего особо длительным сроком эксплуатации (ultra-long cycle life) и его низкой стоимостью. В качестве катодного материала использовался нанопористый углерод с введением в него серы и других элементов. После 10 тысяч циклов потеря ёмкости при разряде с высокой плотностью тока (4,6 А·г-1) не превышала 20% (после 8 тысяч циклов потеря ёмкости была лишь 3%). Можно считать, что в работе [34] достигнут выдающийся результат в отношении длительности эксплуатации натрий-серного аккумулятора с минимальными потерями его ёмкости. Сходная задача решалась и в другой работе американских исследователей [35]. В основе катодного материала лежал микропористый углерод, в который вводилась сера. Ультрамикропористый углерод служил основой катодного материала в исследовании RTNa-S, выполненном китайскими авторами [36].

В обзоре Адельхельма с соавторами [37], опубликованном в 2015 году, сопоставляются достигнутые электрохимические характеристики для аккумуляторов на основе систем «литий — сера» и «натрий — сера», пригодных для эксплуатации при комнатной температуре. Авторы отмечают, что если к литий-серному аккумулятору для комнатных температур большой интерес проявляется уже в течение десяти лет и опубликовано в этой области очень много работ, то интерес к натрий-серному аккумулятору возник только в самые последние годы. В заключительной части обзора [37] указывается, что, несмотря на более низкие значения теоретической удельной энергии и других характеристик системы «натрий сера» по сравнению с системой «литий — сера», уже на основании первых опубликованных исследований можно предполагать, что при комнатной температуре натрий-серные аккумуляторы будут более предпочтительны, чем литий-серные. При этом такой вывод основывается на сопоставлении результатов электрохимических исследований, без учёта более низкой стоимости натрия и его широкого распространения в природе.

Сведения о фазовой диаграмме системы «натрий — сера», её термодинамических и электрохимических исследованиях, их применении в химических источниках тока при различных температурах эксплуатации содержатся в обзоре [38], существенно дополняющем ранее опубликованные работы [4] и [6].

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Фрумкин А.Н.** Некоторые проблемы электрохимии // Избранные труды. Электродные процессы. М.: Наука, 1987. С. 24–30.

2. Садуорс Дж., Тилли А. Серно-натриевые аккумуляторы / Пер. с англ. М.: Мир, 1988. 672 с.

**3. Морачевский А.Г., Шестеркин И.А., Буссе-Мачукас В.Б. [и др.].** Натрий. Свойства, производство, применение / Под ред. А.Г. Морачевского. СПб.: Химия, 1993. 312 с.

4. **Морачевский А.Г.** Физико-химические и электрохимические исследования системы натрий сера в расплавленном состоянии // Журн. прикл. химии. 1996. Т. 69, № 9. С. 1409–1426.

5. **Sudworth J.L.** High-temperature battery systems // Phil. Trans. Royal Soc. (London). A. 1996. Vol. 354. P. 1595–1612.

6. **Морачевский А.Г.** Физико-химические и электрохимические исследования серно-натриевых аккумуляторов // Научно-технические ведомости СПбГТУ. 1999. № 2 (16). С. 30–36.

7. Foulkes F.R., Choi P.T. Sodium-sulphursells // Canad. J. Chem. Eng. 1978. Vol. 56, № 2. P. 236–245.

8. Химические источники тока. Справочник / Под ред. Н.В. Коровина, А.М. Скундина. М.: Издво Моск. энергетич. ин-та (МЭИ), 2003. 740 с.

9. Wen Z., Cao J., Gu Z. [et al.]. Research on sodium sulfur battery for energy storage // Solid State Ionics. 2008. Vol. 179. P. 1697–1701.

10. Wen Z., Hu Y., Wu X. [et al.]. Niain hallenges for high performance NaS battery: Materials and Interfaces // Adv. Funct. Mater. 2013. Vol. 23. P. 1005–1018.

11. Kim H., Jeang G., Kim Y.-U. [et al.] Metallic anodes for next generation secondary batteries // Chem. Soc. Rev. 2013. Vol. 43. P. 9011–9034.

12. **Hueso K.B., Armand M., Roja T.** High temperature sodium batteries: status, challenges and future trends // Energy Environ. Sci. 2013. Vol. 6. P. 734–743.

13. Букун Н.Г., Домашнев И.А., Москвина Е.И., Укше Е.А. Синтез и электропроводность твердого электролита типа NaSiCoN // Изв. АН СССР. Неорганические материалы. 1988. Т. 24, № 3. С. 443–447.

14. Shriver D.F., Farrington G.C. Solid ionic conductors // Chem. Eng. News. 1985. Vol. 63. № 20. P. 42–44.

15. Park C.-W., Ahn J.-H., Ryu H.-S. [et al.]. Roomtemperature solid-state sodium-sulfur battery // Electrochem. Solid-State Lett. 2006. Vol. 9, № 3. P. A123-A125.

16. Kim J.-S., Ahn H.-J., Kim I.-P. [et al.]. The short-term cycling properties of Na|PVdF|S battery at ambient temperature // J. Solid State Electrochem. 2008. Vol. 12. P. 861–865.

17. **Ryu H., Kim T., Kim K. [et al.].** Discharge reaction mechanism of room-temperature sodium-sulfur battery with tetra ethylene glycol dimethyl ether liquid electrolyte // J. Power Sources. 2011. Vol. 196. P. 5186–5190.

18. Wenzel S., Metelmann H., Raiss C. Thermodynamics and cell chemistry of room temperature sodium-sulfur cells with liquid and liquid-solid electrolyte // J. Power Sources. 2013. Vol. 243. P. 758–765.

19. Hayshi A., Noi K., Sakuda A., Tatsumisago M. Superionic glass-ceramic electrolytes for room-temperature rechargeable sodium batteries // Nature communic. 2012. Vol. 3. P. 856.

20. Bauer I., Kohl M., Althues H., Kaskel S. Shuttle suppression in room temperature sodium-sulfur batteries using ion selective polymer membranes // Chem. Communic. 2014. Vol. 50. P. 3208–3210.

21. Zheng S., Han P., Han Z. [et al.]. Nano-copper-assisted immobilization of sulfur in high-surface-area mesoporous carbon cathodes for room temperature Na-S batteries // Adv. Energy Mater. 2014. Vol. 14. 1400226. P. 1–7.

22. Yu X., Manthiram A. Highly reversible room-temperature sulfur/long-chain sodium polysulfide batteries // Phys. Chem. Letters. 2014. Vol. 5. P. 1943–1947.

23. Yu X., Manthiram A. Capacity enhancement and disharge mechanisms of room-temperature sodium-sulfur batteries // ChemElectroChem. 2014. Vol. 1. P. 1275–1280.

115

24. Manthiran A., Yu X. Ambient temperature sodium-sulfur batteries // Small. 2015. Vol. 11. № 18. P. 2108–2114.

25. Yu X., Manthiram A. Room-temperature sodium-sulfur batteries with liquid-phase sodium polysulfide catholytes and binder-free multiwall carbon nanotube fabric electrodes // J. Phys. Chem. C. 2014. Vol. 118. P. 22952–22959.

26. Yu X., Manthiram A.  $Na_2S$  — Carbon nanotube fabric electrodes for room-temperature sodium-sulfur batteries // Chem. Eur. J. 2015. Vol. 21. P. 4233–4237.

27. Yu X., Manthiram A. Ambient-temperature sodium-sulfur batteries with a sodiated nafion membrane and a carbon namofiber-activated carbon composite electrode // Adv. Energy Mater. 2015. Vol. 5. 1500350. P. 1-6.

28. Yu X., Manthiram A. Performance enhancement and mechanistic studies of room-temperature sodium-sulfur batteries with a carbon-coated functional nafion separator and a Na<sub>2</sub>S/activated carbon nanofiber cathode // Chem. Mater. 2016. Vol. 28. P. 896–905.

29. Kim I., Park J.-Y., Kim C.H. [et al.]. A room temperature Na-S battery using a alumina solid electrolyte separator, tetraethylene glycol dimethyl ether electrolyte, and S-C composite cathode // J. Power Sources. 2016. Vol. 301. P. 332–337.

30. Kim I., Park J.-Y., Kim C. [et al.]. Sodium polysulfides during charge-discharge of the room-temperature Na-S battery using TEGDME electrolyte // J. Electrochem. Soc. 2016. Vol. 163, № 5. P. A611-A616.

31. Kim I., Kim C.H., Choi S.H. [et al.]. A singular flexible cathode for room temperature sodium-sulfur battery // J. Power Sources. 2016. V. 307. P. 31–37.

32. Wei S., Xu S., Agraval A. [et al.]. A stable room-temperature sodium-sulfur battery // Nature Communications. 2016. Vol. 7. № 11722.

33. Fin L., Ma R., Yang Y. [et al.]. Covalent sulfur for advanced room temperature sodium-sulfur batteries // Nano Energy. 2016. Vol. 28. P. 304–310.

34. Qiang Z., Chen Y.-M., Xia Y. [et al.]. Ultra-long cycle life, low-cost room temperature sodium-sulfur batteries enstabled by hyghly doped (N.S) nanoporous carbons // Nano Energy. 2017. V. 32. P. 59–66.

35. Carter R., Oakes L., Douglas A. [et al.]. A sugar-derived room-temperature sodium-sulfur battery with long term cycling stability // Nano Letters. 2017. Vol. 17,  $N^{\circ}$  3. P. 1863–1869.

36. Hu L., Lu Y., Zhang T. [et al.]. Ultramicroporous carbon through an activation-free approach for Li-S and Na-S batteries in carbonate-based electrolyte // ACS Applied Mater. Interfaces. 2017. Vol. 9. № 16. P. 13813–13818.

37. Adelhelm P., Hartmann P., Bender C.L. [et al.]. From lithium to sodium: cell chemistry of room temperature sodium-air and sodium-sulfur batteries // Beilxt-fin J. Nanotechnology. 2015. Vol. 6. P. 1016–1055.

38. **Морачевский А.Г.,** Демидов А.И. Система натрий — сера: фазовая диаграмма, термодинамические свойства, электрохимические исследования, применение в химических источниках тока в расплавленном и твердом состояниях // Журн. прикл. химии. 2017. Т. 90, № 5. С. 521–536.

39. Morachevskii A.G., Demidov A.I. Sodium-sulfur system: phase diagram, thermodynamic properties, electrochemical studies, and use in chemical current sources in the molten and solid states // Russ. J. Appel. Chem. 2017. Vol. 90,  $N_{2}$  5. P. 661–675.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**МОРАЧЕВСКИЙ Андрей Георгиевич** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: morachevski@mail.ru

**ПОПОВИЧ Анатолий Анатольевич** — доктор технических наук Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: popovicha@mail.ru

**ДЕМИДОВ Александр Иванович** — доктор химических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: demidov1902@gmail.com

### REFERENCES

[1] **Frumkin A.N.** Nekotoryye problemy elektrokhimii. Izbrannyye trudy. Elektrodnyye protsessy. M.: Nauka, 1987. S. 24–30. (rus.)

[2] **Saduors Dzh., Tilli A.** Serno-natriyevyye akkumulyatory / Per. s angl. M.: Mir, 1988. 672 s. (rus.)

[3] Morachevskiy A.G., Shesterkin I.A., Busse-Machukas V.B. [i dr.]. Natriy. Svoystva, proizvodstvo, primeneniye / Pod red. A.G. Morachevskogo. SPb.: Khimiya, 1993. 312 s. (rus.)

[4] Morachevskiy A.G. Fiziko-khimicheskiye i elektrokhimicheskiye issledovaniya sistemy natriy — sera v rasplavlennom sostoyanii. *Zhurn. prikl. khimii.* 1996. T. 69, № 9. S. 1409–1426. (rus.)

[5] Sudworth J.L. High-temperature battery systems. *Phil. Trans. Royal Soc.* (London). A. 1996. Vol. 354. P. 1595–1612.

[6] **Morachevskiy A.G.** Fiziko-khimicheskiye i elektrokhimicheskiye issledovaniya serno-natriyevykh akkumulyatorov. *Nauchno-tekhnich. vedomosti SPbGTU*. 1999. № 2 (16). S. 30–36.

[7] Foulkes F.R., Choi P.T. Sodium-sulphur sells. Canad. J. Chem. Eng. 1978. Vol. 56, № 2. P. 236–245.

[8] Khimicheskiye istochniki toka. Spravochnik / Pod red. N.V. Korovina, A.M. Skundina. M.: Izd-vo Mosk. energetich. in-ta (MEI), 2003. 740 s. (rus.)

[9] Wen Z., Cao J., Gu Z. [et al.]. Research on sodium sulfur battery for energy storage. *Solid State Ionics*. 2008. Vol. 179. P. 1697–1701.

[10] Wen Z., Hu Y., Wu X. [et al.]. Niain hallenges for high performance NaS battery: Materials and Interfaces. *Adv. Funct. Mater.* 2013. Vol. 23. P. 1005–1018.

[11] Kim H., Jeang G., Kim Y.-U. [et al.]. Metallic anodes for next generation secondary batteries. *Chem. Soc.* Rev. 2013. Vol. 43. P. 9011–9034.

[12] Hueso K.B., Armand M., Roja T. High temperature sodium batteries: status, challenges and future trends. *Energy Environ*. Sci. 2013. Vol. 6. P. 734–743.

[13] Bukun N.G., Domashnev I.A., Moskvina Ye.I., Ukshe Ye.A. Sintez i elektroprovodnost tverdogo elektrolita tipa NaSiCoN. *Izv. AN SSSR. Neorgan. mater.* 1988. T. 24, № 3. S. 443–447. (rus.)

[14] Shriver D.F., Farrington G.C. Solid ionic conductors. *Chem. Eng. News.* 1985. Vol. 63, № 20. P. 42–44.

[15] Park C.-W., Ahn J.-H., Ryu H.-S. [et al.]. Roomtemperature solid-state sodium-sulfur battery. *Electrochem. Solid-State Lett.* 2006. Vol. 9. № 3. P. A123-A125.

[16] Kim J.-S., Ahn H.-J., Kim I.-P. [et al.]. The short-term cycling properties of Na|PVdF|S battery at ambient temperature. *J. Solid State Electrochem*. 2008. Vol. 12. P. 861–865.

[17] **Ryu H., Kim T., Kim K.** [et al.]. Discharge reaction mechanism of room-temperature sodium-sulfur battery with tetra ethylene glycol dimethyl ether liquid electrolyte. *J. Power Sources.* 2011. Vol. 196. P. 5186–5190.

[18] Wenzel S., Metelmann H., Raiss C. Thermodynamics and cell chemistry of room temperature sodium-sulfur cells with liquid and liquid-solid electrolyte. *J. Power Sources*. 2013. Vol. 243. P. 758–765.

[19] Hayshi A., Noi K., Sakuda A., Tatsumisago M. Superionic glass-ceramic electrolytes for room-temperature rechargeable sodium batteries. *Nature communic*. 2012. Vol. 3. P. 856.

[20] Bauer I., Kohl M., Althues H., Kaskel S. Shuttle suppression in room temperature sodium-sulfur batteries using ion selective polymer membranes. *Chem. Communic.* 2014. Vol. 50. P. 3208–3210.

[21] Zheng S., Han P., Han Z. [et al.]. Nano-copper-assisted immobilization of sulfur in high-surface-area mesoporous carbon cathodes for room temperature Na-S batteries. *Adv. Energy Mater.* 2014. Vol. 14. 1400226. P. 1–7. [22] Yu X., Manthiram A. Highly reversible roomtemperature sulfur/long-chain sodium polysulfide batteries. *Phys. Chem. Letters*. 2014. Vol. 5. P. 1943–1947.

[23] Yu X., Manthiram A. Capacity enhancement and disharge mechanisms of room-temperature sodium-sulfur batteries. *ChemElectroChem*. 2014. Vol. 1. P. 1275–1280.

[24] Manthiran A., Yu X. Ambient temperature sodium-sulfur batteries. *Small.* 2015. Vol. 11, № 18. P. 2108–2114.

[25] Yu X., Manthiram A. Room-temperature sodium-sulfur batteries with liquid-phase sodium polysulfide catholytes and binder-free multiwall carbon nanotube fabric electrodes. *J. Phys. Chem.* C. 2014. Vol. 118. P. 22952–22959.

[26] Yu X., Manthiram A. Na<sub>2</sub>S – Carbon nanotube fabric electrodes for room-temperature sodium-sulfur batteries. *Chem.* Eur. J. 2015. Vol. 21. P. 4233–4237.

[27] Yu X., Manthiram A. Ambient-temperature sodium-sulfur batteries with a sodiated nafion membrane and a carbon namofiber-activated carbon composite electrode. *Adv. Energy Mater.* 2015. Vol. 5. 1500350. P. 1–6.

[28] **Yu X., Manthiram A.** Performance enhancement and mechanistic studies of room-temperature sodium-sulfur batteries with a carbon-coated functional nafion separator and a Na<sub>2</sub>S/activated carbon nanofiber cathode. *Chem. Mater.* 2016. Vol. 28. P. 896–905.

[29] **Kim I., Park J.-Y., Kim C.H. [et al.].** A room temperature Na-S battery using a alumina solid electrolyte separator, tetraethylene glycol dimethyl ether electrolyte, and S-C composite cathode. *J. Power Sources*. 2016. Vol. 301. P. 332–337.

[30] **Kim I., Park J.-Y., Kim C. [et al.].** Sodium polysulfides during charge-discharge of the room-temperature Na-S battery using TEGDME electrolyte. *J. Electrochem. Soc.* 2016. Vol. 163, № 5. P. A611-A616.

[31] **Kim I., Kim C.H., Choi S.H. [et al.].** A singular flexible cathode for room temperature sodium-sulfur battery. *J. Power Sources*. 2016. Vol. 307. P. 31–37.

[32] Wei S., Xu S., Agraval A. [et al.]. A stable room-temperature sodium-sulfur battery. Nature Communications. 2016. Vol. 7. № 11722.

[33] Fin L., Ma R., Yang Y. [et al.]. Covalent sulfur for advanced room temperature sodium-sulfur batteries. *Nano Energy*. 2016. Vol. 28. P. 304–310.

[34] Qiang Z., Chen Y.-M., Xia Y. [et al.]. Ultra-long cycle life, low-cost room temperature sodium-sulfur batteries enstabled by hyghly doped (N.S) nanoporous carbons. *Nano Energy*. 2017. Vol. 32. P. 59–66.

[35] Carter R., Oakes L., Douglas A. [et al.]. A sugar-derived room-temperature sodium-sulfur battery with long term cycling stability. *Nano Letters*. 2017. Vol. 17,  $N^{\circ}$  3. P. 1863–1869.

[36] Hu L., Lu Y., Zhang T. [et al.]. Ultramicroporous carbon through an activation-free approach for Li-S and Na-S batteries in carbonate-based electrolyte. *ACS Applied Mater. Interfaces.* 2017. Vol. 9, № 16. P. 13813–13818.

[37] Adelhelm P., Hartmann P., Bender C.L. [et al.]. From lithium to sodium: cell chemistry of room temperature sodium-air and sodium-sulfur batteries. *Beilxtfin J. Nanotechnology*. 2015. Vol. 6. P. 1016–1055.

[38] **Morachevskiy A.G., Demidov A.I.** Sistema natriy – sera: fazovaya diagramma, termodinamicheskiye svoystva, elektrokhimicheskiye issledovaniya, primeneniye v khimicheskikh istochnikakh toka v rasplavlennom i tverdom sostoyaniyakh. *Zhurn. prikl. khimii.* 2017. T. 90, № 5. S. 521–536. (rus.)

[39] Morachevskii A.G., Demidov A.I. Sodium-sulfur system: phase diagram, thermodynamic properties, electrochemical studies, and use in chemical current sources in the molten and solid states. *Russ. J. Appel. Chem.* 2017. Vol. 90,  $\mathbb{N}$  5. P. 661–675. (rus.)

#### AUTHORS

MORACHEVSKIY Andrey G.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: morachevski@mail.ru POPOVICH Anatolii A.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: popovicha@mail.ru DEMIDOV Aleksandr I.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: demidov1902@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 8 ноября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230411 УДК 621.73: 669.295

А.М. Золотов<sup>1</sup>, Т.А. Чижик<sup>2</sup>, М.О. Смирнов<sup>3</sup>

 3 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия
 2 — ПАО «Силовые машины», Санкт-Петербург, Россия

# ПОСТРОЕНИЕ ДИАГРАММ РЕКРИСТАЛЛИЗАЦИИ ТРЕТЬЕГО РОДА ТИТАНОВОГО СПЛАВА ВТ6

Рабочая лопатка последней ступени цилиндра низкого давления паровых турбин — наукоемкая и ответственная деталь, которая требует непрерывного совершенствования технологии изготовления с целью повышения эксплуатационных характеристик и механических свойств. Штамповка и термическая обработка являются структурообразующими операциями, они определяют уровень и стабильность свойств турбинных лопаток. В работе исследованы термодеформационные параметры процесса штамповки заготовок турбинных лопаток из титанового сплава ВТ6. Спроектирована и изготовлена оснастка для испытаний, выполнены вспомогательные расчеты. Проведены испытания на сжатие с последующей термической обработкой. Построены диаграммы рекристаллизации титанового сплава ВТ6 для двух режимов термической обработки. Исследованы три степени деформации и три температуры испытаний. Выполнен микроструктурный анализ испытанных образцов. ДИАГРАММЫ РЕКРИСТАЛЛИЗАЦИИ; ТИТАНОВЫЙ СПЛАВ; ПЛАСТИЧЕСКАЯ ДЕФОРМАЦИЯ; ТУРБИННАЯ ЛОПАТКА; МИКРОСТРУКТУРА.

#### Ссылка при цитировании:

А.М. Золотов, Т.А. Чижик, М.О. Смирнов. Построение диаграмм рекристаллизации третьего рода титанового сплава ВТ6 // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 118–126. DOI: 10.18721/JEST.230411.

A.M. Zolotov<sup>1</sup>, T.A. Chizhik<sup>2</sup>, M.O. Smirnov<sup>3</sup>

1, 3 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia 2 — PJSC «Power machines», St. Petersburg, Russia

# DRAWING THE THIRD KIND RECRYSTALLIZATION CURVES OF TITANIUM ALLOY VT6

The last-stage working blade of the low-pressure cylinder of steam turbines is a high-tech and critical part that requires continuous improvement of manufacturing technology with the aim of improving operation factors and mechanical properties. Stamping and heat treatment are structure-forming operations, they determine the level and stability of turbine blades' properties. This study is aimed at investigating the parameters of the thermal process of stamping the blanks of turbine blades made of titanium alloy VT6. The equipment for tests was engineered and manufactured, auxiliary calculations were performed. The compression tests with subsequent thermal treatment were performed. Recrystallization curves of the titanium alloy VT6 for two heat treatment conditions were constructed. We investigated three deformation degrees and test temperatures. The microstructure analysis of the tested specimens was carried out.

RECRYSTALLIZATION CURVES; TITANIUM ALLOY; PLASTIC DEFORMATION; TURBINE BLADE; MICRO-STRUCTURE.

Citation:

A.M. Zolotov, T.A. Chizhik, M.O. Smirnov, Drawing the third kind recrystallization curves of titanium alloy VT6, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 118–126, DOI: 10.18721/JEST.230411.

#### Введение

Один из важнейших элементов конструкции паровой турбины — рабочая лопатка последней ступени цилиндра низкого давления, которая в значительной степени определяет выходную мощность всей турбоустановки.

Создание крупногабаритных лопаток современных паровых турбин требует разработки специальной технологии изготовления высокоточной сложно-профильной штампованной заготовки с высоким уровнем прочности, стабильностью эксплуатационных характеристик в условиях многоциклового нагружения и каплеударной эрозии [1, 2].

В силу больших габаритов лопаток и условий их эксплуатации в современном энергомашиностроении стали активно применять титановые сплавы, в частности ВТ6. По сравнению со сталями [3, 4] они позволяют значительно облегчить конструкцию и менее подвержены каплеударной эрозии.

К материалу лопаток предъявляются высокие требования по величине микро- и макрозерна, а также количественному соотношению фаз материала в штампованной заготовке, которые определяют эксплуатационные характеристики изделия. Также регламентированы механические свойства во всех зонах, как в продольном, так и в поперечном направлениях штампованной заготовки. Подобные требования вынуждают уделять большое внимание процессу штамповки как к формообразующей и структурообразующей операции для титановых сплавов.

Именно структура материала, формирующаяся при обработке давлением и термической обработке, определяет эксплуатационные характеристики турбинной лопатки [3, 5].

Для ее прогнозирования используются диаграммы рекристаллизации третьего рода (рис. 1). В качестве примера представлены диаграммы рекристаллизации титанового сплава ВТ3–1, на которых показана зависимость величины зерна от степени деформации и температуры [6].

Можно сказать, что диаграммы рекристаллизации необходимы для выбора температуры деформации (при горячей объемной штамповке или ковке) и режима окончательной термической обработки. Они определяют



Fig. 1. Recrystallization curves of the titanium alloy VT3–1 (temperature of polymorphic transition 990 °C)

119

склонность к росту зерна при дополнительных технологических нагревах в зависимости от предыстории получения конкретного полуфабриката или изделия.

По этой причине при разработке технологии требуется иметь диаграммы рекристаллизации для сплава ВТ6, которых нет в свободном доступе.

Цель работы — построение диаграмм рекристаллизации третьего рода титанового сплава ВТ6 для двух режимов термической обработки.

#### Материал и методика работы

Было решено построить диаграммы для двух различных режимов термической обработки.

Первая заключается в нагреве до температуры 750 °C с выдержкой 120 мин. и охлаждение на воздухе.

Второй режим термической обработки — нагрев до температуры ниже  $T_{nn}$  (температура полиморфного превращения), выдержка, за-калка в воду с последующим отжигом.

Образцы Ø10×15 мм для испытаний вырезались из прутковой заготовки Ø200×220 мм весом 31,2 кг.

Заготовка прошла все стадии обработки по технологии изготовления штампованных заготовок из сплава BT6.

Слиток Ø743 мм  $\rightarrow$  ковка в  $\beta$ -, ( $\alpha + \beta$ )- областях на Ø200 (уков  $\geq$ 3,5)  $\rightarrow$  м/о на Ø185 мм, резка на заготовки, далее идет фасонная ковка, штамповка и термическая обработка.

Величина макрозерна заготовки соответствует 4—6 баллам с участками 7-го балла менее 20%. Микроструктура прутков в продольном и поперечном направлении на периферии и в центре соответствует типам 2 и 3а по шкале 1 приложения к ОСТ 190002—86.  $T_{\rm nn}$  определена на биллете после первой ковки и составляет 978 °С.

Разработана схема разрезки образцов и конструкция приспособления для испытаний (рис. 2).

Конструкция состоит из трубы, которая служит как экраном, так и направляющим элементом, и двух бойков. На нижний, неподвижный боек насажена труба, верхний боек — рабочий. Выточки в бойках сделаны с целью достичь точности при укладке образца на нижний инструмент и исключить возможность его проскальзывания при испытаниях.

Учитывая необходимость проведения испытаний при высоких температурах (до 1050°)



Рис. 2. Модель приспособления для испытаний Fig. 2. Model of the equipment for tests

в условиях, максимально приближенных к изотермическим, сложной задачей было изготовления оснастки для проведения испытаний на прессе.

В качестве материала экрана была выбрана труба Ø38×3 длиной 40 мм из жаропрочной стали 20Х23Н18.

В результате анализа литературных данных деформационных характеристик различных материалов при высоких температурах, а также работ, посвященных изотермическому деформированию титановых сплавов, для материала бойков был выбран сплав на никелевой основе XH55BMTKЮ (ЭИ929) [7–14]. Данный сплав используется для изготовления лопаток газовых турбин и удовлетворяет таким требованиям, как необходимый запас прочности при температуре деформации, отсутствие окисления поверхности, стабильность свойств в условиях длительного пребывания при температурах 800–1100 °C [15].

При проектировании конструкции возникла задача определения зазора между бойками и экраном. Она обусловлена термическим расширением различных по своим теплофизическим характеристикам материалов оснастки. При нагреве в печи собранной конструкции верхний подвижный боек может войти в контакт с внутренней стенкой контейнера, что может привести к некорректным результатам либо невозможности проведения осадки. Нельзя также взять слишком большой допуск на тепловое расширение, ибо в этом случае нарушится центровка пуансона.

Данная задача решена с использованием программного комплекса ANSYS16.1. Теплофи-

зические свойства приняты согласно справочной литературе и интегрированы в программный комплекс [9, 15].

По результатам расчета были проанализированы перемещения материала и установлена необходимость зазора 0,3 мм на температурное расширение материала конструкции.

В качестве защитного покрытия образцов из сплава ВТ6 была выбрана стеклоэмаль ЭВТ 24 [16, 17]. Она служит защитой от образования альфированного слоя при термообработке титановых сплавов [18, 19].

Исходный материал — сухой шликер, доведенный путем смешивания с водой до сметанообразной массы.

Подготовка поверхности образцов перед нанесением покрытия включала в себя пескоструйную обработку образцов электрокорундом и обезжиривание поверхности.

Для нанесения равномерного слоя образцы предварительно подогревались до 60-80 °С, после чего на них наносилась эмаль. Далее образцы высушивались в сушильном шкафу.

Также в программном комплексе DEFORM-3D была решена вспомогательная задача определение времени прогрева наибольшего сечения конструкции.

Для подтверждения расчетных данных было решено поместить термопару в рабочее пространство печи. При укладке в печь к конструкции подводились рабочие концы термопары для замера фактического прогрева нижней плиты (рис. 3).

В результате полный выход на необходимую температуру по всему сечению конструкции при моделировании и реальном процессе составил 25 минут.

После нагрева и выдержки вся конструкция перемещалась на пресс для проведения испытаний (рис. 4).

Готовые образцы были разрезаны в средней плоскости вдоль оси цилиндра методом электроэрозионной резки.

Для исследования неравномерностей распределения деформации внутри образца была в программном комплексе DEFORM-3D смоделирована задача осадки образцов при температурах проведения испытаний (рис. 5).

Коэффициент трения по Зибелю был выбран равным 0,4 на основании экспериментальных и литературных данных [20].



Рис. 3. Вывод фактической температуры на датчик при помощи термопары Fig. 3. The output of the actual temperature at the sensor using a thermocouple

Были получены поля распределения накопленной интенсивности деформаций, характер которых практически не зависит от температуры деформации.

В результате проведенного моделирования были выявлены зоны, необходимые для последующего анализа структуры.

Далее проводилась термическая обработка заготовок образцов по двум режимам.



Рис. 4. Фотография конструкции непосредственно перед испытанием Fig. 4. Picture of the equipment immediately prior to the test



Puc. 5. Распределения интенсивности деформаций при осадке Fig. 5. Distribution of intensity of strain after upsetting

После испытаний нанесенная эмаль застыла в виде стекла. Поэтому перед резкой боковые поверхности образцов были механически обработаны.

Из полученных заготовок изготавливались шлифы, после чего проведен анализ структуры при помощи оптического микроскопа Carl Zeiss и программного пакета Thixomet.

# Экспериментальное или расчетное исследование

Для построения диаграмм рекристаллизации были выбраны две температуры деформации ниже полиморфного превращения и одна температура выше  $T_{\rm mn}$ . Температуры составили 900, 950 и 1030 °C.

Температура испытания, °С	Номер образца	Высота осаженного образца, мм	Истинная степень деформации	Балл макрозерна после деформацииии и ТО	Балл микрозерна после деформации и ТО	Средний диаметр зерна после ТО, мкм
	13-1	10	0,4054651	1	2	11,5
000	14-1	11,8	0,2399507	2	2	13,7
900	15-1	13,4	0,1127955	3	2	17,5
	16-1	14,4	0,040822	3	2	16,3
	17-1	9,5	0,4567584	1	26	10,3
050	18-1	12	0,2231436	2	26	11,8
930	19-1	13	0,1431008	3	26	15,1
	20-1	14	0,0689929	3	26	12,2
	21-1	9,2	0,4888467	8	6a	549
1030	22-1	11,5	0,2657032	9	7	720
	23-1	12,9	0,1508229	9	9	647
	24-1	14	0,0689929	10	9	548

Параметры структуры после первого режима термической обработки Parameters of the microstructure after the first heat treatment condition

Макроструктура оценивалась по 10-тибалльной шкале (инструкция ВИАМ № 1054–76). Микроструктура оценивалась по шкале 1 приложения к ОСТ 190002–86.

Полученные значения после первого режима термической обработки (нагрев до температуры 750 °С, выдержка 120 мин, охлаждение на воздухе) представлены в таблице.

Далее по полученным данным были построены диаграммы рекристаллизации (рис. 6, 7).

#### Результаты

На основании проведенных исследований построены диаграммы рекристаллизации для титанового сплава BT6.

Макроструктура однородная, матового фона. Имеет одинаковый характер при температурах обработки давлением 900 и 950 °С. При обработке в β-области заметны увеличение балла макрозерна и резкий пик в зоне малых деформаций.

Микроструктура состоит из равноосных и вытянутых зерен  $\alpha$ -фазы в ( $\alpha$ + $\beta$ )-матрице. При 900 °С наблюдаются большое количество глобулярных зерен  $\alpha$ -фазы и минимальное при-

сутствие  $\beta$ -фазы. В области 950 °С после обоих режимов структура переходит к типу 26, который характеризуется меньшим количеством  $\alpha$ -фазы и ее выделением по границам  $\beta$ -зерен.

С увеличением степени деформации отмечено уменьшение среднего размера зерна. На характерном для титановых сплавов интервале критических деформаций (15%) при температурах 900 и 950 °С не зафиксирован резкий рост зерна. Наблюдается увеличение среднего диаметра на 1–3 мкм.

При температуре испытаний 1030 °С в обоих случаях ТО характеризуются пластинчатой  $\beta$ -структурой. В случае первого режима термической обработки при большой степени деформации (0,49) можно наблюдать выделение  $\alpha$ -фазы по границам  $\beta$ -зерен, при малых степенях деформации структура имеет только пластинчатый характер и практически не имеет различий.

Структура после второй термической обработки отличается максимальной сферичностью глобул α-фазы и меньшими пластинами β-фазы в случае температур 900 и 950 °С.



Рис. 6. Диаграмма рекристаллизации по макрозерну после первой термической обработки (T = 900 °C; 950 °C; 1030 °C) Fig. 6. Macrograin recrystallization curves after the first heat treatment condition



Рис. 7. Диаграмма рекристаллизации по среднему диаметру зерна после первой термической обработки (T - 900; 950; 1030 °C) Fig. 7. Average grain diameter recrystallization curves after the first heat treatment condition

#### Выводы

Полученные диаграммы рекристаллизации титанового сплава ВТ6 предполагаются использовать для последующей оценки структуры по результатам распределения температурных полей и степени деформации по всему сечению заготовки, которые будут получены путем математического моделирования процесса штамповки.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Петухов А.Н., Стадников А.Н., Миллер М.Ю., Руденок Е.С. Экспериментальные исследования частотных характеристик и определение предела выносливости рабочих лопаток паровой турбины по 1-й крутильной форме колебаний // Вестник двигателестроения. 2012. № 2. С. 199–202.

2. Варавка В.Н., Кудряков О.В., Медников А.Ф. Прогнозирование эрозионного износа титановых сплавов в условиях длительного каплеударного воздействия // Вестник ДГТУ. 2011. Т. 11. № 9 (60). С. 1575–1585.

3. **Jaffee R.** Titanium steam turbine blading: Workshop proc., Palo Alto, California, 9–10 Nov. 1988 / Prep. for the Electric power research inst.; Ed. by R.I. Jaffee.— New York etc.: Pergamon press, Cop. 1990. X, 459 c.

4. Ermachenko A.G., Lutfullin R. Ya., Mulyukov R.R. Advanced technologies of processing titanium alloys and their applications in industry // Reviews on Advanced Materials Science. 29 (2011) 68–82.

5. Илларионов А.Г., Попов А.А. Технологические и эксплуатационные свойства титановых сплавов. Екатеринбург.: Изд-во Урал. ун-та, 2014. 137 с.

6. Никольский Л.А., Фиглин С.З., Бойцов В.В., Калпин Ю.Г., Бахарев А.В. Горячая штамповка и прессование титановых сплавов. М.: Машиностроение, 1975. 285 с.

7. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник. М.: Металлургия, 1976. 488 с.

 Нермарк В.Е. Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике: Справочник.
 М.: Энергомашиностроение, 1976. 240 с.

9. Полухин П.И., Гун Г.Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Металлургия, 1983. 352 с.

10. Масленков С.Б., Масленкова Е.А. Стали и сплавы для высоких температур: Справ. изд. в 2-х кн. Кн. 1. М.: Металлургия, 1991. 383 с. 11. **Фиглин С.З., Бойцов В.В., Калпин Ю.Г., Каплин Ю.И.** Изотермическое деформирование металлов. М.: Машиностроение, 1978. 239 с.

12. Сорокин В.Г., Волосникова А.В., Вяткин С.А. Марочник сталей и сплавов. М.: Машиностроение, 1989. 640 с.

13. Анищенко А.С. Штамповый материал для изотермической штамповки поковок из титановых сплавов // Вопросы материаловедения, 1995. № 2. С. 40–44.

14. **Ульянин Е.А.** Коррозионностойкие стали и сплавы: Справочное издание. М.: Металлургия, 1991. 256 с.

15. Дзугутов М.Я. Прочность и деформируемость высоколегрованных сталей и сплавов. М.: Металлургия, 1990. 301 с.

16. **Солнцев С.С.** Защитные покрытия металлов при нагреве: Справочное пособие. Изд. 2-е, доп. М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2009. 248 с.

17. Астанин В.В., Сафин Ф.Ф., Кандаров И.В., Артюхин Ю.В., Половников В.М. Применение низкотемпературной сверхпластичности для изделий авиационного назначения // Вестник УГАТУ. 2012. Т. 16. № 7(52). С. 12–16.

18. **Грудев А.П., Зильберг Ю.В., Тилик В.Т.** Трение смазки при обработке металлов давлением. Справочное издание. М.: Металлургия, 1982. 312 с.

19. Солнцев С.С., Розененкова В.А., Миронова Н.А. Полифункциональные защитные технологические покрытия для металлов и сплавов // Все материалы. Энциклопедический справочник. 2012. № 5. С. 28–30.

20. Лопатин Н.В., Горбушина С.Н., Семенова И.П., Дьяконов Г.С., Кудрявцев Е.А., Выдумкина С.В. Моделирование структурообразования в титановом сплаве ВТ6 при изотермической ковке в программном комплексе Deform // Компьютерные исследования и моделирование. 2014. Т. 6. № 6. С. 975–982.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЗОЛОТОВ Александр Максимович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: prf\_zam@mail.ru

**ЧИЖИК Татьяна Александровна** — кандидат технических наук начальник лаборатории исследования материалов ПАО «Силовые машины».

E-mail: Chizhik\_TA@lmz.power-m.ru

**СМИРНОВ Максим Олегович** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: Smirnov\_MO@mail.ru

#### REFERENCES

[1] Petuhov A.N., Stadnikov A.N., Miller M. Ju., Rudenok E.S. Jeksperimental'nye issledovanija chastotnyh harakteristik i opredelenie predela vynoslivosti rabochih lopatok parovoj turbiny po 1-j krutil'noj forme kolebanij. *Vestnik dvigatelestroenija*. 2012. № 2. S. 199–202. (rus.)

[2] Varavka V.N., Kudrjakov O.V., Mednikov A.F. Prognozirovanie jerozionnogo iznosa titanovyh splavov v uslovijah dlitel'nogo kapleudarnogo vozdejstvija. *Vestnik DGTU*. 2011. T. 11.  $\mathbb{N}$  9 (60). S. 1575–1585. (rus.)

[3] **Jaffee R.** Titanium steam turbine blading: Workshop proc., Palo Alto, California, 9–10 Nov. 1988 / Prep. for the Electric power research inst.; Ed. by R.I. Jaffee. New York etc.: Pergamon press, Cop. 1990. X, 459 s.

[4] Ermachenko A.G., Lutfullin R. Ya., Mulyukov R.R. Advanced technologies of processing titanium alloys and their applications in industry, *Reviews on Advanced Materials Science*. 29 (2011) 68–82.

[5] **Illarionov A.G., Popov A.A.** Tehnologicheskie i jekspluatacionnye svojstva titanovyh splavov: uchebnoe posobie. Ekaterinburg.: Izd-vo Ural. un-ta, 2014. 137 s. (rus.)

[6] Nikol'skij L.A., Figlin S.Z., Bojcov V.V., Kalpin Ju.G., Baharev A.V. Gorjachaja shtampovka i pressovanie titanovyh splavov. M.: Mashinostroenie, 1975. 285 s. (rus.)

[7] **Poluhin P.I., Gun G. Ja., Galkin A.M.** Soprotivlenie plasticheskoj deformacii metallov i splavov. Spravochnik. M.: Metallurgija, 1976. 488 s. (rus.)

[8] **Nermark V.E.** Fizicheskie svojstva stalej i splavov, primenjaemyh v jenergetike. Spravochnik. M.: Energo-mashinostroenie, 1976. 240 s. (rus.)

[9] **Poluhin P.I., Gun G. Ja., Galkin A.M.** Soprotivlenie plasticheskoj deformacii metallov i splavov. Spravochnik. 2-e izd., pererab. i dop. M.: Metallurgija, 1983. 352 s. (rus.)

[10] **Maslenkov S.B., Maslenkova E.A.** Stali i splavy dlja vysokih temperatur: Sprav, izd. v 2-h kn. Kn. 1. M.: Metallurgija, 1991. 383 s. (rus.)

[11] **Figlin S.Z., Bojcov V.V., Kalpin Ju.G., Kaplin Ju.I.** Izotermicheskoe deformirovanie metallov. M.: Mashinostroenie, 1978. 239 s. (rus.)

[12] **Sorokin V.G., Volosnikova A.V., Vjatkin S.A.** Marochnik stalej i splavov. M.: Mashinostroenie, 1989. 640 s. (rus.)

[13] Anishhenko A.S. Shtampovyj material dlja izotermicheskoj shtampovki pokovok iz titanovyh splavov. *Voprosy materialovedenija*, 1995. № 2. S. 40–44. (rus.) [14] **Ul'janin E.A.** Korrozionnostojkie stali i splavy: Sprav. izd. M.: Metallurgija, 1991. 256 s. (rus.)

[15] **Dzugutov M. Ja.** Prochnost' i deformiruemost' vysokolegrovannyh stalej i splavov. M.: Metallurgija, 1990. 301 s. (rus.)

[16] **Solncev S.S.** Zashhitnye pokrytija metallov pri nagreve: Spravochnoe posobie. Izd. 2-e, dop. M.: Knizhnyj dom «LIBROKOM», 2009. 248 s. (rus.)

[17] Astanin V.V., Safin F.F., Kandarov I.V., Artjuhin Ju. V., Polovnikov V.M. Primenenie nizkotemperaturnoj sverhplastichnosti dlja izdelij aviacionnogo naznachenija. *Vestnik UGATU*. 2012. T. 16. № 7(52). S. 12–16. (rus.)

[18] **Grudev A.P., Zil'berg Ju.V., Tilik V.T.** Trenie smazki pri obrabotke metallov davleniem. Sprav, izd. M.: Metallurgija, 1982. 312 s. (rus.)

[19] Solncev S.S., Rozenenkova V.A., Mironova N.A. Polifunkcional'nye zashhitnye tehnologicheskie pokrytija dlja metallov i splavov. *Vse materialy. Enciklopedicheskij spravochnik.* 2012. № 5. S. 28–30. (rus.)

[20] Lopatin N.V., Gorbushina S.N., Semenova I.P., D'jakonov G.S., Kudrjavcev E.A., Vydumkina S.V. Modelirovanie strukturoobrazovanija v titanovom splave VT6 pri izotermicheskoj kovke v programmnom komplekse Deform. *Komp'juternye issledovanija i modelirovanie*. 2014. T. 6.  $\mathbb{N}$  6. S. 975–982. (rus.)

#### AUTHORS

**ZOLOTOV Aleksandr M.**— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: prf\_zam@mail.ru **CHIZHIK Tatiana A.**— PJSC «Power Machines». E-mail: Chizhik\_TA@lmz.power-m.ru **SMIRNOV Maksim O.**— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: Smirnov\_MO@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 1 ноября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230412 УДК 669.2

А.И. Демидов, И.А. Маркелов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# О ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЯХ В СИСТЕМЕ ЖЕЛЕЗО — КИСЛОРОД И ИХ ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИКАХ

На примере системы «железо — кислород» показана целесообразность записи формул соединений на один моль атомов. Это позволило составить уравнения материального баланса для реакций фазовых превращений, используя правило отрезков, сравнить термодинамические характеристики соединений между собой и провести термодинамический расчёт реакций распада вюстита и образования гематита окислением магнетита кислородом. В интервале 1000–1800 К магнетит Fe<sub>0,429</sub>O<sub>0,571</sub> характеризуется более отрицательными значениями энергии Гиббса образования по сравнению с гематитом Fe<sub>0,400</sub>O<sub>0,600</sub>.

ЖЕЛЕЗО; КИСЛОРОД; СОЕДИНЕНИЯ; ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ; ТЕРМОДИНАМИЧЕСКИЕ ХАРАК-ТЕРИСТИКИ.

Ссылка при цитировании:

А.И. Демидов, И.А. Маркелов. О фазовых превращениях в системе железо — кислород и их термодинамических характеристиках // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 127–131. DOI: 10.18721/JEST.230412.

A.I. Demidov, I.A. Markelov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# PHASE TRANSITIONS IN THE IRON-OXYGEN SYSTEM AND THEIR THERMODYNAMIC PROPERTIES

Using the example of the Fe-O system, the expediency of writing chemical formulas per mole of atoms of the compound is shown. This approach allowed us to balance phase transition reactions, using the level rule, to compare the thermodynamic properties of compounds and to conduct thermodynamic calculations of the reactions of wästite decomposition and the formation of hematite by oxidizing magnetite with oxygen. Magnetite  $Fe_{0,429}O_{0,571}$  is characterized by more negative values of Gibbs free energy of formation in comparison with hematite  $Fe_{0,400}O_{0,600}$  in the temperature range of 1000–1800 K.

IRON; OXYGEN; IRON OXIDES; PHASE TRANSITIONS; THERMODYNAMIC PROPERTIES. *Citation:* 

A.I. Demidov, I.A. Markelov, Phase transitions and their thermodynamic properties in the iron-oxygen system, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 127–131, DOI: 10.18721/JEST.230412.

Фазовая диаграмма системы «железо — кислород» была объектом многочисленных исследований [1–3]. В системе Fe — О образуются три соединения: оксид железа (III) Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> — гематит, оксид железа (II, III) Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> — магнетит (т. пл. 1870 K [1]), оксид железа(II) FeO — вюстит. Вюстит, соединение переменного состава, образуется по перитектической реакции [3]

$$\mathbf{x} + \mathrm{Fe}_{3}\mathrm{O}_{4}(\mathrm{TB}) = \mathrm{FeO}(\mathrm{TB}). \tag{1}$$

Записанная таким образом реакция (1) носит формальный характер и не отражает материальный баланс участников реакции. По нашему мнению, составы соединений на диаграммах состояния следует записывать на моль атомов [4], т.е.  $Fe_2O_3 - Fe_{0,400}O_{0,600}$ ,  $Fe_3O_4 - Fe_{0,429}O_{0,571}$ , FeO при температуре перитектического превращения 1697 К [1] —  $Fe_{0,454}O_{0,546}$  (вюстит, обогащенный кислородом). Жидкость, взаимодействующая с магнетитом при температуре перитектического превращения, имеет состав  $Fe_{0,458}O_{0,542}$ . Рассчитаем изменение концентрации кислорода на отрезке от магнетита до жидкости ( $\Delta x_1 = 0,571-0,542 =$ = 0,029) и изменение концентрации кислорода от вюстита до жидкости ( $\Delta x_2 = 0,546-0,542 =$ = 0,004). Имеет место отношение  $\frac{\Delta x_2}{\Delta x_1} = 0,138$ .

Согласно правилу отрезков уравнение перитектической реакции следует записать так:

$$0,862 \operatorname{Fe}_{0,458} O_{0,542}(\mathbf{x}) + 0,138 \operatorname{Fe}_{0,429} O_{0,571}(\mathbf{TB}) = \\ = \operatorname{Fe}_{0,454} O_{0,546}(\mathbf{TB}).$$
(2)

При этом выполняются условия материального баланса реагирующих веществ и продукта реакции.

При температуре 833 К происходит распад вюстита по эвтектоидной реакции [3]

$$FeO(TB) = (\alpha - Fe)(TB) + Fe_3O_4(TB), \qquad (3)$$

которая не отражает материальный баланс участников реакции. Состав вюстита при температуре эвтектоидного превращения —  $Fe_{0,486}O_{0,514}$ . Изменение концентрации кислорода на отрезке от магнетита до железа —  $\Delta x_3 = 0,571$ , изменение концентрации кислорода от вюстита до железа —  $\Delta x_4 = 0,514$ . Отсюда отношение  $\frac{\Delta x_4}{\Delta x_3} = 0,900$ .

Согласно правилу отрезков уравнение эвтектоидной реакции следует записать так:

$$Fe_{0,486}O_{0,514}(TB) = 0,100(\alpha - Fe)(TB) + 0,900Fe_{0,429}O_{0,571}(TB).$$
(4)

Гематит Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> образуется при температуре 1730 К [3] по реакции

$$Fe_{3}O_{4} + O_{2} = Fe_{2}O_{3}.$$
 (5)

Реакция (5), как и реакции (1), (3), не отражает материальный баланс участников реакции. Используя вышеописанный подход, рассчитаем изменение концентрации кислорода на отрезке от кислорода до магнетита:  $\Delta x_5 = 1,000-0,580 = 0,420$  (магнетит, взаимодействующий с кислородом, имеет состав Fe<sub>0,420</sub>O<sub>0,580</sub>) и изменение концентрации кислорода от гематита до магнетита —  $\Delta x_6 = 0,600-0,580 = 0,020$ . Получается отношение  $\frac{\Delta x_6}{\Delta x_5} = 0,048$ . Поэтому реакцию образования гематита при окислении

магнетита можно записать так:

 $\begin{array}{l} 0.952 \mathrm{Fe}_{0,420} \mathrm{O}_{0,580}(\mathrm{TB}) + 0.048 \mathrm{O}(\mathrm{\Gamma}) = \\ = \mathrm{Fe}_{0,400} \mathrm{O}_{0,600}(\mathrm{TB}), \\ \mathrm{или} \ 0.952 \mathrm{Fe}_{0,420} \mathrm{O}_{0,580}(\mathrm{TB}) + 0.024 \mathrm{O}_{2}(\mathrm{\Gamma}) = \\ = \mathrm{Fe}_{0,400} \mathrm{O}_{0,600}(\mathrm{TB}). \end{array} \tag{6}$ 

Если не учитывать область гомогенности магнетита при высоких температурах, то реакцию образования гематита можно записать так:

Таким образом, запись составов соединений в системе на один моль исходных веществ позволяет составить уравнения материального баланса для реакций фазовых превращений, используя правило отрезков.

Согласно Кубашевскому и Эвансу [5], существует определённая зависимость между энтальпиями образования двух элементов, если эти элементы образуют несколько соединений. Если температуры плавления соединений в системе известны, то можно ожидать, что соединение, имеющее более высокую температуру плавления, будет иметь и более высокую энтальпию образования на один грамм-атом или на моль атомов. Аналогичная зависимость характерна и для энергии Гиббса образования соединений [6, 7].

Рассмотрим, как выполняются эти закономерности применительно к системе «железо кислород». Известно, что в системе Fe – О при температурах ниже 833 K в твёрдом состоянии существуют два соединения — гематит и магнетит; в интервале температур 833  $\leq T \leq$  $\leq 1644$  K — три: гематит, магнетит и вюстит; в интервале 1703  $\leq T \leq$  1730 K — два: гематит и магнетит; при температурах 1730  $\leq T \leq$  $\leq 1873$  K — одно: магнетит.

В справочной литературе [8–10] приводятся сведения о термодинамических характеристиках соединений железа с кислородом

#### Таблица 1

# Термодинамические характеристики соединений в системе Fe – О при температуре 298,15 К по данным [8–10]

Table 1

Thermodynamic properties of con	npounds in the Fe-(	O system at 298,15	K [8–10]
---------------------------------	---------------------	--------------------	----------

Под	цанным справоч	ной литератур	Пересчитанные данные				
Соединение	Термодина характер кДж∙(моль со	амические ристики, рединения) <sup>-1</sup>	Источник данных	Соединение	Термодинамические характеристики, кДж∙моль-1		
	$\Delta H^{\circ}_{298,15}$	$\Delta G^{\circ}_{298,15}$			$\Delta H$	$\Delta G$	
FeO	-264,8	-244,3	[8]	Fe <sub>0,500</sub> O <sub>0,500</sub>	-132,4	-122,1	
FeO	-272,0	-251,4	[9]	Fe <sub>0,500</sub> O <sub>0,500</sub>	-136,0	-129,2	
FeO <sub>1,05</sub>	-278,6	—	[8]	Fe <sub>0,488</sub> O <sub>0,512</sub>	-135,9	_	
Fe <sub>0,947</sub> O	-265,7	-243,3	[7]	Fe <sub>0,486</sub> O <sub>0,514</sub>	-136,5	-125,0	
Fe <sub>0,947</sub> O	-265,3	-244,2	[8]	Fe <sub>0,486</sub> O <sub>0,514</sub>	-136,2	-125,4	
Fe <sub>0,947</sub> O	-266,6	-244,9	[9]	Fe <sub>0,486</sub> O <sub>0,514</sub>	-136,7	-125,8	
FeO <sub>1,056</sub>	-280,1	—	[8]	Fe <sub>0,486</sub> O <sub>0,514</sub>	-136,2	_	
FeO <sub>1,10</sub>	-292,5	—	[8]	Fe <sub>0,476</sub> O <sub>0,524</sub>	-139,3	_	
FeO <sub>1,15</sub>	-305,8	—	[8]	Fe <sub>0,465</sub> O <sub>0,535</sub>	-142,3	_	
FeO <sub>1,20</sub>	-319,7	—	[8]	Fe <sub>0,455</sub> O <sub>0,545</sub>	-143,3	_	
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	-1116,3	-1013,4	[7]	Fe <sub>0,429</sub> O <sub>0,571</sub>	-159,5	-144,8	
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	-1117,1	-1014,2	[8]	Fe <sub>0,429</sub> O <sub>0,571</sub>	-159,6	-144,9	
Fe <sub>3</sub> O <sub>4</sub>	-1115,7	-1012,7	[9]	Fe <sub>0,429</sub> O <sub>0,571</sub>	-159,4	-144,7	
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-820,9	-739,7	[7]	Fe <sub>0,400</sub> O <sub>0,600</sub>	-164,2	-147,9	
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-822,2	-740,3	[8]	Fe <sub>0,400</sub> O <sub>0,600</sub>	-164,4	-148,1	
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	-826,2	-744,4	[9]	Fe <sub>0,400</sub> O <sub>0,600</sub>	-165,2	-148,9	

при температуре 298,15 К на моль соединения (табл. 1). Мы пересчитали эти данные на один грамм-атом или на моль атомов исходных веществ.

Как видно из табл. 1, энтальпии и энергии Гиббса образования соединений железа с кислородом, приводимые в различных справочниках [6–9], хорошо согласуются друг с другом. Поскольку при температуре 298,15 К в системе Fe — О существуют только два соединения (магнетит и гематит), то концентрационные зависимости от молярной доли кислорода энтальпии и энергии Гиббса образования соединений железа с кислородом характеризуются прямыми с изломами на составе соединений (рис. 1). Максимальные значения — при составе соединения Fe<sub>0.400</sub>O<sub>0.600</sub>.

Зависимость  $\Delta H = f(x_0)$ , кДж·моль<sup>-1</sup> в интервале составов  $0 \le x_0 \le 0.571$  при температуре 298,15 К по данным [10] описывается уравнением

$$\Delta H = -279,16x_0.$$
 (8)



Рис. 1. Зависимости изменения энтальпии (*1*) и энергии Гиббса (*2*) образования соединений железа с кислородом от молярной доли кислорода (*x*<sub>0</sub>) при температуре 298,15 К

Fig. 1. Variations of the enthalpy (1) and Gibbs energy change (2) of Fe-O system vs. composition  $x_0$  at 298,15 K

Значения энтальпии образования соединений железа с кислородом различного состава, рассчитанные по уравнению (8), приведены ниже:

$x_0$ .						$\Delta H$
0,500					1	39,6
0,512					1-	42,9
0,514					1-	43,5
0,524					1-	46,3
0,545					1	52,1
0,571					1	59,4

Расхождения между расчётными значениями и данными табл. 1 не превышает 6%.

На основании данных [10] были рассчитаны зависимости от температуры энергии Гиббса образования соединений железа с кислородом (табл. 2). Расчёты показывают, что изменение энергии Гиббса реакции образования гематита ( $Fe_{0,400}O_{0,600}$ ) при окислении магнетита ( $Fe_{0,429}O_{0,571}$ ) кислородом (реакция (7)) при температуре 1730 К составляет -0,4 кДж.

В интервале 1000—1800 К магнетит  $Fe_{0,429}O_{0,571}$  характеризуется более отрицательными значениями энергии Гиббса образования ( $\Delta G_{1000} = -113,1 \text{ кДж моль}^{-1}$ ) по сравнению с гематитом  $Fe_{0,400}O_{0,600}$  ( $\Delta G_{1000} = -112,9 \text{ кДж моль}^{-1}$ ), т.е. выполняется корреляция, на которую указывали Кубашевский и Эванс [5].

#### Выводы

На примере системы «железо — кислород» показана целесообразность записи составов соединений на один моль исходных

Таблица 2

Зависимости энергии Гиббса образования соединений железа с кислородом от температуры

Gibbs free energy of formation vs. temperature equations of iron oxides

Table 2

Substitute energy of formation vs. temperature equations of non-oxaces						
Соединение	$\Delta G = f(T),$ кДж·моль <sup>-1</sup>	Температурный интервал, К				
Fe <sub>0,486</sub> O <sub>0,514</sub>	$\Delta G = 0,0334T - 135,51, R^2 = 1$	300-1600				
Fe <sub>0,429</sub> O <sub>0,571</sub>	$\Delta G = 0,0434T - 156,62, R^2 = 0,9996$	300-1800				
$\operatorname{Fe}_{0,400}O_{0,600}$	$\Delta G = 0.0501 T - 162.96$ , R <sup>2</sup> = 0.9998	300-1800				

Используя полученные зависимости  $\Delta G = f(T)$ , мы рассчитали изменение энергии Гиббса при распаде вюстита по реакции (4). Изменение энергии Гиббса образования вюстита (Fe<sub>0,486</sub>O<sub>0,514</sub>) при температуре 833 К составляет 107,7 кДж·моль<sup>-1</sup>, магнетита (Fe<sub>0,429</sub>O<sub>0,571</sub>) –120,4 кДж·моль<sup>-1</sup>, изменение энергии Гиббса реакции (4) – 0,7 кДж.

веществ. Это позволило составить уравнения материального баланса для реакций фазовых превращений в системе, сравнить термодинамические характеристики соединений между собой и провести термодинамический расчёт реакций распада вюстита и образования гематита окислением магнетита кислородом.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Кубашевски О.** Диаграммы состояния двойных систем на основе железа: Справочное издание / Пер. с англ. под ред. Л.А. Петровой. М.: Металлургия, 1985. 184 с.

2. Банных О.А, Будберг Л.Б., Алисова С.П. [и др.]. Диаграммы состояния двойных и многокомпонентных систем на основе железа: Справочное издание / Под ред. О.А. Банных и М.Е. Дрица. М.: Металлургия, 1986. 440 с.

3. Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник в 3 томах: Т. 2. / Под общ. ред. Н.П. Лякишева. М.: Машиностроение, 1997. 1024 с.

4. **Демидов А.И., Маркелов И.А.** Термодинамика взаимодействия углерода с кислородом // Ж. прикл. химии. 2003. Т. 78, № 5. С. 721–724.

5. **Кубашевский О.,** Эванс Э. Термохимия в металлургии / Пер. с англ. под ред. А.Ф. Капустинского. М.: Изд-во иностр. лит-ры, 1954. 422 с.

6. **Морачевский А.Г.,** Демидов А.И. Термодинамика сплавов лития с элементами подгруппы углерода (C, Si, Ge, Sn, Pb) / Под ред. А.А. Поповича. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2016. 151 с.

7. Колбасников Н.Г., Кондратьев С.Ю. Структура. Энтропия. Фазовые превращения и свойства металлов / Федеральное агентство по образованию, Санкт-Петербургский гос. политехнический ун-т. СПб., 2006. 363 с.

8. Эллиот Д.Ф., Глейзер М., Рамакришна В. Термохимия сталеплавильных процессов / Пер. с англ. под ред. Ю.Л. Плинера и Н.С. Смирнова. М.: Металлургия, 1969. 252 с. 9. Термические константы веществ: Справочник в 10-ти вып. Вып. 6, ч. 1. / Под ред. В.П. Глушко. М.: ВИНИТИ, 1972. 369 с.

10. **Robie A., Hemingway B.S.** Thermodynamic properties of minerals and related substances at 298,15 K and 1 bar (105 paskals) pressure and at higher temperatures // U.S. Geological survey bul. 2131. United States government printing office. Washington, 1995. 461 p.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ДЕМИДОВ Александр Иванович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: demidov1902@gmail.com

E-mail. definidov 1902@gmail.com

**МАРКЕЛОВ Илья Александрович** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: markelovil@mail.ru

#### REFERENCES

[1] **Kubashevski O.** Diagrammy sostoyaniya dvoynykh sistem na osnove zheleza: Sprav. izd. / Per. s angl. pod red. L.A. Petrovoy. M.: Metallurgiya, 1985. 184 s. (rus.)

[2] **Bannykh O.A, Budberg L.B., Alisova S.P. [i dr.].** Diagrammy sostoyaniya dvoynykh i mnogokomponentnykh sistem na osnove zheleza: Sprav. izd. / Pod red. O.A. Bannykh i M. Ye. Dritsa. M.: Metallurgiya, 1986. 440 s. (rus.)

[3] Diagrammy sostoyaniya dvoynykh metallicheskikh sistem: Spravochnik. V 3 t.: T. 2. / Pod obshch. red. N.P. Lyakisheva.— M.: Mashinostroyeniye, 1997. 1024 s. (rus.)

[4] **Demidov A.I., Markelov I.A.** Termodinamika vzaimodeystviya ugleroda s kislorodom. *Zh. prikl. khimii.* 2003. T. 78, № 5. S. 721–724. (rus.)

[5] **Kubashevskiy O., Evans E.** Termokhimiya v metallurgii / Per. s angl. pod red. A.F. Kapustinskogo. M.: Izd-vo inostr. lit-ry, 1954. 422 s. (rus.)

[6] **Morachevskiy A.G., Demidov A.I.** Termodinamika splavov litiya s elementami podgruppy ugleroda (S, Si, Ge, Sn, Pb) / Pod red. A.A. Popovicha. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2016. 151 s. (rus.)

[7] **Kolbasnikov N.G., Kondratyev S. Yu.** Struktura. Entropiya. Fazovyye prevrashcheniya i svoystva metallov. Federalnoye agentstvo po obrazovaniyu, Sankt-Peterburgskiy gos. politekhnicheskiy un-t. SPb., 2006. 363 s. (rus.)

[8] **Elliot D.F., Gleyzer M., Ramakrishna V.** Termokhimiya staleplavilnykh protsessov / Per. s angl. pod red. Yu.L. Plinera i N.S. Smirnova. M.: Metallurgiya, 1969. 252 s. (rus.)

[9] Termicheskiye konstanty veshchestv: Spravochnik v 10-ti vyp. Vyp. 6, ch.1. / Pod red. V.P. Glushko. M.: VINITI, 1972. 369 s.

[10] **Robie A., Hemingway B.S.** Thermodynamic properties of minerals and related substances at 298,15 K and 1 bar (105 paskals) pressure and at higher temperatures. – U.S. Geological survey bul. 2131. United States government printing office. Washington, 1995. 461 p.

#### **AUTHORS**

**DEMIDOV Aleksandr I.**—*Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: demidov1902@gmail.com **MARKELOV Ilia A.**—*Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: markelovil@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 8 ноября 2017 г.

## DOI: 10.18721/JEST.230413 УДК 621.762

С.А. Котов, С.-В.Р. Музафарова, Д.А. Сафронов, Л.П. Батурова

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ПОЛУЧЕНИЯ ВЫСОКОПОРИСТЫХ ЭЛЕКТРОДОВ ИЗ ПОРОШКОВ ТЕРМОРАСШИРЕННОГО ГРАФИТА

Импульсные емкостные накопители энергии (ИЕНЭ), где в качестве накопительного элемента выступает жидкостный конденсатор, должны обеспечивать большие разрядные токи и номинальную емкость, длительную сохраняемость заряда и высокую постоянную времени разряда. В данной работе в качестве материала обкладок конденсатора был выбран терморасширенный графит, для которого характерна высокоразвитая внутренняя поверхность, причем с целью наиболее эффективного ее использования электрод предварительно пропитывали электролитом. Исследования, проведенные на кафедре «Технология и исследование материалов» и в лаборатории «Физическая химия», показали, что на электродах из терморасширенного графита формируется адсорбционный слой с высокой емкостью. Кроме того, в работе представлены результаты исследований уплотнения порошков терморасширенного графита, рассмотрены способы формования на их основе электродов для источников энергии. Проведены исследования электрохимических свойств полученных электродов. Они позволяют рекомендовать терморасширенный графит к использованию в качестве электродов. Они позволяют рекомендовать терморасширенный графит к использованию в качестве электродного материала для обкладок жидкостных конденсаторов.

ТЕРМОРАСШИРЕННЫЙ ГРАФИТ; ПОРОШОК; УПЛОТНЯЕМОСТЬ; ЭЛЕКТРОД; ПРЕССОВАНИЕ; ЭЛЕК-ТРОХИМИЯ; ПОРИСТОСТЬ.

#### Ссылки при цитировании:

С.А. Котов, С.-В.Р. Музафарова, Д.А. Сафронов, Л.П. Батурова. Исследование процессов получения высокопористых электродов из порошков терморасширенного графита // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 132–140. DOI: 10.18721/JEST.230413.

## S.A. Kotov, S.-V.R. Muzafarova, D.A. Safronov, L.P. Baturova

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# INVESTIGATION OF THE PROCESSES OF OBTAINING HIGH-POROUS ELECTRODES FROM POWDERS OF THERMALLY EXPANDED GRAPHITE

A pulsed capacitive energy storage must provide a high discharge current and a nominal capacity, a long persistence of the charge and a high discharge time constant. A liquid condenser can be used as the storage element in pulsed capacitive energy storage. In this paper, the thermally expanded graphite was chosen as a material of the capacitor plates. Thermally expanded graphite is characterized by a highly developed inner surface. Our studies have shown that the adsorption layer characterized by the high capacity is formed from expanded graphite electrodes. In addition, the paper presents the investigation results of compaction of expanded graphite powders. The methods of forming the electrodes on the basis of expanded graphite powders for energy sources have been considered. Investigations have been carried out on the electrochemical properties of the obtained electrodes. These investigations allow recommending the use of thermally expanded graphite as the electrode material for electrodes of liquid capacitors.

THERMALLY EXPANDED GRAPHITE; POWDER; COMPACTABILITY; ELECTRODE; PRESSING; ELECTRO-CHEMISTRY; POROSITY.

#### Citation:

S.A. Kotov, S.-V. R. Muzafarova, D.A. Safronov, L.P. Baturova, Investigation of the processes of obtaining high-porous electrodes from powders of thermally expanded graphite, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 132–140, DOI: 10.18721/JEST.230413.

#### Введение

Большинству современных отраслей промышленности необходимы изделия с высоким уровнем свойств, который нельзя получить традиционными металлургическими способами; для этого требуются современные материалы и технологии. Использование современных методов формования материалов, нанесения покрытий, модификации поверхности позволяет получать изделия с определенными заданными функциональными свойствами. Благодаря комплексному подходу к решению таких задач можно получать изделия для различных отраслей промышленности, таких, как авиастроение, космостроение, приборостроение и электроника [1–5].

Наблюдается интерес к субмикрокристаллическим и нанокристаллическим материалам с однородной микроструктурой и прогнозируемыми на этой основе физико-механическими и специальными свойствами.

Развитие многих отраслей невозможно без разработки источников тока и новых типов накопителей энергии.

Технический прогресс в области жидкостных конденсаторов различного типа связан в значительной степени с разработкой новых технологий и материалов, обеспечивающих высокие удельные характеристики, длительную сохраняемость заряда, значительную экономическую эффективность и экологическую чистоту. Одним из наиболее перспективных направлений в этой области является применение высокопористых проницаемых электродов, изготовленных методами порошковой металлургии, которые позволяют проводить процессы при больших токах в области малых поляризаций, что обеспечивает высокую эффективность электрохимического процесса.

Цель работы. Цель данной работы — исследование процессов уплотнения порошков терморасширенного графита (ТРГ) и определение возможности их применения в качестве электродов для источников энергии, а также исследование электрохимической активности данных электродов.

Материал и методика. Для разработки технологий получения изделий различного (в том числе и электрохимического) назначения актуально изучение процессов формования ТРГ — прессования и прокатки как чистых порошков, так и содержащих добавки [6, 7].

Порошки ТРГ могут быть получены различными методами и в зависимости от этого иметь различные свойства. Одно из важнейших свойств — насыпная плотность, которая в зависимости от метода получения может изменяться в пределах 0,0016–0,0134 г/см<sup>3</sup>. Такой диапазон позволяет получать высокопористые и высокоплотные изделия [8].

Экспериментальная часть. В ходе исследований процесса уплотнения выявлено, что для порошков ТРГ характерна протяженная зона структурного уплотнения, т.е. он формуется в широком диапазоне плотностей при давлениях от 0,023 до 407,4 МПа (усилия от 0,5 до 8800 кг). Описать процесс уплотнения одним видом математической зависимости плотности от давления оказалось невозможным в силу физических свойств ТРГ [9]: дело в том, что уплотнение данного порошка в различных диапазонах давлений идет по разным законам. Решению этой задачи было уделено особое внимание. На первой стадии процесса формования при малых давлениях происходит структурная переупаковка частиц порошка, затем — их уплотнение за счет разветвленной формы частиц (типа «воздушной кукурузы») и, наконец, их деформация. Поэтому при анализе процесса уплотнения было предложено разделить всю зону формования на три участка — с диапазонами усилий соответственно от 0,5 до 10 кг, от 20 до 450 кг, от 450 до 8800 кг при использовании пресс-формы диаметром 16,6 мм.

Был выбран небольшой шаг изменения усилий при прессовании на первом участке, что позволило получить значения плотности при малых давлениях. Сначала прессование производилось при малых усилиях — от 0,3 до 20 кг. Для увеличения высоты конечной прессовки производилась неоднократная досыпка порошка с последующей подпрессовкой.

Далее прессование производилось при бо́льших давлениях.

Кривую уплотняемости при усилиях от 0,5 до 8800 кг можно описать логарифмической функцией:  $y = 0.0855 \ln x + 0.2428$ .

Однако экспериментальные данные при больших давлениях плохо описываются данной зависимостью. На рис. 1 видно, что экспери-



Рис. 1. Общая кривая уплотняемости порошка терморасширенного графита Fig. 1. The general curve of the compactability of thermally expanded graphite powder



ментальные данные не попадают в доверительные интервалы теоретически предложенной кривой.

На рис. 2 представлена кривая уплотняемости порошка ТРГ при усилиях от 0,5 до 10 кг. Уравнение, описывающее первый участок кривой, близко к уравнению полиномиальной функции второй степени:

$$y = -0,3416x^2 + 0,3338x + 0,0237.$$

Эти уравнения наиболее точно описывают экспериментальные данные.

В ходе работы также была исследована микроструктура прессовок. Структура частиц исходного порошка — слоисто-ячеистая с высокой внутренней пористостью и большим количеством спаек, что благоприятно для процесса формования порошка при низких давлениях. В прессовке, полученной при давлении 0,023 МПа (усилие 0,5 кг), частицы порошка не разрушены, хорошо видна их пластинчатая структура, между частицами видны крупные поры, соизмеримые с размерами частиц (рис. 3).

При ее сравнении с прессовкой, полученной при давлении 0,232 МПа (усилие 5 кг), видно, что произошла переупаковка частиц при неизменности структуры, уменьшился размер пор между частицами (рис. 4). При дальнейшем увеличении давления происходит уплотнение частиц порошка за счет их разветвленной формы. При бо́льших давлениях прессования наблюдалось уже незначительное разрушение частиц, их деформация. Начиная с давления 2,31 МПа (усилие 50 кг) отдельные частицы уже не просматриваются, так как находятся в деформированном состоянии, растет поверхность контакта между ними.

Для получения длинномерных изделий целесообразно применять способ прокатки, описанный в [10]. Так, если при прессовании структура поверхностных и внутренних слоев одинакова, то при прокатке внешние и внутренние слои различаются пористостью (внешние слои из-за закрытия пор при прокатке практически беспористы). В соответствии с этим степень заполнения электролитом порового пространства электрода из ТРГ будет определяться, прежде всего, проницаемостью поверхностного слоя и структурой пор. Таким образом, порошки ТРГ можно использовать для получения высокопористых и высокоплотных изделий.



Рис. 3. Микроструктура образца, полученного при давлении 0,023 МПа (× 50) Fig. 3. The microstructure of the sample obtained at a pressure of 0,023 MPa (× 50)



Рис. 4. Микроструктура образца, полученного<br/>при давлении 0,232 МПа (× 50)Fig. 4. The microstructure of the sample obtained<br/>at a pressure of 0,232 MPa (× 50)

В зависимости от свойств электрода и электролита глубина проникновения последнего может изменяться в широких пределах. Чем больше глубина проникновения электролита, тем более эффективно будет использоваться объем электрода.

В различных областях электрохимии находят широкое применение пористые электроды [11]. Они имеют бо́льшую истинную поверхность по сравнению с внешней геометрической поверхностью и позволяют реализовывать большие токи при относительно небольшой поляризации. По мере увеличения толщины пористого электрода доступ электролита в глубину материала уменьшается. Поэтому важно создавать такие пористые электроды, в которых будет участвовать весь объем, при этом электрод должен быть инертным по отношению к электролиту, а также обладать определенной механической прочностью [Патент РФ № 2121727, 18.04.97. Конденсатор высокой удельной энергоемкости / С.А. Котов, Л.П. Батурова, Н.Н. Павлов, М.В. Бобылева, П.Н. Бондаренко, С.А. Шевченко].

Эффективность работы пористых электродов зависит прежде всего от дисперсности частиц, составляющих активную массу. В настоящей работе использовали углеродные электроды, изготовленные из активированных плазмохимическим методом (ПХМ) порошков природного графита. Плазмохимическая обработка давала возможность получать низкоплотные углеродные порошки, отличающиеся от исходных высокоразвитой поверхностью, высокой пластичностью и формуемостью. Ранее был разработан способ изготовления высокоэффективных и достаточно механически прочных углеродных электродов без связующих добавок различного функционального назначения. Для них в качестве основы матрицы были использованы активированные ПХМ природные графитовые порошки, имеющее удельную поверхность S > 1000 м<sup>2</sup>/г. Такие электроды можно использовать в качестве обкладок жидкостных конденсаторов высокой удельной емкости или в емкостных накопителях энергии, способных отдавать большие, порядка 10 кВт/кг мощности за короткий промежуток времени.

Материал электродов должен удовлетворять целому ряду требований: обладать высокоразвитой поверхностью, малыми значеними удельного сопротивления, стойкостью к химическим воздействиям при электрохимических процессах, технологичностью получения электродов из заданного материала. Всем этим требованиям отвечает терморасширенный графит, имеющий хорошую термическую стойкость во многих агрессивных средах, высокую теплопроводность, низкий коэффициент термического расширения, не подвергающийся коррозии, не стареющий и не растрескивающийся [12–14].

Активность электродов из терморасширенного графита определяется степенью проникновения электролита в поровое пространство электрода, распределением тока и потенциала по его глубине [15].

Актуальны исследования композиционных материалов, содержащих наночастицы. Характер и степень влияния наночастиц на свойства композитных материалов в значительной степени определяется типом матрицы, в которую



Рис. 5. Вольт-амперная кривая:

1— электрод терморасширенного графита, пропитанный однонормальным раствором бромида калия KBr/KBr; 2— пористый электрод терморасширенного графита/KBr Fig. 5. Volt-ampere curve:

I — the electrode of thermally expanded graphite, impregnated with a single-normal solution of potassium bromide KBr/KBr; 2 — porous thermally expanded graphite electrode/KBr electrode/KBr



Рис. 6. Вольт-амперная кривая: *I* — электрод терморасширенного графита, пропитанный однонормальным раствором бромида калия KBr/KBr; *2* — электрод терморасширенного графита, пропитанный однонормальным раствором бромида калия KBr/Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> Fig. 6. Volt-ampere curve: *I* — the electrode of thermoexpanded graphite, impregnated with a single-normal solution of potassium bromide KBr/KBr; *2* — thermal expanded graphite electrode impregnated with a single-normal solution of potassium bromide KBr/Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>

вводятся наночастицы. В работе проведено исследование влияния добавок фуллеренов и углеродных нанотрубок в активную массу пористых электродов на повышение электрохимических характеристик.

Исследования проводились на однонормальном растворе KBr в условиях потенциодинамической поляризации для интервалов потенциала, соответствующих работе электродов, с помощью потенциостата.

В качестве меры электрохимической активности пористого электрода была выбрана величина тока максимума, наблюдаемого на катодный ветви вольт-амперной кривой и связанного с процессом восстановления брома.

Снятие циклических вольт-амперных кривых при скорости развертки потенциала 5 мВ/с на пористом электроде из ТРГ и пористом электроде, пропитанном однонормальным раствором КВг, в интервале потенциалов 0,2– 0,9 В показало, что на пористом электроде из ТРГ на анодной и катодной ветвях вольт-амперной кривой при потенциалах соответственно 1,1 В и 0,93 В наблюдаются максимумы анодного и катодного токов (рис. 5).

Пористый электрод имеет закрытую пористость, поэтому реакция окисления бромида протекает только на внешней поверхности. В случае электрода ТРГ, пропитанного KBr,

 $2Br^{-} \rightarrow Br_{2} + 2e$ 

процесс окисления начинается раньше, так как протекает не только на внешней поверхности, но и в поровом пространстве. Кроме того, кривая имеет более широкий максимум ( $j_{\text{kmax}(np)} > j_{\text{kmax}}$ ).

Для определения доли процесса, протекающего в поровом пространстве, пористый электрод из ТРГ, предварительно пропитанный раствором KBr, помещали в раствор Na<sub>2</sub>SO<sub>4</sub>. Реакция окисления протекала только в поровом пространстве. Кривая получилась размытой, не наблюдается отчетливого максимума (рис. 6) вследствие того, что реакция окисления протекает только в поровом пространстве.

Фуллерены обладают низкой проводимостью. Вводя фуллерены в поровое пространство, можно исследовать их влияние на электрохимическую активность. На вольт-амперной кривой для электрода, пропитанного раствором фуллеренов, отсутствует максимум катодной кривой, что говорит о торможении катодного процесса. Анодный процесс немного замедляется, но полностью не прекращается (рис. 7). Введение фуллеренов смещает потенциал в отрицательную сторону на 0,017 В (17 мВ).



 1 — пористый электрод терморасширенного графита/C<sub>60</sub> (в поверхностном слое);
 2 — пористый электрод терморасширенного графита/KBr Fig. 7. Volt-Ampere Curve:
 1 — porous electrode of thermoexpanded graphite/C60 (in the surface layer);
 2 — porous thermally expanded graphite electrode/KBr

Анодная кривая имеет тенденцию к росту, т.е. бром образуется, но не восстанавливается. Для наиболее полного описания процесса следует снять обратный ход при больших значениях потенциала.

Кинетические особенности электрохимического поведения высокопористых углеродных электродов в работе проводили потенциодинамическим методом в смешанном сульфатно-бромидном растворе, исследуя процессы выделения и восстановления брома. Для того чтобы выявить степень участия внутренней поверхности пористого углеродного электрода, исследование редокс-процессов необходимо проводить на гладком электроде стеклоуглероде.

Для повышения электрохимической активности пористых углеродных электродов можно также вводить в активную массу электродов открытые углеродные нанотрубки, которые могут проявлять капиллярный эффект и способны втягивать в себя жидкие и газообразные вещества.

Как показали исследования, введение от 1 до 5% графитовых нанотрубок в активированные плазмохимическим методом порошки природного графита приводит к тому, что электроды, полученные методами порошковой металлургии без связующих добавок, начинают расслаиваться, терять прочность.

#### Выводы

Исследован процесс формования порошка терморасширенного графита, который был разделен на три стадии, описанные различными математическими моделями. Показано, что порошок хорошо формуется в широком диапазоне плотностей. Проведенные электрохимические исследования позволяют рекомендовать порошки ТРГ для изготовления электродов жидкостных конденсаторов.

Исследования, проведенные на кафедре «Технология и исследование материалов» и в лаборатории «Физическая химия», показали, что на электродах из терморасширенного графита формируется адсорбционный слой с высокой емкостью. Так, в смешанных сульфатно-бромидных растворах величина емкости составляет 1,0-1,5 Ф/см<sup>2</sup> видимой поверхности, что позволяет рекомендовать ТРГ к использованию в качестве электродного материала для обкладок жидкостных конденсаторов. Конденсаторы этого типа могут быть использованы в качестве накопительного элемента в импульсных емкостных накопителях энергии. Качество работы таких устройств определяется большими величинами разрядных токов, высокими значениями номинальной емкости и постоянной времени разряда, а также постоянством величины запасаемой энергии.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А. Алгоритм и технологические процессы синтеза порошковых деталей электронным лучом в вакууме // Технология машиностроения. 2015. № 1. С. 11–16.

2. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А., Копаев В.Н. Особенности моделирования процесса послойного синтеза изделий электронным лучом // Журнал технической физики. 2015. Т. 85. № 11. С. 91–96.

3. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Соколов Ю.А. Технология послойного электронно-лучевого синтеза порошковых изделий в вакууме // Заготовительные производства в машиностроении. 2014. № 8. С. 40–45.

4. Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Сизов Н.А. Исследование процесса уплотнения при ультразвуковом воздействии на увлажненную порошковую среду // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2013. № 3(178). С. 148–155.

5. Соколов Ю.А., Кондратьев С.Ю., Лукьянов А.А. Получение изделий из композиционных материалов методом электронно-лучевого синтеза и исследование их свойств // Заготовительные производства в машиностроении. 2015. № 2. С. 35–41.

6. Котов С.А., Батурова Л.П., Музафарова С.-В.Р., Сафронов Д.А. Исследование процессов получения высокопористых электродов из порошков терморасширенного графита // Современные металлические материалы и технологии (СММТ'17), XII Международная научно-техническая конференция. 2017. С. 121–127.

7. Антонов А.Н., Тимонин В.А., Федосеев С.Д., Макевнина Л.Ф. Изучение условий формирования порошкообразных материалов без применения полимерных связующих // ХТТ. 1984. № 1. С. 114–117.

8. Караваев Д.М., Макарова Л.Е., Дегтярев А.И., Трошков К.В. Определение насыпной плотности терморасширенного графита // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2013. Т. 15, № 4. С. 360–362.

9. Черныш И.Г., Карпов И.И., Приходько Г.П. Физико-химические свойства графита и его соединений. Киев, 1990. С. 200.

10. **Ложечников Е.Б.** Прокатка в порошковой металлургии. Москва. Металлургия, 1987. 184 с.

11. Финаенов А.И., Шпак И.Е., Афонина А.В., Забудьков С.Л., Яковлев А.В. Терморасширенный графит в электродах химических источников тока // Вестник СГТУ, 2012. № 4. С. 107–112.

12. Уббелоде А.Р., Льюис Ф.А. Графит и его кристаллические соединения. М.: Мир, 1965. 256 с.

13. Белова М.Ю. Графит, ИГ и ТРГ. [Электронный pecypc] 2007 // www.sealur.ru/pdf/useful/reports/ grafit.pdf

14. **Фиалков А.С.** Углерод, межслоевые соединения и композиты на его основе. М.: Аспект-Пресс, 1997. 718 с.

15. Скорчеллетти В.В. Теоретическая электрохимия. Ленинград: Химия, 1970. 608 с.

#### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**КОТОВ Сергей Анатольевич** — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: Serkotov51@mail.ru

**МУЗАФАРОВА Светлана-Виктория Рустамовна** — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: redbeauty@rambler.ru

САФРОНОВ Дмитрий Алексеевич — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: gwagen0@gmail.com

БАТУРОВА Людмила Петровна — кандидат технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: baturova\_lp@mail.ru

#### REFERENCES

[1] **Rudskoy A.I., Kondratyev S. Yu., Sokolov Yu.A.** Algoritm i tekhnologicheskiye protsessy sinteza poroshkovykh detaley elektronnym luchom v vakuume. *Tekhnologiya mashinostroyeniya*. 2015. № 1. S. 11–16. (rus.)

[2] Rudskoy A.I., Kondratyev S. Yu., Sokolov Yu.A., Kopayev V.N. Osobennosti modelirovaniya protsessa posloynogo sinteza izdeliy elektronnym luchom. *Zhurnal tekhnicheskoy fiziki*. 2015. T. 85. № 11. S. 91–96. (rus.)

[3] **Rudskoy A.I., Kondratyev S. Yu., Sokolov Yu.A.** Tekhnologiya posloynogo elektronno-luchevogo sinteza poroshkovykh izdeliy v vakuume. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2014. № 8. S. 40–45. (rus.) [4] Rudskoy A.I., Kondratyev S. Yu., Kokorin V.N., Sizov N.A. Issledovaniye protsessa uplotneniya pri ultrazvukovom vozdeystvii na uvlazhnennuyu poroshkovuyu sredu. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU*, *Estestvennyye i inzhenernyye nauki*. 2013. № 178. S. 148– 155. (rus.)

[5] Sokolov Yu.A., Kondratyev S. Yu., Lukyanov A.A. Polucheniye izdeliy iz kompozitsionnykh materialov metodom elektronno-luchevogo sinteza i issledovaniye ikh svoystv. *Zagotovitelnyye proizvodstva v mashinostroyenii*. 2015.  $\mathbb{N}$  2. S. 35–41. (rus.)

[6] Kotov S.A., Baturova L.P., Muzafarova S.-V.R.,. Safronov D.A. Issledovaniye protsessov polucheniya vysokoporistykh elektrodov iz poroshkov termorasshirennogo grafita. Sovremennyye metallicheskiye materialy i tekhnologii (SMMT'17), XII Mezhdunarodnaya nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya. 2017. S. 121–127. (rus.)

[7] Antonov A.N., Timonin V.A., Fedoseyev S.D., Makevnina L.F. Izucheniye usloviy formirovaniya poroshkoobraznykh materialov bez primeneniya polimernykh svyazuyushchikh. *KhTT*. 1984. № 1. S. 114–117. (rus.) [8] Karavayev D.M., Makarova L. Ye., Degtyarev A.I., Troshkov K.V. Opredeleniye nasypnoy plotnosti termorasshirennogo grafita. *Izvestiya Samarskogo nauchnogo tsentra Rossiyskoy akademii nauk*. 2013. T. 15. № 4. S. 360–362. (rus.)

[9] **Chernysh I.G., Karpov I.I., Prikhodko G.P.** Fizikokhimicheskiye svoystva grafita i yego soyedineniy. Kiyev, 1990. 200 s. (rus.)

[10] **Lozhechnikov Ye.B.** Prokatka v poroshkovoy metallurgii. Moskva: Metallurgiya, 1987. 184 s.

[11] Finayenov A.I., Shpak I. Ye., Afonina A.V., Zabudkov S.L., Yakovlev A.V. Termorasshirennyy grafit v elektrodakh khimicheskikh istochnikov toka. *Vestnik SGTU*. 2012.  $\mathbb{N}$  4. S. 107–112. (rus.)

[12] **Ubbelode A.R., Lyuis F.A.** Grafit i yego kristallicheskiye soyedineniya. M.: Mir, 1965. 256 s. (rus.)

[13] Belova M. Yu. Grafit. IG i TRG. [Electronnii resurs] 2007 // www.sealur.ru/pdf/useful/reports/grafit.pdf (rus.)

[14] **Fialkov A.S.** Uglerod, mezhsloyevyye soyedineniya i kompozity na yego osnove. M.: Aspekt-Press, 1997. 718 s. (rus.)

[15] Skorchelletti V.V. Teoreticheskaya elektrokhimiya. Leningrad: Khimiya, 1970. 608 s. (rus.)

#### **AUTHORS**

KOTOV Sergei A.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: Serkotov51@mail.ru
MUZAFAROVA Svetlana-Viktoriia R.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: redbeauty@rambler.ru
SAFRONOV Dmitrii A.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: gwagen0@gmail.com
BATUROVA Ludmila P.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: baturova lp@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 8 ноября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

# МАШИНОСТРОЕНИЕ

DOI: 10.18721/JEST.230414 УДК 665.765

В.В. Медведева

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# РЕОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ, СОДЕРЖАЩИХ ДИСПЕРСНЫЕ НАПОЛНИТЕЛИ НА ОСНОВЕ ГИДРОСИЛИКАТОВ МАГНИЯ

В работе изучено влияние наполнителя на основе гидросиликатов магния на реологические свойства консистентного смазочного материала. Такие материалы, модифицированные дисперсными наполнителями, проявляют свойства неньютоновской жидкости, у которой вязкость зависит от скорости сдвигового течения. На основе альтернативного подхода к теории вязкоу-пругого взаимодействия, определяющего изменение вязкости по изменению структуры, установлены коэффициенты для формулы Т. Ри и Г. Эйринга, выражающие неоднородность консистентного смазочного материала. Такие коэффициенты напрямую связаны со структурой и физико-механическими свойствами. Связь между структурой исследуемого материала и его вязкостью позволяет объективно описать поведение дисперсной системы. На основе структурных свойств консистентных смазочных материалов установелно оптимальное содержание наполнителей класса талькитов и серпентинитов, показана связь между количеством структурных составляющих и его реологией.

СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ; РЕОЛОГИЯ КОНСИСТЕНТНЫХ СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ; НЕНЬЮ-ТОНОВСКИЕ ЖИДКОСТИ; ВЯЗКОСТЬ; РЕОЛОГИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ.

#### Ссылки при цитировании:

В.В. Медведева. Реологические особенности смазочных материалов содержащих дисперсные наполнители на основе гидросиликатов магния // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 141–148. DOI: 10.18721/JEST.230414.

V.V. Medvedeva

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# THE RHEOLOGICAL FEATURES OF LUBRICATING MATERIALS CONTAINING DISPERSED FILLERS BASED ON HYDROSILICATES OF MAGNESIUM

The effect of dispersed fillers based on magnesium hydrosilicates on the rheological properties of grease is studied. On the basis of an alternative approach to the theory of viscoelastic interaction, taking into account the change in viscosity from the structure change, the coefficients for the Ree and Eyring formula are determined, which govern the nonuniformity of the lubricant. Such coefficients are directly related to the structure and physicomechanical properties. Based on the structural properties of greases, the optimum content of talcite and serpentinite fillers was determined, and the relationship between the number of structural components and its rheology was shown.

LUBRICANTS; RHEOLOGY OF GREASE; NON-NEWTONIAN FLUIDS; VISCOSITY; RHEOLOGICAL MODELS. *Citation:* 

V.V. Medvedeva, The rheological features of lubricating materials containing dispersed fillers based on hydrosilicates of magnesium, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 141–148, DOI: 10.18721/JEST230414.

#### Введение

Для модификации консистентных смазочных материалов могут быть использованы добавки в виде наполнителей или присадок. Наполнители относятся к группе коллоидно-суспензионных добавок. Их отличие от присадок заключается в значительно меньшей растворимости в смазочном материале, а применение обусловлено дисперсностью и поверхностными свойствами частиц. Наполнители вводят в смазочные материалы для улучшения смазочной способности, повышения защитных свойств, уменьшения коэффициента трения, увеличения термостойкости и др. [1-5]. Введение наполнителей позволяет изменять структуру и свойства смазочного материала за счет взаимодействия с загустителями, базовым маслом и другими компонентами смазочного материала.

Реологические свойства консистентных смазочных материалов напрямую зависят от их структуры. Без использования реологических методов нельзя оценить структурно-механические свойства этих материалов. Основная особенность консистентных смазок — это изменение предела прочности и вязкости в процессе работы в узле трения. При всём многообразии реологических моделей, разработанных за большой промежуток времени, недостаточно исследований, посвящённых проблеме реологического поведения консистентных смазочных материалов модифицированных дисперсными наполнителями [6].

Цель работы — оценить влияние дисперсных наполнителей на основе гидросиликатов магния на структурные составляющие консистентного смазочного материала, определяющие его реологические свойства.

**Объект исследования.** Изучался консистентный смазочный материал, модифицированный дисперсными наполнителями на основе гидросиликатов магния (серпентиниты и талькиты) с разным процентным содержанием по массе.

Одна из самых распространенных реологических моделей, отражающих поведение консистентных материалов под воздействием внешней нагрузки, — это модель Ю. Бингама (рис. 1,  $\delta$ ) [7, 8] в виде линейного уравнения, аппроксимирующего отдельный участок полной реологической кривой по П.А. Ребиндеру (рис. 1, *a*) [9]:

$$\tau = \tau_0 + \mu \dot{\gamma}, \tag{1}$$

где <br/>  $\mu-$ вязкость материала,  $\dot{\gamma}-$ скорость сдвига.

Этот участок соответствует начальному этапу течения консистентного материала, в котором по достижении определенного предельного напряжения  $\tau_0$  (называемого в реологии консистентных материалов пределом текучести) начинается течение.

Наиболее известная модель, описывающая полную реологическую кривую (рис. 1, *a*), была предложена Т. Ри и Г. Эйрингом [10]:

$$\mu = \sum_{n=1}^{n} \frac{X_n \beta_n}{\alpha_n} \cdot \frac{\sin h^{-1} \beta_n \dot{\gamma}}{\beta_n \dot{\gamma}}, \qquad (2)$$

где *X*, β, α — постоянные; *X* — определяется долей сечения, занимаемого на поверхности сдвига; β — пропорциональна времени релаксации; α — модуль сдвига.

Согласно модели Т. Ри и Г. Эйринга вязкость консистентного смазочного материала определяется как совокупность трех составляющих, из которых первая — вязкость базового масла, вторая — дисперсная вязкость, вызванная течением частиц загустителя, третья — вязкость пластического течения, изменяющаяся в зависимости от скорости сдвига и обусловленная разрывом и агломерацией частиц загустителя. Вклад каждой составляющей вязкости определяется долей сечения, занимаемого на поверхности сдвига (соответственно  $X_1, X_2, X_3$ ). Модель Т. Ри и Г. Эйринга устанавливает связь сопротивления течению со взаимодействием двух типов частиц, участвующих в течении: первый — частицы, находящиеся в связанном состоянии; второй — разделенные частицы загустителя в масле. Однако данная модель не учитывает действие дисперсных наполнителей на значение вязкости консистентного материала. Дисперсный наполнитель взаимодействует с частицами загустителя, оказывая существенное влияние на реологические характеристики смазочного материала.

В рамках работы экспериментально установлено воздействие дисперсного наполнителя на основе гидросиликатов магния (серпентинит и талькит) на структурный каркас смазочного материала и изменение вязкости при динамическом воздействии. На основании ранее проведенных исследований было установлено, что противоизносные свойства в консистентном смазочном материале проявляются наиболее эффективно при введении наполнителей на основе гидросиликатов магния при размере дисперсных частиц 10–15 мкм и концентрации около 5% масс. [4, 5]. Сводные результаты противоизносных свойств консистентного смазочного материала Литол-24, модифицированного дисперсным наполнителем на основе гидросиликата магния разной дисперсности, представлены на рис. 2.



Рис. 1. Полная реологическая кривая по П.А. Ребиндеру (*a*) и теоретическая кривая по Ю. Бингаму (б) Fig. 1. A complete rheological curve according to P.A. Rebinder (*a*) and theoretical curve according to Yu. Bingham (б)



Рис. 2. Влияние размера частиц гидросиликатов магния на противоизносные свойства Литола-24 Fig. 2. Effect of the size of magnesium hydrosilicate particles on the anti-wear properties of Litol-24





Рис. 3. Зависимость вязкости Литола-24 от концентрации дисперсного наполнителя (талькит) (*a*) и скорости сдвига ( $\delta$ ) Fig. 3. The viscosity dependence of Lithol-24 on the concentration of dispersed filler (talcite) (*a*) and shear rates ( $\delta$ )

Для оценки свойств консистентных смазок создается механическое воздействие с помощью тиксометра или воркера, а далее замеряется динамика изменения вязкости во времени на ротационном вязкозиметре.

#### Полученные результаты

На вязкозиметре Brookfield DV2T производилась серия измерений вязкости консистентных смазочных материалов на базе Литол-24, модифицированного наполнителями с разным



Рис. 4. Зависимость функции Эйринга от концентрации дисперсного наполнителя в Литол-24 Fig. 4. Dependence Eyring function of the concentration of the particulate filler in Litol-24

процентным содержанием по массе. На основании полученных данных построены зависимости вязкости Литола-24 от концентрации дисперсного наполнителя (рис. 3, a) и от скорости сдвигового воздействия (рис. 3,  $\delta$ ).

Зависимость вязкости от скорости сдвига хорошо согласуется с функцией Т. Ри и Г. Эйринга, а зависимость вязкости от концентрации определяет положение по высоте теоретической кривой Т. Ри и Г. Эйринга и может быть представлена в виде трехмерной поверхности (рис. 4), описываемой функцией  $S(\gamma, x)$ :

$$S(\gamma, x) = X_0 \cdot \mu_0 + 4, 3\frac{\beta_1}{1} - \frac{\beta_2}{1} \frac{\sin h(\beta_2 \cdot \gamma)^{-1}}{\beta_2 \cdot \gamma} + \theta(x, \gamma),$$
(3)

где  $X_0\mu_0$  — произведение доли сечения, занимаемого на поверхности сдвига, на вязкость базового масла;  $\theta(x, \gamma)$  — функция, учитывающая вклад дисперсной составляющей, определяемая экспериментально для установленного диапазона скоростей сдвига и концентрации наполнителя.

Зависимость вязкости от концентрации имеет характерный перегиб, соответствующий концентрации 5% по массе, что хорошо согласуется с литературными источниками, описывающими положительное влияние данной концентрации на триботехнические характеристики в консистентных смазочных материалах [11–13]. Можно предположить, что данная концентра-
ция является оптимальным соотношением для взаимодействия частиц загустителя с частицами наполнителя, которые приводят к перераспределению долей сечения на поверхности сдвига.

С помощью оптического микроскопа получены фотографии структурных каркасов после механического воздействия (рис. 5). Выполнен анализ этих изображений с использованием программного анализатора Thixomet и определено распределение структурных составляющих каркаса консистентной смазки, что позволило расчитать коэффициенты  $X_n$  для функции вязкости по Т. Ри и Г. Эйрингу. Результаты этих расчётов представлены на рис. 6 в виде гистограмм. Видно, что с увеличением концентрации дисперсного наполнителя вклад в вязкость жидкого масла  $X_1$  монотонно убывает (рис. 6, *a*). Можно предположить, что это связанно



Серпентинит 20 % масс.

Талькит 20 % масс.





Рис. 6. Изменение долей сечения на поверхности сдвига в зависимости от концентрации наполнителя (талькит и серпентинит): a — течение жидкого масла  $X_1$ ;  $\delta$  — течение обособленных частиц  $X_2$ ; e-течение агломерированных частиц  $X_3$ Fig. 6. Change in the proportion of the section at the shear surface as a function of the filler concentration (talcite and serpentinite): a — the flow of liquid oil  $X_1$ ;  $\delta$  — flow of isolated particles  $X_3$ ; e-flow of agglomerated particles  $X_3$  с перераспределением масла в замкнутых объемах загустителя, обусловленное увеличением роли в формировании новых структурных каркасов дисперсного наполнителя, а не только основного загустителя Литола-24-12-оксистеариновой кислоты\*. Наличие в объёме масла несвязанных частиц наполнителя приводит к увеличению ньютоновской дисперсной вязкости  $X_2$  (рис. 6,  $\delta$ ) вплоть до концентрации 5% масс. Дальнейшее повышение концентрации наполнителя приводит к убыванию вклада Х<sub>2</sub>; это связано с уменьшением свободного масла и размеров структурного каркаса. Размеры структурных каркасов напрямую зависят от концентрации наполнителя. Вероятно, это обусловлено тем, что каркасы загустителя перестраиваются относительно частиц дисперсного наполнителя. Увеличение концентрации создает условия для формирования агломератов и, как следствие, повышения коэффициента X<sub>3</sub> (рис. 6. в). Следует отметить, что при повышенных концентрациях дисперсного наполнителя наблюдается тенденция к уменьшению размеров структурного каркаса вне зависимости от типа наполнителя.

Максимальное изменение структуры консистентного смазочного материала имеет место при 5% масс. наполнителя и характеризуется разницей в размерах структурных каркасов, а также количеством свободных частиц наполнителя в выделившемся масле. В консистентном смазочном материале с наполнителем на основе талькита количество свободных частиц в масле больше в сравнении с серпентинитом, что, вероятно, обусловлено особенностями кристаллического строения талькита и его способностью расслаиваться под действием жидкости (масло)<sup>\*\*</sup>.

### Обсуждение результатов

С увеличением концентрации дисперсного наполнителя на основе гидросиликата магния

количество структурных каркасов в смазочном материале увеличивается, а размер их уменьшается. Это проявляется как аномалия в виде падения динамической вязкости при концентрации наполнителя около 5% масс. и обусловлено сочетанием всех вкладов  $(X_n)$  в доли сечения, занимаемого на поверхности сдвига. Данная концентрация наполнителя является оптимальной по противоизносным свойствам консистентного смазочного материала. Она связана с наличием выделившегося масла и одновременным увеличением количества каркасов за счет перераспределения их размеров в отлельном объеме.

В исходном консистентном смазочном материале (Литол-24) при механическом воздействии разрушаются пограничные стенки каркасов, вследствие чего происходит выделение масла и объединение пограничных объемов структурных каркасов. В свою очередь, в консистентном смазочном материале, модифицированном наполнителем на основе гидросиликата магния, при механическом воздействии происходит не только разрушение структурных каркасов, но и их перераспределение, приводящее к уменьшению объема масла, поглощенного структурным каркасом.

Реологическая модель Т. Ри и Г. Эйринга может быть использована для оценки реологических характеристик консистентного смазочного материала, содержащего дисперсный наполнитель. Для этого должны быть на основе экспериментальных данных подобраны коэффициенты. Эта возможность обусловлена тем, что коэффициенты  $X_n$  имеют физический смысл и по их изменению можно судить о влиянии наполнителя на структурные составляющие консистентной смазки.

Следует отметить, что с увеличением концентрации дисперсного наполнителя класса гидросиликатов магния реологические и триботехнические характеристики консистентного смазочного материала становятся практически идентичными, т.е. динамическая вязкость, строение структурного каркаса и противоизносные свойства различаются в пределах погрешности. Это обусловлено смещением приоритета в механизме формирования структурных каркасов наполнителя, а не только загустителя.

<sup>\*</sup> ГОСТ 21150-87.Смазка Литол-24- технические условия на применение, производство, хранение и транспортировку смазки Литол-24. М.: Изд-во стандартов, 1988. 6 с.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*</sup>Чыонг Суан Нам. Изучение физико-химических закономерностей адсорбции в суспензиях талька Онотского месторождения: автореф. дисс. ... канд. хим. наук. Иркутск: Изд-во ИГУ, 2012. 24 с.

### Выводы

Данными по изменениям реологических свойств подтверждена оптимальность концентрации в размере 5% масс. дисперсного наполнителя гидросиликата магния в консистентном смазочном материале.

Для аппроксимации результатов экспериментов по исследованию реологических свойств

# СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Дунаев А.В., Александров В.А., Павлов О.Г., Пустовой И.Ф., Сокол С.А. Испытания добавок к смазочным материалам // Труды ГОСНИТИ. 2014. Т. 114. № 1 С. 39–45.

2. Цветков Ю.Н., Татулян А.А. Влияние добавок высокодисперсных порошков твердых смазочных материалов в смазку на характеристики подшипников качения. // Вестник государственного университета морского и речного флота им. адмирала С.О. Макарова. 2013 № 2 (21) С. 86–94.

3. Докшанин С.Г. Повышение свойств пластичных смазочных материалов применением ультрадисперсного наполнителя // Новые материалы и технологии машиностроения, 2012. № 15. С. 33–36. Брянск.

4. Медведева В.В., Бреки А.Д., Крылов Н.А., Александров С.Е., Гвоздев А.Е., Стариков Н.Е. Противоизносные свойства консистентного смазочного композиционного материала, содержащего смесь гидросиликатов магния // Известия ЮЗГУ. Серия: Техника и технологии. 2016. № 2(19). С. 30–40.

5. Медведева В.В., Скотникова М.А., Бреки А.Д., Крылов Н.А., Фадин Ю.А., Гвоздев А.Е. Оценка влияния размера частиц и концентрации порошков горных пород на противоизносные свойства жидких смазочных композиций // «Известия ТулГУ», Технические науки. 2015. № 11. Т. 1. С. 57–65.

6. **Кирсанов Е.А., Матвиенко В.Н.** Неньютоновское поведение структурированных систем. М.: Техносфера, 2016. 384 с. консистентного смазочного материала, модифицированного дисперсными наполнителями, предложено использовать формулу Т. Ри и Г. Эйринга. Показана связь между количеством структурных составляющих консистентного смазочного материала и его реологией, что представляет практический интерес в плане эксплуатационных свойств консистентных смазочных материалов.

7. **Bingham E.C.** Fluidity and plasticity. N.Y.: McGraw-Hill, 1922, 219 p.

8. Бару Р.Л., Урьев Н.Б., Соболев А.А. Реологические и электрические характеристики суспензии технического углерода разной степени окисления в полярной и неполярной диэлектрических дисперсных средах // Коллоидный журнал. 2004. № 4(66). С. 455.

9. Михайлов Н.В., Ребиндер П.А. О структурно-механических свойствах дисперсных и высокомолекулярных систем // Коллоидный журнал. 1955. Т. 18. № 2. С. 107–119.

10. **Ree T., Eyring H.** Theory of non-newtonian flow. 2. Solution system of high polymers // Appl.Phys. 1955. Vol. 26. P. 793–809.

11. Циганок С.В. Влияние природных силикатов — серпентинов на трибологические свойства пластичных смазок // Вестник МИТХТ. 2010. Т. 5. № 5. С. 154–161.

12. Лесун А.Н., Эйсымонд Е.И., Овчинников Е.В. Механоактивированные пластичные смазки // Промышленность региона: проблемы и перспективы инновационного развития: материалы III международной научно-технической конференции. Гродно: ГрГУ. 2013. С. 159–161.

13. Погодаев Л.И., Телух Д.М., Кузьмин В.Н., Касьянова Н.Р. К вопросу использования природных слоистых геомодификаторов в трибосопряжениях // Трение, износ, смазка. 2014. Т 16. № 59. С. 1–12.

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**МЕДВЕДЕВА Виктория Валерьевна** — заведующая лабораторией Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: vikamv@mail.ru

# REFERENCES

[1] Dunayev A.V., Aleksandrov V.A., Pavlov O.G., Pustovoy I.F., Sokol S.A. Ispytaniya dobavok k smazochnym materialam. *Trudy GOSNITI*. 2014. T 114.  $\mathbb{N}_{2}$  1. S. 39–45. (rus.)

[2] **Tsvetkov Yu.N. Tatulyan A.A.** Vliyaniye dobavok vysokodispersnykh poroshkov tverdykh smazochnykh

materialov v smazku na kharakteristiki podshipnikov kacheniya. *Vestnik gosudarstvennogo universiteta morsk-ogo i rechnogo flota im. Admirala S.O. Makarova.* 2013. № 2(21). S. 86–94. (rus.)

[3] **Dokshanin S.G.** Povysheniye svoystv plastichnykh smazochnykh materialov primeneniyem ultradispersnogo napolnitelya. *Novyye materialy i tekhnologii mashinostroyeniya*. 2012. № 15. S. 33– 36. Bryansk. (rus.)

[4] Medvedeva V.V., Breki A.D., Krylov N.A., Aleksandrov S. Ye., Gvozdev A. Ye., Starikov N. Ye. Protivoiznosnyye svoystva konsistentnogo smazochnogo kompozitsionnogo materiala, soderzhashchego smes gidrosilikatov magniya. *Izvestiya YuZGU. Seriya: Tekhnika i tekhnologii*. 2016. № 2(19). S. 30–40. (rus.)

[5] Medvedeva V.V., Skotnikova M.A., Breki A.D., Krylov N.A., Fadin Yu.A., Gvozdev A. Ye. Otsenka vliyaniya razmera chastits i kontsentratsii poroshkov gornykh porod na protivoiznosnyye svoystva zhidkikh smazochnykh kompozitsiy. *Izvestiya TulGU, Tekhnicheskiye nauki.* 2015.  $\mathbb{N}^{\circ}$  11. T. 1. S. 57–65. (rus.)

[6] **Kirsanov Ye.A., Matviyenko V.N.** Nenyutonovskoye povedeniye strukturirovannykh sistem. M.: Tekhnosfera, 2016. 384 s. (rus.)

[7] **Bingham E.C.** Fluidity and plasticity. N.Y.: Mc-Graw-Hill. 1922. 219 p.

[8] Baru R.L., Uryev N.B., Sobolev A.A. Rheologicheskiye i electricheskie characteristiki suspenziy tekhnitcheskogo ugleroda raznoy stepeni okisleniya v polyarnoy I nepolyarnoy dielektritcheskikh dispersionnykh sredakh. *Kolloidnyy zhurn*al. 2004 № 4 (66) S. 455. (rus.)

[9] Mikhaylov N.V., Rebinder P.A. O strukturno-mekhanicheskikh svoystvakh dispersnykh i vysokomolekulyarnykh system. Kolloidnyy zhurnal. 1955. T 18.  $\mathbb{N}$  2. S. 107–119. (rus.)

[10] **Ree T., Eyring H.** Theory of non-newtonian flow. 2. Solution system of high polymers. *Appl. Phys.* 1955. № 26. P. 793.

[11] **Tsiganok S.V.** Vliyaniye prirodnykh silikatov — serpentinov na tribologicheskiye svoystva plastichnykh smazok. *Vestnik MITKhT*. 2010. T 5. № 5. S. 154–161. (rus.)

[12] Lesun A.N., Eysymond Ye.I., Ovchinnikov Ye.V. Mekhanoaktivirovannyye plastichnyye smazki. *Promyshlennost regiona: problemy i perspektivy innovatsionnogo razvitiya: materialy III mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii.* Grodno: GrGU. 2013. S. 159–161. (rus.)

[13] Pogodayev L.I., Telukh D.M., Kuzmin V.N., Kasyanova N.R. K voprosu ispolzovaniya prirodnykh sloistykh geomodifikatorov v tribosopryazheniyakh. *Treniye, iznos, smazka.* 2014. T 16.  $\mathbb{N}$  59. S. 1–12. (rus.)

# **AUTHORS**

**MEDVEDEVA Viktoriia V.**— *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: vikamv@mail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 21 июня 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST230415 УДК 621.791.357

В.Л. Федяев<sup>1</sup>, П.П. Осипов<sup>2</sup>, А.В. Беляев<sup>3</sup>, Л.В. Сироткина<sup>4</sup>

1, 2 — Институт механики и машиностроения Казанского научного центра РАН, Казань, Россия

3 — Казанский национальный исследовательский технический

университет им. А.Н. Туполева, Казань, Россия

4 — Казанский государственный энергетический университет

# МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ, ПРОТЕКАЮЩИХ ПРИ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНОЙ СВАРКЕ ДЕТАЛЕЙ С ПОКРЫТИЯМИ

Рассматривается точечная электроконтактная сварка деталей с покрытиями. Целями настоящей работы являются математическое описание тепловых процессов, протекающих при электро-контактной сварке деталей с покрытиями, установление особенностей их нагрева Для описания протекающих при этом тепловых процессов предлагается математическая модель, позволяющая, при определенных допущениях учитывать наличие легкоплавких покрытий путем скачкообразного изменения термического, электрического сопротивлений, площади контакта свариваемых деталей и электродов. В ходе численных экспериментов при сварке трех деталей одинаковой толщины варьируется форма импульса тока, названные выше параметры, а также интенсивность стока тепла в радиальном направлении. Полученные результаты в целом согласуются с имеющимися представлениями, позволяют оценить динамику роста температуры в электродах и деталях, увеличения размеров сварочного ядра.

МОДЕЛИРОВАНИЕ; СВАРКА; ПРОЦЕССЫ; ДЕФЕКТЫ; ДЕТАЛИ; ПОКРЫТИЯ.

### Ссылка при цитировании:

В.Л. Федяев, П.П. Осипов, А.В. Беляев, Л.В. Сироткина. Математическое моделирование процессов, протекающих при электроконтактной сварке деталей с покрытиями // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 149–158. DOI: 10.18721/JEST230415.

# V.L. Fedyaev<sup>1</sup>, P.P. Osipov<sup>2</sup>, A.V. Beljaev<sup>3</sup>, L.V. Sirotkina<sup>4</sup>

 2 — Institute of mechanics and engeneerin, Kazan science center RAS, Kazan, Russia
 3 — Kazan national resersh technical university named after A.N. Tupolev, Kazan, Russia
 4 — Kazan state power engineering university, Kazan, Russia

# MATHEMATICAL MODELING OF THE PROCESSES OCCURRING DURING ELECTRICAL CONTACT WELDING OF PARTS WITH COATINGS

Spot electrical contact welding of parts with coatings is considered. The aim of this work is a mathematical description of the thermal processes that occur during electrical contact welding of parts with coatings and determining the specifics of their heating. To describe the thermal processes occurring in these conditions, a mathematical model is proposed that allows, under certain assumptions, an assessment of the presence of low-melting coatings by a sudden change in the thermal and electric resistance, contact area of the welded parts, parts and electrodes. In the course of numerical experiments, when welding three parts of the same thickness, the above-mentioned parameters vary, as well as the heat flux in the radial direction. The obtained results, in general, are consistent with the available concepts and allow evaluating the dynamics of temperature growth in electrodes and parts, as well as an increase in the size of the welding core. MODELING; WELDING; PROCESSES; DEFECTS; PARTS; COATINGS.

# Citation:

V.L. Fedyaev, P.P. Osipov, A.V. Beljaev, L.V. Sirotkina, Mathematical modeling of processes occurring during electrocontact welding of parts with coatings, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 149–158, DOI: 10.18721/JEST230415.

### Введение

Точечная контактная, рельефная сварка деталей широко применяются в промышленности<sup>\*</sup>. Используемые при этом оборудование и технологии подробно описаны в литературе. Не останавливаясь на общих вопросах, акцентируем внимание на случае сварки деталей с покрытиями.

Наличие покрытий, как известно, приводит к определенным трудностям в получении бездефектных соединений. В частности, может наблюдаться вырывание металла из сварочного соединения электродами из-за налипания на них материала покрытия. Кроме того, происходит выгорание, выплески металла из-под электродов и из литого ядра. В случае недостаточной подводимой мощности, наоборот, имеет место непровар, отсутствие литого ядра. Типичными дефектами являются также охрупчивание сварочной точки за счет перемешивания металла ядра и покрытия, несплошность зоны сварки и т.д.

С целью предотвращения появления дефектов предлагаются определенные меры. Например, силу тока рекомендуется увеличивать приблизительно на 30%, а время сварки — процентов на 20. Можно также повышать нагрузки на электроды, что позволяет вытеснять материал покрытия из зоны сварки, более часто править электроды или заменять их. Эти мероприятия, несомненно, полезны, но носят достаточно общий характер. Для того чтобы иметь возможность принять эффективные меры в каждом конкретном случае, следует располагать инструментом, позволяющим оперативно анализировать ситуацию. Сделать это можно с помощью математических моделей, используя аналитические либо численные методы решения соответствующих задач. Разработке их посвящена настоящая работа.

Цели настоящей работы — математическое описание тепловых процессов, протекающих при электроконтактной сварке деталей с по-крытиями, и установление особенностей их нагрева.

Материал и методика работы. Типичная схема точечной контактной сварки двух деталей показана на рис. 1. Ограничимся количеством соединяемых деталей не более трех. Учитывая, что покрытия [1, 2] наносятся как на одну, так и на обе стороны, можно выделить, в принципе, более 40 вариантов сварки. Кроме того, следует иметь в виду, что могут быть разными толщины соединяемых деталей, покрытия, свойства материала основы и покрытия.

Создаваемые модели [3] должны учитывать эти обстоятельства и описывать следую-



Рис. 1. Схема точечной контактной сварки двух деталей: *1* — свариваемые детали; *2* — электроды; *3* — сварочное ядро Fig. 1. Scheme of spot welding of two parts: *1* — welded parts; *2* — electrodes; *3* — welding core

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup>Патент на изобретение RUS2558322. Способ контактной точечной сварки меди и медных сплавов // Люшинский А.В., Фёдорова Е.С., Желонкина О.Г., Ярочкина Г.Е. Приоритет 08.04.2014.

Патент на изобретение RUS2517640. Способ формирования металлопокрытия контактной приваркой присадочных проволок // Нафиков М.З., Загиров И.И., Ахметьянов И.Р., Зайнуллин А.А., Нуртдинов Д.М. Приоритет 26.02.2013.

щие процессы, протекающие при контактной сварке: деформирование деталей и электродов; прохождение электрического тока; разогрев и последующее охлаждение системы. Причем основным здесь является тепловой процесс. Именно ему уделяется ниже наибольшее внимание.

При создании математических моделей тепловых процессов точечной сварки [4–7] за основу взята теория академика Н.Н. Рыкалина, а также использованы результаты работ [8–10]. Учитывается, что материал покрытия легкоплавкий (цинк, цинкромет и т.д.).

### Расчетное исследование

Рассмотрим процессы, протекающие в системе, состоящей из электродов и вертикально расположенных плоских свариваемых деталей. Между элементами системы, а также между средой и левой границей, средой и правой границей учитываются контактные термические и электрические сопротивления. Считается также общепринятым, что элементы системы имеют различные начальные температуры. В дополнение к этому полагаем следующее:

1) температура в ядре зависит только от продольной координаты, поток тепла квазиодномерный;

 потери тепла из ядра во вне не учитываются;

3) электрический ток распространяется в элементах системы по прямым линиям, которые могут либо расширяться, либо сужаться в зависимости от конфигурации элементов системы.

Согласно принятым допущениям в каждом из элементов (деталь, электрод) тепло распространяется по закону

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + Q. \tag{1}$$

Здесь: *T* — температура;  $\tau$  — время; *x* — продольная координата, начало которой располагается в левом крайнем сечении системы;  $a = \lambda/(c\rho)$  — коэффициент температуропроводности;  $\rho$ ,  $\lambda$ , *c* — плотность, коэффициент теплопроводности, теплоемкость материала соответствующего элемента рассматриваемой системы;  $Q = Q(\tau) = q(\tau)/(c\rho)$  — джоулево тепло;  $q(\tau) = \overline{\sigma}(I/S)^2$  — удельная интенсивность джоулева тепловыделения; *I* — ток; S = S(x) — площадь сечения;  $\overline{\sigma}$  — удельное электрическое сопротивление материала элементов системы.

Основной недостаток этой модели состоит в том, что не учитывается отток тепла в радиальном, перпендикулярном к оси *x* направлении. Поскольку температура на границе ядра с включением импульса тока резко возрастает, то для оценки оттока тепла из ядра рассмотрим теплоперенос [11] в полубесконечном пространстве при линейно-возрастающей температуре на границе. Таким образом, приходим к следующей задаче:

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial \overline{x}^2}, \ T(0, \overline{x}) = T_0, \ T(\tau, 0) = T_0 + A\tau,$$
(2)

где  $\overline{x}$  — координата, нормальная к оси x;  $T_0$  — начальная температура; A — характерная величина скорости роста температуры на границе ядра.

Применяя к (2) преобразование Лапласа– Карсона

$$T^*(s,\overline{x}) = s \int_0^\infty T(\tau,\overline{x}) \exp(-\tau s) d\tau,$$

получим следующую задачу:

$$T * s - T_0 s = a \frac{\partial^2 T *}{\partial x^2};$$
  
$$T * (s, 0) = T_0 + \frac{A}{s}.$$
 (3)

Решение её имеет вид

$$T^*(s,0) = T_0 + \frac{A}{s} \exp\left(\sqrt{\frac{s}{a}}\right).$$

При этом мощность потока тепла в нормальном к *x* направлении вычисляется следующим образом:

$$P^*(s) = -\lambda \frac{\partial T^*}{\partial \overline{x}}\Big|_{\overline{x}=0} = -\lambda A / \sqrt{as}.$$

Соответственно,

$$p = p(\tau) = -\frac{2\lambda A}{\sqrt{a\pi}}\sqrt{\tau}.$$
 (4)

Следует иметь ввиду, что величина *A* зависит от процесса нагрева ядра [12]. В свою очередь, он в значительной степени ослабляется потерями тепла на фазовые переходы, оттоком его из ядра; это определяется значениями параметра *A*. Учитывая сказанное, вместо упрощенного уравнения (1) запишем

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + Q + \frac{2p}{rc\rho}.$$
 (5)

Следующий важный вопрос — моделирование тепловых процессов на стыке двух тел. Исходя из физических представлений, приведенных в научно-технической литературе [3], примем следующие допущения:

1. Два тела (рис. 2) контактируют на ограниченных площадках  $S(j_g, j)$  ( $j_g$  – номер границы, слева направо  $j_g = (1, 2, ...)$ ;  $S(j_g, 1)$  — площадь контакта до того, как расплавится металл с первой (левой) и второй (правой) стороны контакта;  $S(j_g, 2)$  — площадь после того, как металл расплавится хотя бы с одной стороны контакта.

2. Между пластинами существует термическое контактное сопротивление, которое приводит к тому, что в сечении *S* температуры слева  $(T_1)$  и справа  $(T_2)$  не совпадают, а мощность потока тепла  $Q_k$  через стык выражается формулой

$$Q_k = (T_1 - T_2)S(j_g, j) / R_k(T_1, T_2),$$
(6)

где величина  $R_k(T_1, T_2)$  — удельное термическое контактное сопротивление, сильно зависящее от давления сжатия деталей.



Рис. 2. Схема контакта двух тел: S -область контакта;  $\lambda_1, \lambda_2, v_1, v_2 -$ коэффициенты теплопроводности, потенциалы на границах  $S; T_1, T_2 -$ температура материала на этих границах

Fig. 2. The scheme of contact of two bodies: S — area of contact;  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $\nu_1$ ,  $\nu_2$  — the coefficients of thermal conductivity, potentials at the boundaries S;  $T_1$ ,  $T_2$  — material temperature at these boundaries 3. Между телами существует электрическое контактное сопротивление. Это приводит к тому, что проходящий через контакт ток создает на нем разность потенциалов, и появляется дополнительное джоулево тепловыделение. При условии, что потенциалы  $v_1$ ,  $v_2$  на поверхностях стыка с изменением радиуса *r* не меняются, имеем

$$\frac{I}{S(j_g, j)} = \frac{v_1 - v_2}{R_E(T_1, T_2)},$$
(7)

где  $R_E(T_1, T_2)$  — удельное электрическое сопротивление, которое также зависит от давления сжатия.

Удельная мощность джоулевых тепловыделений на контакте равна

$$P_E = I(v_1 - v_2) = \frac{I^2}{S(j_g, j)} R_E(T_1, T_2).$$
(8)

4. Теплоемкостью межстыкового пространства пренебрежем ввиду ее малости. В результате тепло, выделяющееся на контакте, не задерживается, а «рассасывается» вбок, т.е.

$$S(j_g, j) \left( \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} - \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} \right) = P_E.$$
(9)

Наличие разности температур на стенках приводит к тому, что потоки тепла в левое тело отличаются от потоков в правое на величину  $2Q_k$ . Это означает перераспределение потоков тепла: отнятая от одного тела величина  $Q_k$  передается другому телу системы. Соответственно,

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} + \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} = -2 \frac{T_1 - T_2}{R_k (T_1, T_2)}.$$
 (10)

Из уравнений (9), (10) следует

$$\lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial x} = 0, 5\overline{P}_E - P_k, \ \lambda_2 \frac{\partial T_2}{\partial x} = -0, 5\overline{P}_E - P_k, \ (11)$$

где 
$$P_k = P_k(T_1, T_2) = (T_1 - T_2)/R_k(T_1, T_2); \overline{P}_E = P_E / S(j_g, j).$$

Эти два соотношения при условии, что величины *I*,  $S(j_g, j)$  и зависимости  $R_E = R_E(T_1, T_2)$ известны, замыкают задачу (5).

# Обсуждение результатов

Для расчета характеристик тепловых процессов, описываемых представленными выше математическими моделями, используются метод конечных разностей и явная схема. При проведении вычислительных экспериментов рассматривался наиболее типичный вариант электроконтактной сварки трех одинаковых плоских стальных деталей толщиной  $h = 8 \cdot 10^{-4}$  м (рис. 3) со следующими средними теплофизическими характеристиками [13]:  $\lambda = 47$  Вт/(м · град); с = 480 Дж/(кг · град);  $\rho = 7700$  кг/м<sup>3</sup>;  $a = 0,127 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>/сек. Начальная температура  $T_0$  предполагается также одинаковой, равной 20 °С.

Электроды считаются бронзовыми (марка БРХЦР), водоохлаждаемыми. Расстояние от конца электродов до охлаждающей жидкости составляет 5 · 10<sup>-3</sup> м. В начальный момент времени они обладают температурой 100 °C; температура охлаждающей жидкости поддерживается на уровне 10 °C. Согласно имеющимся в литературе данным по значениям  $\lambda_E$ ,  $c_E$ ,  $\rho_E$ ,  $a_E$  для материала электродов выбраны значения  $\lambda_E$  = 55 Вт/(м · град);  $c_E$  = 385 Дж/(кг · град);  $\rho$  = = 8500 кг/м<sup>3</sup>; a = 0,168 · 10<sup>-4</sup> м<sup>2</sup>/сек;  $r_e$  = 0,0025 м.

Удельное электрическое сопротивление стали —  $\sigma = 1,3 \cdot 10^{-5}$  ом · м, бронзы —  $\sigma_e = 1,2 \times 10^{-4}$  ом · м.

Наличие покрытий учитывается в данных расчетах косвенно, скачкообразным изменением термического, электрического сопротивлений, а также площадей контакта.

В ходе экспериментов варьировалась, во-первых, форма импульса тока и его максимальное значение. Время импульса оставалось постоянным, равным 0,15 сек. Во-вторых, менялась величина контактных термического и электрического сопротивлений, площади контакта, в том числе скачкообразно. Кроме того, расчеты проводились как со стоком тепла в радиальном направлении в свариваемых деталях, так и без него.

Когда в электродах и деталях в течение 0,15 сек ток остается постоянным (I = 7 кА), сток тепла в радиальном направлении отсутствует, а между свариваемыми деталями имеет место так называемый «сухой» контакт ( $R_k = 0$ ;  $S = 0,2 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>);  $R_{E3} = R_{E4} \cong 1,0 \cdot 10^{-9}$  ом  $\cdot$  м<sup>2</sup>;  $R_{E1} = R_{E2} = R_{E5} = R_{E6} = 0$ . Расчет температуры в электродах и деталях для разных моментов времени в этом случае иллюстрирует рис. 4, *а*. Видно, что вблизи поверхностей контакта свариваемых деталей температура значительно увеличивается, что характерно для подобных процессов. В целом же рост температуры аномально большой, по всей видимости, из-за не-



Рис. 3. Расчетная схема сварки трех деталей: i — номер поверхности контакта; j — номер стороны поверхности контакта; x — продольная координата; r — поперечная (радиальная) координата;  $r_e$  — радиус электродов

Fig. 3. The design scheme of welding of three parts: i – contact surface number; j – the number of the side of the contact surface; x – longitudinal coordinate; r – transverse (radial) coordinate; r – transverse

(radial) coordinate;  $r_e$  – the radius of the electrodes

учета стока тепла в радиальном направлении. При  $R_{E3} = 0.5 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>, температура в общем уменьшается, появляется асимметрия тепловой картины (рис. 4,  $\delta$ ).

Дальнейшее уменьшение  $R_{E3}$ ,  $R_{E4}$  до 0,25 × × 10<sup>-9</sup> ом · м<sup>2</sup> дает тепловые поля, показанные на рис. 5, *а*. Наконец, если учитывать электрическое сопротивление между деталями и электродами, то, полагая  $R_{E2} = R_{E5} = 0,25 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>, получим достаточно реалистическую картину (рис. 5,  $\delta$ ).

Воспользовавшись приведенными здесь данными, можно определить время зарождения сварочного ядра, проследить динамику его роста.

В рассмотренных примерах удельное термическое контактное сопротивление принято нулевым. Если же  $R_{k1} = R_{k3} = R_{k4} = R_{k6} = 0$ , а между электродами и деталями  $R_{k2} = R_{k3} =$  $= 3,0 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2 \cdot \text{град/Вт}$ , то детали оказываются как бы в тепловой изоляции, что видно на рис. 6.

Далее предполагается, что импульс тока имеет трапецеидальную форму (рис. 7). Влияние формы импульса на динамику изменения температуры в деталях и электродах можно проследить, сравнивая рис. 5, б и 8, а. Видно, что в случае трапецеидального импульса, в отличие от прямоугольного, вначале происходит медленный рост температур, затем достаточно быстрый разогрев, который потом замедляется вплоть до того, что начинается охлаждение деталей.



Рис. 4. Динамика изменения температуры в электродах и соединяемых деталях в отсутствие стока тепла в поперечном направлении при *I* = 7 кА:

a — мощность джоулевых тепловыделений на участках контакта свариваемых деталей при  $R_{E3} = R_{E4} = 1,0 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>;  $\delta$  — при  $R_{E3} = 0,5 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>,  $R_{E4} = 1,0 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup> Fig. 4. Dynamics of temperature change in electrodes and connected parts in the absence of heat sink in the transverse direction at I = 7 kA:

*a*—the power of Joule heat release at the contact areas of welded parts at  

$$R_{e_2} = R_{e_4} = 1.0 \cdot 10^{-9} \,\Omega \cdot m^2$$
; *b*—at  $R_{e_2} = 0.5 \cdot 10^{-9} \,\Omega \cdot m^2$ ,  $R_{e_4} = 1.0 \cdot 10^{-9} \,\Omega \cdot m^2$ 







Рис. 6. Динамика изменения температуры в электродах и соединяемых деталей с учетом удельных термических контактных сопротивлений при  $R_{k2} =$  $= R_{k3} = 3.0 \cdot 10^{-5} \text{ м}^2 \cdot \text{град/Bt}$ 

Fig. 6. Dynamics of temperature change in electrodes and connected parts taking into account specific thermal contact resistances at  $R_{k2} = R_{k3} = 3,0 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{deg} / \text{W}$ 







Рис. 8. Динамика изменения температуры в электродах и свариваемых деталях: *a* — при трапецеидальном импульсе тока  $R_{E2} = R_{E3} = R_{E4} = R_{E5} = 0,25 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>;  $\delta$  — с учетом стока тепла в радиальном направлении Fig. 8. Dynamics of temperature change in electrodes and welded parts:

*a* – with trapezoidal current pulse  $R_{E2} = R_{E3} = R_{E4} = R_{E5} = 0.25 \cdot 10^{-9} \,\Omega \cdot m^2$ ;  $\delta$  – taking into account the heat flow in the radial direction



Рис. 9. Динамика изменения температуры в электродах и свариваемых деталях при трапецеидальном импульсе тока и учете стока тепла в радиальном направлении ( $R_{E3} = R_{E4} = 0,5 \cdot 10^{-9} \text{ ом} \cdot \text{м}^2$ ): a - площадь контакта  $S_2 = S_3 = S_4 = S_5 = 0,2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ ;  $\delta - S_2 = S_3 = 0,2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ ,  $S_3 = S_4 = 0,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ Fig. 9. The dynamics of temperature change in electrodes and welded parts with a trapezoidal current pulse and taking into account the heat flow in the radial direction ( $R_{E3} = R_{E4} = 0,5 \cdot 10^{-9} \Omega \cdot \text{m}^2$ ): a - contact area  $S_2 = S_3 = S_4 = S_5 = 0,2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ ;  $\delta - S_2 = S_3 = 0,2 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ ,  $S_3 = S_4 = 0,3 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$ 

Как уже отмечено выше, учет стока тепла в радиальном направлении может существенно понизить температуру в деталях. Эксперименты подтверждают это (см. рис. 8, *a* и 8, *б*). Увеличение же вдвое электрических контактных сопротивлений между деталями ( $R_{E3} = R_{E4} = 0.5 \times 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>) приводит к вполне приемлемым результатам (рис. 9, *a*).

Что касается влияния площади контакта, то очевидно: уменьшение ее будет способствовать



Рис. 10. Динамика изменения температуры
в электродах и свариваемых деталях при учете расплавления материала покрытия
Fig. 10. The dynamics of temperature changes
in electrodes and welded parts, taking into account the melting of the coating material

повышению температуры, а увеличение, наоборот, снижению. Действительно, увеличивая площадь контакта между деталями с  $0,2 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup> до  $0,3 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup> ( $S_2 = S_5 = 0,2 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>;  $S_3 = S_4 = 0,3 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>) мы наблюдаем довольно сильное падение температуры (рис. 9,  $\delta$ ).

Согласно предлагаемому подходу имитация покрытий на поверхности деталей производится за счет скачкообразных изменений термического и электрического сопротивлений, а также площадей контакта при достижении определенной температуры. Учитывая, что температура плавления цинка около 500 °C, за критическую температуру примем это значение. В расчетах полагаем, что при температурах ниже 500 °C  $R_{E2} = R_{E5} = 0,25 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>;  $R_{E3} = R_{E4} = 0,5 \cdot 10^{-9}$  ом · м<sup>2</sup>;  $R_{k2} = R_{k3} = R_{k4} = R_{k5} = 1,0 \times 10^{-8}$  м<sup>2</sup> · град/Вт;  $S_2 = S_5 = 0,2 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>,  $S_3 = 0$  $S_4 = 0,3 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>. При более высоких температурах  $R_{E2} = R_{E3} = R_{E4} = 0, 1 \cdot 10^{-9} \text{ ом} \cdot \text{м}^2; R_{E5} = 0,25 \times 10^{-9} \text{ ом} \cdot \text{м}^2; R_{k2} = R_{k3} = R_{k4} = R_{k5} = 1,0 \cdot 10^{-7} \text{ м}^2 \times \text{град/Вт}; S_2 = S_3 = S_4 = S_5 = 0,4 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2.$  Следует заметить, что возрастание сопротивлений и площадей контакта при расплавлении металла подтверждается литературными данными [3]. Полученные при указанных значениях параметров результаты приведены на рис. 10.

По сравнению со случаем неизменных характеристик (рис. 9, *a*) максимальная темпера-

тура здесь упала почти на 30%. Приблизительно на столько же рекомендуется увеличивать величину тока при сварке покрытых деталей.

# Заключение

Получение бездефектных соединений покрытых деталей с помощью электроконтактной точечной сварки — важная техническая задача. Один из способов ее решения— отыскание рациональных технологических режимов. При этом в ходе отработки технологий сварки полезно применять методы математического моделирования.

Представленные в работе математические модели тепловых процессов, протекающих при точечной сварке, позволяют учитывать разное число соединяемых деталей, наличие покрытий, другие факторы. Они дают возможность оценить динамику роста температуры в деталях и электродах, размеры сварочного ядра.

В качестве примера подробно рассмотрен случай сварки трех деталей равной толщины. Результаты вычислительных экспериментов приведены на графиках, которые дают наглядное представление о ходе процесса сварки, его особенностях, влиянии покрытий. В частности, показано, что вблизи поверхностей контакта свариваемых деталей температура значительно увеличивается. Однако при учете стока тепла в радиальном направлении она оказывается заметно меньше. Установлено также, что покрытия на поверхности деталей приводят к уменьшению максимальных температур в свариваемых деталях почти на 30%.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Сахно Л.И., Сахно О.И., Варламов Ю.В., Лихачев Д.И. Аналитический расчет импеданса трансформатора машины контактной сварки // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2016. № 1 (238). С. 57–64. DOI: 10.5682/JEST.238.6.

2. Комлев Д.И., Калита В.И., Радюк А.А., Меньшиков Г.А., Власенко А.Н., Иванников А.Ю. Воздействие контактной шовной сварки на плазменные покрытия // Физика и химия обработки материалов. 2013. № 4. С. 69–77.

3. Хоменко В.И., Сударкин А.Я., Семенов И.Л. Компьютерная паспортизация качества соединений, выполненных стыковой контактной сваркой оплавлением // В мире неразрушающего контроля. 2014. № 1 (63). С. 28–31.

4. Борисенко Е.А., Шахматова В.А., Беляков Н.Н., Козловский С.Н. Расчетное определение температуры при точечной контактной сварке // Актуальные проблемы авиации и космонавтики. 2014. Т. 1. № 10. С. 93–94.

5. Анциборов А.Н., Комиренко А.В. Физическое моделирование контактной сварки // Автоматизированное проектирование в машиностроении. 2014. № 2. С. 88–91.

6. Ерофеев В.А., Пьянков И.Б. Физико-математическая модель процесса стыковой контактной сварки оплавлением // Вопросы материаловедения. 2016. № 3. С. 115–125. 7. Ерофеев В.А., Пьянков И.Б., Арсеньева А.А. Численное моделирование контактной рельефной сварки крестообразных соединений // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2017. № 1. С. 109–117.

8. **Rice W., Funk E.I.** Analytical investigation of the temperature distributions during resistance welding // Welding J., 1967. № 4. P. 175–186.

9. Nicol H.A. The finite element modeling of the resistance spot welding process // Welding J. 1984. Vol. 63. Pt. 4. P. 123–132.

10. **Прохоров А.В.** Тепловая модель контактной точечной сварки // Сварочное производство. 2016. № 3. С. 21–24.

11. Скиданенко А.В. Моделирование процессов теплопередачи при точечной контактной сварке // Известия Российской академии наук. Серия физическая. 2016. Т. 80. № 6. С. 813.

12. Козлов И.К., Трофимов А.С. Исследование и оптимизация процесса нагрева при контактной стыковой сварке сопротивлением // Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2016. № 2 (113). С. 107–114.

13. Храмовский Ю.В., Лепешев В.Ю., Добрынина А.В. Теплофизические характеристики контактной точечной сварки легких сплавов // Сварочное производство, 2013. № 5. С. 39–41.

# СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ФЕДЯЕВ Владимир Леонидович — доктор технических наук главный научный сотрудник Института механики и машиностроения Казанского научного центра Российской академии наук. E-mail: morenko@imm.knc.ru **ОСИПОВ Петр Петрович** — доктор физико-математических наук ведущий научный сотрудник Института механики и машиностроения Казанского научного центра Российской академии наук. E-mail: petro300@rambler.ru

**БЕЛЯЕВ Алексей Витальевич** — кандидат технических наук доцент Казанского национального исследовательского технического университета им. А.Н. Туполева-КАИ.

E-mail: alexey-beljaev@mail.ru

СИРОТКИНА Лилия Витальевна — кандидат химических наук доцент Казанского государственного энергетического университета.

E-mail: liliya\_belyaeva@mail.ru

### REFERENCES

[1] Sakhno L.I., Sakhno O.I., Varlamov Yu.V., Likhachev D.I. Analiticheskiy raschet impedansa transformatora mashiny kontaktnoy svarki. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU. Yestestvennyye i inzhenernyye nauki.* 2016.  $\mathbb{N}$  1(238). S. 57–64. DOI: DOI: 10.5682/ JEST.238.6. (rus.)

[2] Komlev D.I., Kalita V.I., Radyuk A.A., Menshikov G.A., Vlasenko A.N., Ivannikov A. Yu. Vozdeystviye kontaktnoy shovnoy svarki na plazmennyye pokrytiya. *Fizika i khimiya obrabotki materialov*. 2013.  $\mathbb{N}$  4. S. 69–77. (rus.)

[3] Khomenko V.I., Sudarkin A. Ya., Semenov I.L. Kompyuternaya pasportizatsiya kachestva soyedineniy, vypolnennykh stykovoy kontaktnoy svarkoy oplavleniyem. *V mire nerazrushayushchego kontrolya*. 2014. № 1(63). S. 28–31. (rus.)

[4] Borisenko Ye.A., Shakhmatova V.A., Belyakov N.N., Kozlovskiy S.N. Raschetnoye opredeleniye temperatury pri tochechnoy kontaktnoy svarke. *Aktualnyye problemy aviatsii i kosmonavtiki*. 2014. T. 1. № 10. S. 93–94. (rus.)

[5] Antsiborov A.N., Komirenko A.V. Fizicheskoye modelirovaniye kontaktnoy svarki. *Avtomatizirovannoye proyektirovaniye v mashinostroyenii*. 2014. № 2. S. 88–91. (rus.)

[6] **Yerofeyev V.A., Pyankov I.B.** Fiziko-matematicheskaya model protsessa stykovoy kontaktnoy svarki oplavleniyem. *Voprosy materialovedeniya*. 2016. № 3. S. 115–125. (rus.) [7] Yerofeyev V.A., Pyankov I.B., Arsenyeva A.A. Chislennoye modelirovaniye kontaktnoy relyefnoy svarki krestoobraznykh soyedineniy. *Izvestiya Tulskogo gosudarstvennogo universiteta. Tekhnicheskiye nauki.* 2017.  $\mathbb{N}^{\circ}$  1. S. 109–117. (rus.)

[8] **Rice W., Funk E.I.** Analytical investigation of the temperature distributions during resistance welding. *Welding J.* 1967.  $\mathbb{N}$  4. P. 175–186.

[9] **Nicol H.A.** The finite element modeling of the resistance spot welding process. *Welding J.* 1984. Vol. 63. Pt. 4. P. 123–132.

[10] **Prokhorov A.V.** Teplovaya model kontaktnoy tochechnoy svarki. *Svarochnoye proizvodstvo*. 2016. № 3. S. 21–24. (rus.)

[11] **Skidanenko A.V.** Modelirovaniye protsessov teploperedachi pri tochechnoy kontaktnoy svarke. *Izvestiya Rossiyskoy akademii nauk. Seriya fizicheskaya*. 2016. T. 80. № 6. S. 813. (rus.)

[12] Kozlov I.K., Trofimov A.S. Issledovaniye i optimizatsiya protsessa nagreva pri kontaktnoy stykovoy svarke soprotivleniyem. *Trudy NGTU im. R. Ye. Alekseyeva.* 2016. № 2(113). S. 107–114. (rus.)

[13] Khramovskiy Yu.V., Lepeshev V. Yu., Dobrynina A.V. Teplofizicheskiye kharakteristiki kontaktnoy tochechnoy svarki legkikh splavov. *Svarochnoye proizvodstvo*, 2013. № 5. S. 39–41. (rus.)

### **AUTHORS**

**FEDYAEV Vladimir L.**— Institute of mechanics and engineering, Kazan science center of Russian academy of sciences.

E-mail: morenko@imm.knc.ru

**OSIPOV Petr P.**— Institute of mechanics and engineering, Kazan science center of Russian academy of sciences.

E-mail: petro300@rambler.ru

**BELJAEV** Aleksey V.— Kazan national research technical university named after A.N. Tupolev-KAI. E-mail: alexey-beljaev@mail.ru SIROTKINA Liliya V.— Kazan state power engineering university.

E-mail: liliya\_belyaeva@mail.ru

#### Дата поступления статьи в редакцию: 27 сентября 2017 г.

© Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230416 УДК 629.039.58

Н.А. Чернуха<sup>1</sup>, В.В. Лалин<sup>2</sup>, А.Н. Бирбраер<sup>3</sup>

1, 2 — Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петер-

бург, Россия

3 — АО «Атомпроект», Санкт-Петербург, Россия

# ВЕРОЯТНОСТНОЕ ОБОСНОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗОК НА ОБОРУДОВАНИЕ АЭС ПРИ УДАРЕ САМОЛЕТА

Статья посвящена обоснованию величины расчетных динамических нагрузок на технологическое оборудование АЭС при ударе самолета. Обычно эти нагрузки задаются в виде поэтажных спектров ответа (ПС) и применяется консервативный детерминистический подход, когда в качестве расчетного принимается максимально возможный ПС. Однако падение самолета на АЭС — чрезвычайно редкое случайное воздействие, и при анализе нагрузок на оборудование необходимо использовать вероятностный подход. Приведена методика вычисления ПС с требуемой вероятностью непревышения (обеспеченность). Учитываются следующие случайные факторы: место и угол удара, расстояние от него до интересующего оборудования. Предложена методика вероятностного обоснования расчетных динамических нагрузок на оборудование в случае преднамеренного падения самолета на АЭС (террористический акт). Дана методика суммирования одноименных внутренних усилий, рассчитанных по трем компонентам ПС. Определен критерий оптимального шага интегрирования уравнений движения при расчете вынужденных колебаний сооружений при ударе самолета.

АЭС; УДАР САМОЛЕТА; ПРЕДНАМЕРЕННОЕ ПАДЕНИЕ САМОЛЕТА; ТЕРРОРИСТИЧЕСКИЙ АКТ; НАГРУЗКИ НА ОБОРУДОВАНИЕ; ПОЭТАЖНЫЙ СПЕКТР ОТВЕТА; ВЕРОЯТНОСТЬ НЕПРЕВЫШЕНИЯ; КОМПОНЕНТЫ НАГРУЗОК.

## Ссылка при цитировании:

Н.А. Чернуха, В.В. Лалин, А.Н. Бирбраер. Вероятностное обоснование динамических нагрузок на оборудование АЭС при ударе самолета // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 159–171. DOI: 10.18721/JEST.230416.

# N.A. Chernukha<sup>1</sup>, V.V. Lalin<sup>2</sup>, A.N. Birbraer<sup>3</sup>

1, 2 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university, St. Petersburg, Russia 3 — JSC «Atomproekt», St. Petersburg, Russia

# PROBABILISTIC JUSTIFICATION OF DYNAMIC LOADS ON NPP EQUIPMENT CAUSED BY AIRCRAFT IMPACT

The article is dedicated to the problem of justification of dynamic loads on NPP process equipment, caused by aircraft impact. Usually these loads are set by means of floor response spectra (FRS). Nowadays, a conservative deterministic approach is used in practice, when the maximum possible FRS is taken in NPP process equipment design. Since aircraft crash on NPP is an extremely rare random event, it is necessary to use the probabilistic approach to analyze dynamic loads on NPP equipment. The method of FRS calculation with the required non-exceedance probability is given. The following random variables are considered: point and angle of aircraft impact, distance between point of impact and equipment support. Probabilistic justification of dynamic loads on NPP equipment caused by intentional aircraft crash (act of terrorism) is presented. The procedure for summing the corresponding internal forces, calculated using three components of FRS, is given. The criterion of the optimal step for integrating the equations of motion when calculating the forced oscillations of structures under aircraft impact is determined.

NPP; AIRCRAFT IMPACT; INTENTIONAL AIRCRAFT CRASH; ACT OF TERRORISM; LOADS ON EQUIP-MENT; FLOOR RESPONSE SPECTRA; NON-EXCEEDANCE PROBABILITY; LOAD COMPONENTS. *Citation:* 

N.A. Chernukha, V.V. Lalin, A.N. Birbraer, Probabilistic Justification of Dynamic Loads on NPP Equipment Caused by Aircraft Impact, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 159–171, DOI: 10.18721/JEST.230416.

#### Введение

Объекты использования атомной энергии (ОИАЭ), в том числе атомные электростанции (АЭС), относятся к особо опасным и технически сложным объектам<sup>1</sup>, к которым предъявляются повышенные требования по безопасности [1–3].

При проектировании АЭС должны быть выявлены все прогнозируемые внутренние и внешние опасности природного и техногенного происхождения, которые могут оказать влияние на обеспечение ядерной и радиационной безопасности<sup>2</sup>. Они должны быть учтены при определении постулируемых инициирующих событий (ИС) в проекте АЭС, а их последствия (эффекты, нагрузки и т.д.) — при проектировании конструкций, систем и компонентов (КСК) АЭС, важных для безопасности<sup>3,4</sup>.

Падение самолета на АЭС — одно из наиболее опасных внешних воздействий техногенного происхождения [4–8]. Оно сопровождается целым комплексом нагрузок и воздействий. Среди них: удар фюзеляжа самолета и его обломков (например, двигатель, шасси); горение и/или взрыв авиационного топлива, проникновение топлива внутрь здания через вентиляционные и технологические отверстия в ограждающих конструкциях [9–11]<sup>5</sup>. В статье рассмотрено обоснование нагрузок на оборудование АЭС при падении самолета, связанных с механическим воздействием первичного летящего тела — ударом фюзеляжа самолета.

Удар самолета вызывает интенсивные колебания как самого сооружения, так и размещенного в нем технологического оборудования АЭС [12, 14]. В результате возникают динамические нагрузки на это оборудование. В проектных основах безопасности современных АЭС учитываются падения легких, военных и даже больших коммерческих самолетов. Динамические нагрузки на оборудование при ударе большого коммерческого самолета могут быть очень велики, поэтому их корректный анализ и обоснованное снижение актуальная проблема при проектировании АЭС.

Для снижения нагрузок на оборудование при ударе самолета используют различные способы. Так, сооружения АЭС, важные для безопасности, могут дублироваться и разноситься на площадке так, чтобы не подвергнуться последствиям падения самолета одновременно. Для них нагрузки от удара самолета можно вообще не учитывать. Однако, например, здание реактора существует на площадке АЭС в единственном числе. Снижение нагрузок на реакторную установку и другие системы, размещенные в этом здании, достигается путем устройства двойной защитной оболочки (double wall containment) [14, 15].

Но не все здания и сооружения АЭС проектируются с двойными ограждающими конструкциями. Более того, может потребоваться оценка безопасности действующих АЭС, которые были или спроектированы вообще без учета удара самолета, или рассчитаны на удар малого самолета, но со временем выяснилась необходимость

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Федеральный закон от 30.12.2009 года N384-ФЗ (ред. от 02.07.2013) «Технический регламент о безопасности зданий и сооружений» [электр. ресурс] URL: http://www.consultant.ru (дата обращения 02.09.2017)

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Safety of Nuclear Power Plants: Design. IAEA Safety Standards Series. Specific Safety Requirements No. SSR-2/1 Available: http://www-pub.iaea.org/MTCD/ publications/PDF/Pub1715web-46541668.pdf (Accessed 02.09.2017)

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Швыряев Ю.В. Вероятностный анализ безопасности при проектировании и эксплуатации атомных станций с реакторами ВВЭР: дисс. ... докт. техн. наук: 05.14.03. Москва, 2004. 340 с.

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> Шульман Г.С. Вероятностный анализ безопасности АЭС с учетом комплекса экстремальных природных и техногенных воздействий: дисс. ... докт. техн. наук: 05.14.16. Санкт-Петербург, 1999. 293 с.

<sup>&</sup>lt;sup>5</sup> См. также: External Events Excluding Earthquakes in the Design of Nuclear Power Plant. IAEA Safety Standards Series. Safety Guide No. NS-G-1.5 Available: http://wwwpub.iaea.org/MTCD/publications/PDF/Pub1159\_web. pdf (Accessed 02.09.2017)

учета более тяжелого. Проблема в последние годы приобрела особую актуальность ввиду опасности преднамеренных крушений (террористические акты) с использованием больших самолетов коммерческой авиации.

Падение самолета на АЭС — очень тяжелое, но крайне редкое внешнее воздействие. Поэтому применение детерминистического подхода, когда при проектировании технологического оборудования принимаются максимально возможные величины нагрузок, представляется излишне консервативным. Более рациональные величины нагрузок можно получить посредством вероятностного анализа [10, 16, 17]<sup>6</sup>, при котором принимаются во внимание случайные факторы при падении самолета на АЭС: вероятность реализации самого падения, вероятность его удара именно в данную конструкцию, место удара, угол между направлением удара и нормалью к поверхности конструкции.

Целью была разработка методики вероятностного обоснования динамических нагрузок на оборудование АЭС при ударе самолета с учетом названных случайных факторов.

# Методы исследования динамических нагрузок на оборудование

В соответствии с требованиями норм<sup>7</sup> динамический расчет сооружений при падении самолета выполняется с определением поэтажных записей акселерограмм (ПА), т.е. ускорений от времени, и поэтажных спектров ответа (ПС), вычисленных в местах крепления оборудования. ПС используются для проверки прочности оборудования по линейно-спектральной теории (ЛСТ), ПА — для прямого динамического анализа [18]. Для некоторого оборудования АЭС предусмотрены натурные испытания, чтобы проанализировать их работоспособность при динамических нагрузках [19, 20].

Изначально подходы к вычислению ПА и ПС разрабатывались для сейсмических ра-

счетов<sup>8,9</sup> [21]. Процедура расчета ПА и ПС при ударе самолета приведена в [10].

Наиболее консервативный способ задания динамической нагрузки на оборудование принять в качестве расчетного наибольший по величине ПС. Максимальный ПС может быть получен путем огибания ПС, вычисленных при различных вариантах удара самолета в открытые ограждающие конструкции. Обычно он соответствует удару самолета в точку здания, ближайшую к месту расположения оборудования, и по нормали к поверхности ограждающей конструкции.

На рис. 1 приведено сравнение ПС на консоли полярного крана здания реактора при возникновении максимального расчетного землетрясения (МРЗ) интенсивностью 7 баллов<sup>10</sup>, которое обязательно учитывается в проектах АЭС, и ударе большого коммерческого самолета.

Как видно, динамические нагрузки на консоли полярного крана при ударе самолета очень велики. При этом в диапазоне высоких частот они существенно больше, чем сейсмические. Но вероятность их возникновения чрезвычайно мала по нескольким причинам.



и ударе самолета Fig. 1. Comparison of FRS in case of earthquake and aircraft impact

<sup>&</sup>lt;sup>6</sup> См. также: Архипов С.Б. Вероятностный анализ прочности и колебаний строительных конструкций зданий АЭС при ударе самолета: дисс. ... канд. техн. наук. СПб., СПбГПУ, 2000.— 138 с.

<sup>&</sup>lt;sup>7</sup> ПиНАЭ-5.6. Нормы строительного проектирования атомных станций с реакторами различного типа. М.: Минатомэнерго РФ. 1986. 22 с.

<sup>&</sup>lt;sup>8</sup> НП-031-01. Нормы проектирования сейсмостойких атомных станций. М.: Федеральный надзор России по ядерной и радиационной безопасности. 2001. 25 с.

<sup>&</sup>lt;sup>9</sup> ASCE4–98. Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures and Commentary. USA: ASCE. 2000. 118 p.

<sup>&</sup>lt;sup>10</sup> НП-064–05. Учет внешних воздействий природного и техногенного происхождения на объекты использования атомной энергии. М.: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору. 2005. 62 с.

Во-первых, очень мала вероятность самого падения самолета на АЭС. Во-вторых, удар самолета может прийтись в любую открытую ограждающую конструкцию здания, а не рядом с рассматриваемой единицей оборудования. Наконец, в-третьих, траектории падения самолета случайны, и удар может быть нанесен не по нормали, а под углом к поверхности ограждающей конструкции. Таким образом, нагрузка на конкретную единицу оборудования, зависящая от его расстояния до места удара и угла соударения самолета с ограждающей конструкцией здания, является случайной. Поэтому логично определять ее с учетом случайных факторов.

### Вычисление ПС с требуемой обеспеченностью

Решение включать или не включать падение самолета в проектные основы АЭС принимается на основе анализа вероятности этого события. По существующей проектной практике после этого действуют по принципу «или– или»: если вероятность падения на АЭС меньше заданного в нормах<sup>11</sup> значения 10<sup>-6</sup> 1/год, то это воздействие вообще не рассматривается; в противном случае считается, что самолет упадет обязательно.

Далее нагрузки на оборудование будут определяться с использованием такого же подхода: считается, что падение самолета на важ-



Рис. 2. Важные для безопасности Здания и сооружения условной АЭС (ядерный остров) Fig. 2. NPP buildings and structures, related to safety (nuclear island)

ные для безопасности сооружения АЭС, произойдет обязательно, т.е. с вероятностью 1. Это допущение консервативно и принято в запас надежности, ибо в действительности вероятность падения очень мала.

Кроме того, в настоящей работе предполагается, что подлет самолета с любой стороны равновероятен [22]. Аналогичным образом нагрузки могут быть определены, если АЭС расположена вблизи трассы полетов [23]. Учитывается случайность точки удара (т.е. расстояния от нее до места крепления рассматриваемого оборудования), а также угла между направлением удара и нормалью к поверхности ударяемой конструкции.

Вычисление ПС с требуемой обеспеченностью будет продемонстрировано на примере зданий реактора и паровой камеры условной АЭС, изображенных на рис. 2. Они соединены между собой, т.е. являются единым сооружением.

Параметры нагрузки и пятна удара рассматриваемого самолета *Boeing* 747—400 представлены на рис. 3.

Процедура вычисления ПС содержит следующие этапы.

1. Разбивка поверхностей ограждающих конструкций на возможные зоны удара. В каждой из интересующих внутренних точек здания, где закреплено оборудование, вычисляются ПС при ударах во все наружные точки. Для этого поверхности ограждающих конструкций, открытые для удара, разбиваются на участки (рис. 4, *a-в*). Предполагается удар в центр участка по нормали к конструкции. В результате в каждой внутренней точке получаются исходные ПС, используемые далее при вычислении ПС с заданной обеспеченностью.

В дальнейших расчетах не учитывались удары в одну из стен паровой камеры (участки 18-21), так как она закрыта другим сооружением и удар в нее невозможен. Таким образом, число точек удара — n = 19; такое же число исходных спектров.

2. Определение вероятностей удара в каждый участок. Вероятность удара в *i*-й участок строительной конструкции зависит не только от его площади  $A_i$ , но и от положения в пространстве. Поэтому при ее вычислении используется эквивалентная площадь  $A_{3i}$ , зависящая от угла ү между направлением удара и нормалью к поверхности конструкции [22, 23]. Этот угол лежит в диапазоне  $0 \le \gamma \le \pi/2$ . Для горизонтальной плоскости

<sup>&</sup>lt;sup>11</sup> НП-064–05. Учет внешних воздействий природного и техногенного происхождения на объекты использования атомной энергии. М.: Федеральная служба по экологическому, технологическому и атомному надзору.— 2005. 62 с.



Рис. 3. Параметры нагрузки при ударе *Boeing*-747–400 [10]: *a* — функция зависимости нагрузки от времени; *б* — распределение нагрузки по пятну удара; *в* — пятно удара

Fig. 3. Load parameters for Boeing-747–400 impact [10]: a -load-time function;  $\delta -$ load distribution on impact area; a -area of impact



Рис. 4. Разбивка конструкций, открытых для удара, на участки: a - план зданий реактора и паровой камеры;  $\delta -$  развертка цилиндра здания реактора; e - развертка стен паровой камеры Fig. 4. Structures open for impact, divided to areas: a - reactor building and steam cell plan view;  $\delta -$  cylinder wall of reactor building; e - steam cell walls

 $A_{\mathrm{pr}i} = A_{\mathrm{r}i} f_{\mathrm{r}}(\gamma) , \qquad (1)$ 

где  $f_r(\gamma)$  — вероятность того, что удар будет нанесен под углом к нормали, не превосходящим  $\gamma$ .

Если подлет самолета к АЭС одинаково вероятен с любой стороны [22], то для вертикальной плоскости, а также цилиндра с вертикальной осью будет

$$A_{\rm BBi} = A_{\rm Bi} f_{\rm B}(\gamma) \,. \tag{2}$$

Коэффициенты  $f_{\rm B}(\gamma)$  и  $f_{\rm r}(\gamma)$  рассчитаны в [22] в предположении, что соответствующие ограждающие конструкции здания полностью открыты для удара. В случае горизонтальной плоскости это означает, что азимут подлета самолета может лежать в пределах от 0 до 360°, а для вертикальных конструкций (плоскости или цилиндра) — от 0 до 180°. В действительности некоторые поверхности зданий закрыты соседними сооружениями, в результате чего сектор подлета сокращается. Если подлет возможен в пределах угла β, то для горизонтальной плоскости вероятность удара, найденную для открытой плоскости, следует умножить на коэффициент

$$k_{\rm r} = \beta/360 , \qquad (3)$$

а для вертикальных поверхностей — на коэффициент

$$k_{\rm B} = \beta / 180 , \qquad (4)$$

что равносильно умножению на эти коэффициенты площадей указанных поверхностей.

Например, кровля паровой камеры на рис. 4, *a* (участок 23) с одной стороны «затенена» зданием реактора и подлет к ней возможен в пределах  $\beta = 180^{\circ}$ . Поэтому ее площадь должна быть умножена на коэффициент

 $k_{\rm r} = 180/360 = 0,5$ . Стенка паровой камеры (участки *14–15*) с одной стороны закрыта зданием реактора, и сектор подлета к ней составляет  $\beta = 90^{\circ}$ . Поэтому их площади умножаются на коэффициент  $k_{\rm p} = 90/180 = 0,5$ .

Если разбить диапазон  $0 \le \gamma \le \pi/2$  на *j* интервалов, то вероятность удара в *i*-ю горизонтальную конструкцию под углом к нормали, лежащим в интервале  $\gamma_k \le \gamma \le \gamma_{k+1}$ , равна

$$P_{\mathrm{r}i,k} = \frac{A_{\mathrm{r}i}}{A_{\mathrm{p}}} \Big[ f_{\mathrm{r}}(\gamma_{k+1}) - f_{\mathrm{r}}(\gamma_{k}) \Big], \qquad (5)$$

где  $A_{3}$  — эквивалентная площадь всего ядерного острова, вычисленная в [22].

Аналогично вычисляется вероятность  $P_{\text{ві,k}}$ удара под таким углом в вертикальную стену, цилиндр защитной оболочки. Вероятность того, что самолет вообще не попадет в рассматриваемое сооружение, равна

$$\overline{P} = 1 - \sum_{i} \sum_{k} (P_{\text{B}i,k} + P_{\text{r}i,k}).$$
(6)

Для зданий реактора и паровой камеры  $\overline{P} = 0,74.$ 

3. Определение зависимости ускорений ПС от угла удара. Значения ускорений пропорциональны нагрузке, нормальная составляющая которой равна  $R_n = R\cos\gamma$  (касательная составляющая при расчете ПС не учитывалась). Следовательно, значения ПС при ударе в данную наружную точку здания под углом  $\gamma$  равняются его значениям при ударе по нормали, умноженным на соѕу.

Таким образом, в результате второго и третьего этапов найдены величины ускорений и вероятности их реализации при ударах под разными углами. Общее количество полученных исходных ПС равно *nj*, т.е. произведению количества точек удара *n* на число интервалов *j*.

4. Вычисление распределения вероятности ускорений в ПС. Как известно, ПС S(f) представляет собой зависимость модуля максимального ускорения осциллятора от его частоты f. Ускорения при разных частотах определяются независимо друг от друга, поэтому и их вероятности вычисляются независимо.

Каждой частоте  $f_s$  соответствуют nj ускорений w осциллятора со своими вероятностями. Диапазон между максимальным и минимальным значениями ускорений при данной частоте разбивается на интервалы. Все ускорения распределяются по интервалам, и вероятности ускорений, попавших в один интервал, суммируются. Обозначим как *p*, найденную таким образом вероятность для *r*-го интервала.

С использованием этих данных строится интегральный закон P(w) вероятности ускорений при заданной частоте. Если самолет не попал в здание, то w = 0, а вероятность этого  $P(0) = \overline{P}$ . Вероятность каждого следующего значения ускорения  $P(w_{r+1}) = P(w_r) + p_{r+1}$ . Аналогично определяются вероятности ускорений при всех других частотах.

5. Построение ПС с требуемой обеспеченностью. С использованием интегральных законов распределения ускорений строится ПС, т.е. зависимость ускорений от частоты, с требуемой обеспеченностью.

На рис. 5 изображены ПС с обеспеченностями 1, 0,95 и 0,85, вычисленные для консоли полярного крана (рис. 5, a) и паровой камеры (рис. 5,  $\delta$ ). ПС с обеспеченностью 1 — это огибающая ПС при ударах во все точки и под всеми углами, т.е. наихудший вариант нагрузки.

Видно, что учет случайных факторов приводит к значительному снижению ускорений, т.е. расчетных динамических нагрузок на оборудование. Для сравнения на обоих рисунках показан ПС при МРЗ интенсивностью 7 баллов. Видим, что на консоли полярного крана при ударе самолета ПС с обеспеченностью 0,85 при всех частотах меньше сейсмического. Ускорения для паропроводов значительно выше, чем на консоли крана, так как она меньше здания реактора. Тем не менее при ударе ПС с обеспеченностью 0,85 также практически не превосходит сейсмический. Значит, если расчетные нагрузки от удара самолета приняты с такой обеспеченностью, то они не превосходят обязательно учитываемые сейсмические. Следовательно, для оборудования, расположенного в данных местах зданий, удар самолета можно вообще не учитывать.

Результаты расчетов по предлагаемой методике позволяют сделать вывод, что ускорения ПС при ударе самолета тем меньше, чем меньше обеспеченность. Поэтому принципиально важно определить, с какой обеспеченностью задавать расчетные ПС. Ее можно принять по аналогии с сейсмическими расчетами АЭС. Как известно, сейсмические спектры отклика на грунте вычисляют по совокупности аксе-



Рис. 5. ПС с разной обеспеченностью:  $a - полярный кран; \delta - паропроводы II контура Fig. 5. FRS with different non-exceedance probability: <math>a - polar crane; \delta - steam pipelines$ 

лерограмм как «математическое ожидание +1 стандартное отклонение». В случае нормального распределения это соответствует обеспеченности примерно 0,85. Такую же обеспеченность можно принимать и при ударе самолета. Это относительно невысокое ее значение оправдано тем, что ПС служат исходными данными для расчетов оборудования по линейно-спектральной теории, которая дает внутренние усилия с большим запасом.

# Обоснование динамических нагрузок на оборудование при преднамеренном падении самолета

В последние годы произошло несколько случаев преднамеренных аварий самолетов: например, террористическая атака на Всемирный торговый центр 11.09.2001 в Нью-Йорке (США) и умышленное падение самолета, устроенное пилотом авиакомпании Germanwings 24.03.2015 под г. Динь-ле-Бен (Франция). Теперь в проектах АЭС иногда стали предполагать не случайное, а преднамеренное падение самолета (террористический акт) и рассматривать его как обязательное, постулированное ИС. Это может быть определено в специальных требованиях Заказчика, а также в нормативных документах страны размещения площадки АЭС.

Далее будем считать, что падение самолета на ядерный остров произойдет обязательно, т.е. с вероятностью 1, и будет нанесен наиболее опасный удар — по нормали к строительной конструкции, т.е. не будем учитывать возможную вариацию угла удара с нормалью. Таким образом, будем принимать во внимание только один случайный фактор — точку удара.



Рис. 6. ПС при преднамеренном падении самолета: a — полярный кран;  $\delta$  — паропроводы II контура Fig. 6. FRS in case of intentional aircraft crash: a — polar crane;  $\delta$  — steam pipelines

Процедура вычисления ПС с требуемой обеспеченностью при теракте — такая же, как изложена выше (за исключением учета угла удара).

На рис. 6 изображены ПС с разной обеспеченностью, вычисленные в тех же точках, что на рис. 5. Сравнение этих двух рисунков показывает, что ускорения при преднамеренном падении самолета (террористический акт) значительно выше, чем при случайном падении. Но в то же время благодаря учету случайности точки удара ускорения существенно ниже максимально возможных величин. Как и выше, при задании расчетных ускорений можно принимать ПС с обеспеченностью 0,85.

# Суммирование внутренних усилий при использовании трех компонент ПС

Прочность оборудования при динамических воздействиях, в том числе вызванных ударом самолета, должна проверяться в предположении одновременного действия трех компонент нагрузки<sup>12</sup>. Если оборудование схематизировано как линейная система, то внутренние усилия можно рассчитывать не на все компоненты одновременно, а на каждую отдельно. В результате получаются одноименные внутренние усилия, соответствующие действию каждой из компонент нагрузки. Например, для момента  $M_x$  — три момента:  $M_x^{(x)}$ ,  $M_x^{(y)}$  и  $M_x^{(z)}$ (верхний индекс означает компоненту нагрузки). После этого одноименные внутренние усилия следует сложить.

Если компоненты нагрузки заданы в виде функций времени, то найденные внутренние усилия также зависят от времени. В этом случае никакой проблемы с суммированием одноименных усилий не возникает: их просто алгебраически складывают в каждый из моментов времени.

Но если воздействие задано с помощью трех компонент ПС —  $S_x$ ,  $S_y$  и  $S_z$ , то в результате расчета на каждую из них получаются максимальные значения одноименных усилий, которые достигаются в разные, неизвестные моменты времени. Поэтому при их суммировании приходится вводить дополнительные допущения.

Часто при ударе самолета используют такие же способы суммирования, как при сейсмическом воздействии. В соответствии с одним из них («ККСК») суммарное внутреннее усилие считается равным квадратному корню из суммы квадратов одноименных усилий, вычисленных по каждой из компонент:

$$M_{x} = \sqrt{[M_{x}^{(x)}]^{2} + [M_{x}^{(y)}]^{2} + [M_{x}^{(z)}]^{2}}.$$
 (7)

В другом способе («100+40+40») и аналогичном ему, но с другими коэффициентами («100+30+30»)<sup>13</sup>, рассматриваются следующие сочетания одноименных усилий:

$$M_{x} = \begin{cases} M_{x}^{(x)} \pm 0.4M_{x}^{(y)} \pm 0.4M_{x}^{(z)}; \\ \pm 0.4M_{x}^{(x)} + M_{x}^{(y)} \pm 0.4M_{x}^{(z)}; \\ \pm 0.4M_{x}^{(x)} \pm 0.4M_{x}^{(y)} + M_{x}^{(z)}. \end{cases}$$
(8)

Применимость этих способов при колебаниях, вызванных ударом самолета, вызывает сомнения. Во-первых, колебания при ударе самолета имеют иной характер, чем сейсмические (частотный состав, соотношение компонент) [24]. Во-вторых, описанные способы были предложены на основе анализа записей землетрясений и предназначены для сооружений, опирающихся на грунт. Поэтому неясно, насколько они вообще пригодны для колебаний внутри зданий.

Далее излагается методика суммирования одноименных усилий при колебаниях вследствие удара самолета. Она подобна способу «100+40+40», но с другими коэффициентами сочетаний, которые вычисляются посредством вероятностного анализа колебаний здания. Рассматриваются три сочетания одноименных усилий, в которых они складываются алгебраически. При этом одно из усилий («главное») входит с коэффициентом 1, т.е. своим максимальным значением, а два других («добавки») — с коэффициентами, определенными, как описано далее.

Но прежде необходимо отметить два обстоятельства. Во-первых, при ударе самолета в одну и ту же наружную точку здания колебания в разных внутренних точках различны. Поэтому и коэффициенты сочетаний для од-

<sup>&</sup>lt;sup>12</sup> НП-031-01. Нормы проектирования сейсмостойких атомных станций. М.: Федеральный надзор России по ядерной и радиационной безопасности, 2001. 25 с.

<sup>&</sup>lt;sup>13</sup> BS EN1998–1. Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance — Part 1: General rules, seismic actions and rules for buildings. London: BSI. — 2005. 233 p.

ноименных усилий не могут быть одинаковыми для всего здания, т.е. в каждой внутренней точке они свои. Во-вторых, колебания в одной и той же внутренней точке при ударах в разные наружные точки также различны. Поскольку удар в каждую из наружных точек имеет свою вероятность, то и коэффициенты сочетаний могут быть определены только с определенной вероятностью.

Вычисление коэффициентов, приведенных в табл. 1, производится следующим образом.

При ударе самолете в какую-то наружную точку здания в каждой внутренней точке получаюется три компоненты ПА (далее они именуются «исходными»), по которым затем вычисляются компоненты ПС. Сначала компоненты ПА нормируются, для чего все значения каждой из них делятся на максимальное по модулю значение (далее они называются «нормированными»).

В варианте 1 главной является компонента спектра  $S_x$ , поэтому  $k_{1x} = 1$ . В качестве  $k_{1y}$  и  $k_{1z}$ задаются значения нормированных компонент *y* и *z* в тот момент времени, когда значение нормированной компоненты *x* по модулю равно 1. При этом, если знак значения соответствующей исходной компоненты *y* (или *z*) совпадает со знаком исходной компоненты *x*, то для коэффициента  $k_{1y}$  (или  $k_{1z}$ ) принимается знак «+». В противном случае принимается «–». Таким образом, при данном сочетании соотношение величин и знаки усилий, рассчитанных по компонентам ПС  $S_x$ ,  $S_y$ ,  $S_z$ , являются такими же, как у исходных компонент акселерограммы.

Аналогичным образом определятся коэффициенты в вариантах 2 и 3, в которых главными являются  $S_v$  и  $S_z$ .

Такие таблицы сочетаний получаются при ударах в каждую из наружных точек здания, т.е. их количество равно числу точек удара. Вероятность коэффициентов сочетаний равна вероятности удара в соответствующую точку здания. С вероятностью  $\overline{P}$  по формуле (6) самолет вообще не попадет в сооружение. В этом случае нагрузки на оборудование равны нулю, а коэффициенты их сочетаний считаются равными 1. Используя эти данные, можно найти значения коэффициентов с требуемой обеспеченностью. Процедура вычисления такая же, как изложено в разделе о распределении вероятностей ускорений в ПС.

Таблица 1

Обозначение коэффициентов сочетаний при ударе самолета

Table 1

# The designation of the combination coefficients for an air strike

Вариант сочетания	Компонента ПС		
одноименных усилий	$S_x$	$S_y$	$S_z$
1	$k_{1x} = 1$	$k_{1y}$	$k_{1z}$
2	$k_{2x}$	$k_{2y} = 1$	$k_{2z}$
3	$k_{3x}$	$k_{3v}$	$k_{3z} = 1$

Таблица 2

# Коэффициенты сочетаний одноименных усилий с обеспеченностью 1

# Coefficients of combinations of the same effort with security 1

Вариант сочетания	Компонента ПС		
одноименных усилий	$S_x$	$S_{v}$	S <sub>z</sub>
1	1,00	0,68	0,80
2	0,90	1,00	0,93
3	0,31	0,07	1,00

Таблица 3

# Коэффициенты сочетаний одноименных усилий с обеспеченностью 0,85

Table 2

## Coefficients of combinations of the same effort with a security of 0.85

Вариант сочетания	Компонента ПС		
одноименных усилий	$S_x$	$S_{v}$	$S_z$
1	1,00	0,23	-0,28
2	-0,54	1,00	0,17
3	-0,23	-0,65	1,00

В качестве примера в табл. 2 приведены коэффициенты сочетаний одноименных усилий с обеспеченностью 1, а в табл. 3 — с обеспеченностью 0,85, найденные для ПС на рис. 5, *a*.

## Оптимизация расчета ПА

Процедура вероятностного обоснования нагрузок требует многократного повторения расчетов ПС. Наиболее трудоемко вычисление ПА путем численного интегрирования системы уравнений колебаний здания.

Table 2

Важнейший параметр при динамическом анализе, влияющий на трудоёмкость расчетов, это шаг интегрирования уравнений движения. Удар самолета является высокочастотным воздействием, поэтому крупный шаг исказит динамический отклик сооружения в диапазоне высоких частот [25]. Слишком мелкий шаг увеличит потребность в вычислительных ресурсах без прироста точности результатов.

Оптимальный шаг можно задать исходя из требования к точности вычисления ускорений осциллятора на втором этапе. Выразим их с помощью интеграла Дюамеля:

$$\ddot{X}_{\text{OCII}}(t, f, \zeta) =$$

$$= -\omega_D \int_0^t \ddot{X}_{\vartheta}(\tau) e^{-\zeta \omega(t-\tau)} \sin[\omega_D(t-\tau)] d\tau, \qquad (9)$$

где  $\omega$  и  $\omega_D$  — круговая частота осциллятора соответственно без учета и с учетом затухания (при обычном малом затухании  $\zeta$  они практически не отличаются). Если максимальная частота осциллятора равна  $\omega_{max}$  (то есть период колебаний минимален и равен  $T_{min}$ ), то шаг, с которым должна быть задана подынтегральная функция, т.е. шаг оцифровки  $\ddot{X}_{9}(t)$ , должен быть не крупнее  $\frac{1}{4}$  периода синусоидальной функции под интегралом:

$$\Delta t \le \frac{T_{\min}}{4} = \frac{1}{8\pi\omega_{\max}} = \frac{1}{4f_{\max}},$$
 (10)

где  $f_{\text{max}}$ , Гц, — максимальная частота осциллятора при расчете ПС. В этом случае при вычис-

лении интеграла с использованием линейной интерполяции методом трапеций синусоида отображается в виде двух треугольников.

При ударе большого коммерческого самолета спектры нагрузок содержат частоты до 100–150 Гц. Поэтому ПА можно рассчитывать с шагом  $\Delta t = 0,0025-0,0015$  с. Окончательный выбор шага осуществляется посредством проведения тестовых вычислений для каждой отдельной модели.

#### Выводы

Предложенная методика определения ПС с заданной обеспеченностью позволяет обоснованно снизить расчетные динамические нагрузки на оборудование АЭС при ударе самолета.

Изложенная методика исходит из предположения, что подлет самолета с любого направления равновероятен [22] (например, случайное падение при равновозможном подлете с любой стороны, террористический акт). Однако она может быть распространена и на случай известного преимущественного азимута подлета (например, падение при полете по трассе) [23].

Коэффициенты сочетаний усилий для расчета оборудования по трем компонентам ПС могут быть вычислены с заданной обеспеченностью для каждой опорной точки на основе записей ПА.

При расчете ПА выбор шага интегрирования уравнений движения можно определять исходя из требуемой точности вычисления интеграла Дюамеля.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Жиркова Е.О. Надежность и безопасность — основные требования в развитии атомной энергетики // Транспортное дело России. 2010. № 12. С. 155— 157.

2. Кузнецов Н.С., Смогунов В.В. Надежность атомных станций при бомбардировке космическими объектами // Труды международного симпозиума «Надежность и качество». 2011. Т. 1. С. 48–53.

3. Седых Н.А. Проблемы безопасности атомных электростанций // Вопросы оборонной техники. Серия 16: Технические средства противодействия терроризму. 2014. № 1–2. С. 103–107.

4. Iqbal M.A., Rai S., Sadique M.R., Bhargava P. Numerical simulation of aircraft crash on nuclear containment structure // Nuclear Engineering and Design. 2012. Vol. 243. P. 321–335. 5. Sadique M.R., Iqbal M.A., Bhargava P. Nuclear containment structure subjected to commercial and fighter aircraft crash // Nuclear Engineering and Design. 2013. Vol. 260. P. 30–46.

6. Duc-Kien Thai, Seung-Eock Kim. Safety Assessment of a Nuclear Power Plant Building Subjected to an aircraft Crash // Nuclear Engineering and Design. 2015. Vol. 293. P. 38–52.

7. Kostov M., Henkel F.O., Andonov A. Safety assessment of A92 reactor building for large commercial aircraft crash // Nuclear Engineering and Design. 2014. Vol. 269. P. 262–267.

8. Siefert A., Henkel F.O. Nonlinear analysis of commercial aircraft impact on a reactor building — Comparison between integral and decoupled crash simulation // Nuclear Engineering and Design. 2014. Vol. 269. P. 130–135. 9. Бирбраер А.Н., Шульман С.Г. Прочность и надежность конструкций АЭС при особых динамических воздействиях. М.: Энергоатомиздат, 1989. 304 с.

10. Бирбраер А.Н., Роледер А.Ю. Экстремальные воздействия на сооружения. СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009. 594 с.

11. Саргсян А.Е. Динамика и сейсмостойкость сооружений атомных станций: монография / ФГУП «РФЯЦ-ВНИИЭФ». Саров, 2013. 550 с.

12. Беляев А.К. Термодинамический подход к вычислению высокочастотных вибраций АЭС // Экологический вестник научных центров Черноморского экономического сотрудничества. 2012. № 1. С. 33–38.

13. Schalk M., Wolfel H. Response of equipment in nuclear power plants to airplane crash // Nuclear Engineering and Design. 1976. Vol. 38. Issue 3. P. 567–582.

14. Казарин А.М., Молчанов А.В., Ершов Г.А. Современная АЭС — требования и пути реализации // Сборник трудов 9-й международной научно-технической конференции «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР». Подольск [Эл. pecypc] URL: www.gidropress.podolsk.ru/filles/proceding/mutk2015/.../ mntk2015–009.pdf. Дата обращения: 07.11.2017, 2015.

15. Буторин С.Л., Дмитриев А.С., Малов М.Ю., Сафутин В.Д. Защитная оболочка реакторного отделения энергоблока с РУ МКЭР-1000 // Известия Всероссийского научно-исследовательского института гидротехники им. Б.Е. Веденеева. 2000. Т. 237. С. 168–173.

16. Augusti G., Baratta A., Casciatti F. Probabilistic Methods in Structural Engineering. London: Chapman Hall, 1984. 549 p.

17. **Birbraer A.N., Roleder A.J., Arhipov S.B.** Probabilistic Assessment of NPP Building Vibrations Caused by Aircraft Impact. Paper No 1645 // Trans. 16th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 16), Washington DC, 2001.

18. Баженов В.Г. [и др.]. Численный анализ деформирования заглубленных трубопроводов системы охлаждения атомных станций при падении самолета / В.Г. Баженов, А.А. Артемьева, А.И. Кибец, ЮИ. Кибец, И.А. Фролова // Вестник Нижегородского университета им. Н.И. Лобачевского. 2013. № 1–3. С. 70–76.

19. Афромеев Е.В., Хиблин И.Н., Рузаков А.Ю., Красова Н.А. Математическое моделирование оборудования системы управления и защиты АЭС и его испытания на воздействия от удара самолета и воздушной волны // Вопросы электромеханики. Труды ВНИИЭМ. 2012. Т. 129. № 4. С. 49–54.

20. Канунникова Е.А., Красова Н.А., Мещихин И.А. Формирование ударных импульсов по заданным спектрам ответа для испытания оборудования // Вопросы электромеханики. Труды ВНИ-ИЭМ. 2012. Т. 130. № 5. С. 33–38.

21. **Низомов Д.Н., Каландарбеков И., Ходжибо-ев А.А.** Спектральный анализ сейсмических колебаний // Доклады академии наук Республики Таджикистан. 2015. Т. 58, № 11. С. 1009–1016.

22. Бирбраер А.Н., Лалин В.В., Чернуха Н.А. Вероятность случайного и преднамеренного падения самолета на ответственные за безопасность сооружения АЭС // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. 2017. № 2. С. 17–24.

23. Чернуха Н.А. Вероятность падения самолета на АЭС, расположенную вблизи трассы полетов // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. 2017. № 3. С. 21–30.

24. Wolf J.P., Bucher K.M., Skrikerud P.E. Response of Equipment to Aircraft Impact // Nuclear Engineering and Design. 1978. Vol. 47. Issue 1. P. 169–193.

25. Бирбраер А.Н., Сазонова Ю.В. Вклад высших мод в динамический отклик конструкций на высо-кочастотные воздействия // Строительная механика и расчет сооружений. 2009. № 6. С. 22–27.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЧЕРНУХА Никита Антонович** — аспирант Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: chernukha.n@mail.ru

**ЛАЛИН Владимир Владимирович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: vllalin@yandex.ru

**БИРБРАЕР Адольф Никитич** — *кандидат технических наук, АО «АТОМПРОЕКТ»*. E-mail: birbraer2009@yandex.ru

## REFERENCES

[1] **Zhirkova Ye.O.** Nadezhnost i bezopasnost — osnovnyye trebovaniya v razvitii atomnoy energetiki [Reliability and safety — the main requirements in the development of nuclear energy]. *Transportnoye delo Rossii*. 2010. No 12. S. 155–157. (rus) [2] **Kuznetsov N.S., Smogunov V.V.** Nadezhnost atomnykh stantsiy pri bombardirovke kosmicheskimi obyektami [Reliability of nuclear power plants when bombarded with space objects]. *Trudy mezhdunarodnogo simpoziuma Nadezhnost i kachestvo*. 2011. Vol. 1. S. 48–53. (rus) [3] **Sedykh N.A.** Problemy bezopasnosti atomnykh elektrostantsiy [Problems of safety of nuclear power plants]. *Voprosy oboronnoy tekhniki. Seriya 16: Tekhnich-eskiye sredstva pro-tivodeystviya terrorizmu.* 2014. No 1–2. S. 103–107. (rus.)

[4] **Iqbal M.A., Rai S., Sadique M.R., Bhargava P.** Numerical simulation of aircraft crash on nuclear containment structure. *Nuclear Engineering and Design*. 2012. Vol. 243. P. 321–335.

[5] Sadique M.R., Iqbal M.A., Bhargava P. Nuclear containment structure subjected to commercial and fighter aircraft crash. *Nuclear Engineering and Design*. 2013. Vol. 260. P. 30–46.

[6] **Duc-Kien Thai, Seung-Eock Kim.** Safety Assessment of a Nuclear Power Plant Building Subjected to an aircraft Crash. *Nuclear Engineering and Design.* 2015. Vol. 293. P. 38–52.

[7] Kostov M., Henkel F.O., Andonov A. Safety assessment of A92 reactor building for large commercial aircraft crash. *Nuclear Engineering and Design*. 2014. Vol. 269. P. 262–267.

[8] **Siefert A., Henkel F.O.** Nonlinear analysis of commercial aircraft impact on a reactor building — Comparison between integral and decoupled crash simulation. *Nuclear Engineering and Design*. 2014. Vol. 269. P. 130–135.

[9] **Birbraer A.N., Shulman S.G.** Prochnost i nadezhnost konstruktsiy AES pri osobykh dinamicheskikh vozdeystviyakh [Strength and reliability of NPP structures under special dynam-ic actions]. M.: Energoatomizdat, 1989. 304 p. (rus.)

[10] **Birbraer A.N., Roleder A. Yu.** Ekstremalnyye vozdeystviya na sooruzheniya [Extreme actions on structures]. SPb.: Izd-vo Politekhn. un-ta, 2009. 594 p. (rus)

[11] **Sargsyan A. Ye.** Dinamika i seysmostoykost sooruzheniy atomnykh stantsiy [Dynamics and seismic stability of structures of nuclear power plants] / FGUP «RFYaTs-VNIIEF». Sarov, 2013, 550 p. (rus.)

[12] **Belyayev A.K.** Termodinamicheskiy podkhod k vychisleniyu vysokochastotnykh vi-bratsiy AES [Thermodynamic approach to the calculation of high-frequency vibrations of nu-clear power plants]. *Ekologicheskiy vestnik nauchnykh tsentrov Chernomorskogo ekonomich-eskogo sotrudnichestva*. 2012. No 1. S. 33–38. (rus.)

[13] Schalk M., Wolfel H. Response of equipment in nuclear power plants to airplane crash. *Nuclear Engineering and Design*. 1976. Vol. 38. Issue 3. P. 567–582.

[14] Kazarin A.M., Molchanov A.V., Yershov G.A. Sovremennaya AES — trebovaniya i puti realizatsii [Modern NPP — re-quirements and ways of realization]. [Elektronnii resurs] URL: www.gidropress.podolsk.ru/ filles/proceding/mutk2015/.../mntk2015–009.pdf. Дата обращения: 07.11.2017. Sbornik trudov 9-oy mezhdunarodnoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii «Obespecheniye bezopasnosti AES s VVER». Podolsk: 2015. (rus.) [15] Butorin S.L., Dmitriyev A.S., Malov M. Yu., Safutin V.D. Zashchitnaya obolochka reaktornogo otdeleniya energobloka s RU MKER-1000 [Containment of the reactor of the power unit with MKER-1000]. *Izvestiya Vserossiyskogo nauchno-issledovatelskogo instituta gidrotekhniki im. B. Ye. Vedeneyeva.* 2000. Vol. 237. S. 168–173. (rus.)

[16] **Augusti G., Baratta A., Casciatti F.** Probabilistic Methods in Structural Engineering. London: Chapman Hall, 1984. 549 p.

[17] **Birbraer A.N., Roleder A.J., Arhipov S.B.** Probabilistic Assessment of NPP Building Vibrations Caused by Aircraft Impact. Paper No. 1645. *Trans. 16th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 16).* Washington DC, 2001.

[18] Bazhenov V.G., Artemyeva A.A., Kibets A.I., Kibets Yu I., Frolova I.A. Chislennyy analiz deformirovaniya zaglublennykh truboprovodov sis-temy okhlazhdeniya atomnykh stantsiy pri padenii samoleta [Numerically analyzing the defor-mation of submerged pipelines of an atomic power plant cooling system in the event of an aicraft crash]. *Vestnik Nizhegorodskogo universiteta im. N.I. Lobachevskogo.* 2013.  $N^{\circ}$  1–3. S. 70–76. (rus.)

[19] Afromeyev Ye.V., Khiblin I.N., Ruzakov A. Yu., Krasova N.A. Matematicheskoye modelirovaniye oborudovaniya sistemy uprav-leniya i zashchity AES i yego ispytaniya na vozdeystviya ot udara samoleta i vozdushnoy volny [Mathematical modeling of the equipment of the NPP control and protection system and its test-ing for impacts from an airplane and air shock wave]. *Voprosy elektromekhaniki. Trudy VNIIEM.* 2012. Vol. 129. № 4. S. 49–54. (rus.)

[20] Kanunnikova Ye.A., Krasova N.A., Meshchikhin I.A. Formirovaniye udarnykh impulsov po zadannym spektram otveta dlya ispytaniya oborudovaniya [The formation of shock pulses from the given response spectra for testing equipment]. *Voprosy el-ektromekhaniki. Trudy VNIIEM.* 2012. Vol. 130. № 5. S. 33–38. (rus.)

[21] Nizomov D.N., Kalandarbekov I., Khodzhiboyev A.A. Spektral'nyy analiz seysmicheskikh kolebaniy [Spectral analysis of seismic vibrations]. *Doklady akademii nauk Respubliki Tadzhikistan*. 2015. Vol. 58. № 11. S. 1009–1016. (rus.)

[22] **Birbraer A.N., Lalin V.V., Chernukha N.A.** Veroyatnost sluchaynogo i prednamerennogo padeniya samoleta na ot-vetstvennyye za bezopasnost sooruzheniya AES [Probability of Accidental and Intentional Air-craft Fall on NPP Safety Related Structures]. *Seysmostoykoye stroitelstvo. Bezopasnost sooruzheniy.* 2017. № 2. S. 17–24. (rus.)

[23] **Chernukha N.A.** Veroyatnost padeniya samoleta na AES, raspolozhennuyu vblizi trassy poletov [Probability of Aircraft Fall on NPP, Situated near Flight Route]. *Seysmostoykoye stroitelstvo. Bezopasnost sooruzheniy.* 2017. № 3. S. 21–30. (rus.) [24] Wolf J.P., Bucher K.M., Skrikerud P.E. Response of Equipment to Aircraft Impact. Nuclear Engineering and Design. 1978. Vol. 47. Issue 1. S. 169–193.
[25] Birbraer A.N., Sazonova Yu.V. Vklad vysshikh mod v dinamicheskiy otklik konstruktsiy na vysoko-

chas-totnyye vozdeystviya [Input of high modes in dynamic response of structures subjected to high frequency loads]. *Stroitelnaya mekhanika i raschet sooru-zheniy.* 2009. № 6. S. 22–27. (rus.)

# AUTHORS

CHERNUKHA Nikita A.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: chernukha.n@mail.ru LALIN Vladimir V.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: vllalin@yandex.ru BIRBRAER Adolf N.— JSC «ATOMPROEKT». E-mail: birbraer2009@yandex.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 3 сентября 2017 г.

DOI: 10.18721/JEST.230417 УДК 532.556.4

А.М. Левченя, А.И. Кириллов, Е.М. Смирнов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ОТРЫВНОГО ТЕЧЕНИЯ В КОЛЬЦЕВОМ ОСЕРАДИАЛЬНОМ ДИФФУЗОРЕ

Сформулирована мотивация к постановке трехмерных расчетов турбулентного течения в кольцевых осерадиальных диффузорах с применением вихреразрешающего метода. Приведены результаты численного моделирования отрывного течения в кольцевом осерадиальном диффузоре, для которого имеются опытные данные по коэффициенту потерь. Численные решения с использованием пакета ANSYS FLUENT 16.0 получены на основе осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье—Стокса (метод RANS) с использованием разных моделей турбулентности, а также по методу моделирования отсоединенных вихрей (метод IDDES). Посредством сопоставления расчетных и экспериментальных данных оценены возможности примененных методов по предсказанию характеристик эффективности диффузора. Показано, что рассчитанные методом RANS при Re = 1,8·10<sup>5</sup> значения коэффициента потерь, наиболее близкие к экспериментальным, получаются при использовании модели турбулентности Спаларта—Аллмараса. Для данного числа Рейнольдса результаты расчета методами IDDES и RANS (с моделью турбулентности Спаларта—Аллмараса) практически совпали. При более высоких числах Re метод IDDES прогнозирует меньшие, чем метод RANS, потери. ОСЕРАДИАЛЬНЫЙ ДИФФУЗОР; ТУРБУЛЕНТНОЕ ТЕЧЕНИЕ; ОТРЫВ ПОТОКА; ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИ-РОВАНИЕ; ВИХРЕРАЗРЕШАЮЩИЙ МЕТОД.

### Ссылка при цитировании:

А.М. Левченя, А.И. Кириллов, Е.М. Смирнов. Численное моделирование отрывного течения в кольцевом осерадиальном диффузоре // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 172–180. DOI: 10.18721/JEST.230417.

# A.M. Levchenya, A.I. Kirillov, E.M. Smirnov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

# NUMERICAL SIMULATION OF SEPARATED FLOW IN AN ANNULAR AXIAL-RADIAL DIFFUSER

The motivation to setting three-dimensional eddy-resolving computations of turbulent flow in annual axial-radial diffusers is given. The results of numerical simulation of separated flow in an annual axial-radial diffuser previously studied experimentally are presented. Using the ANSYS FLUENT package, numerical solutions have been obtained on the basis of the Reynolds-averaged Navier-Stokes equations using different turbulence models, as well as with the Detached Eddy Simulation method. Possibilities of the applied methods for the diffuser efficiency prediction are evaluated by means of comparison of the calculated and experimental data. It has been shown that the loss values calculated by RANS at  $Re = 1,8 \times 10^5$  are the closest to the experimental ones in case of the Spalart-Allmaras turbulence model. For this Reynolds number the calculation results produced by the IDDES method and the RANS approach almost coincide. At higher Re values the IDDES method predicts smaller loss values, as compared with RANS.

AXIAL-RADIAL DIFFUSER; TURBULENT FLOW; FLOW SEPARATION; NUMERICAL SIMULATION; ED-DY-RESOLVING METHOD.

### Citation:

A.M. Levchenya, A.I. Kirillov, E.M. Smirnov, Numerical simulation of separated flow in an annular axial-radial diffuser, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 172–180, DOI: 10.18721/JEST23017.

### Введение

Осерадиальный кольцевой диффузор элемент конструкций многих теплосиловых машин и аппаратов, заметно влияющий на их эффективность и эксплуатационные характеристики. Течение в осерадиальных диффузорах сопровождается, как правило, отрывом потока и имеет сложную вихревую структуру, которую не удается адекватно воспроизвести расчетным путем с помощью методов, применяемых в современной инженерной практике. Поэтому аэродинамическое качество диффузоров обычно оценивают по справочным данным, содержащим обобщенные результаты многочисленных опытов (см., например, [1]).

Однако справочные данные относятся к опытам, поставленным на классических лабораторных стендах, формирующих однородный поток при входе в диффузор. В реальных же условиях весьма чувствительному к входным условиям диффузору предшествует элемент проточной части, течение за которым неоднородно и нестационарно, вследствие чего характеристики диффузора заметно меняются. В таких условиях работают, в частности, расположенные непосредственно за лопаточным аппаратом цилиндра низкого давления осерадиальные диффузоры, входящие в состав выходных патрубков паровых турбин, эффективность работы которых существенно влияет на экономичность турбоустановки [2].

Экспериментальное исследование выходных патрубков в реальных условиях их работы совместно с последней ступенью турбины — чрезвычайно трудоемкое мероприятие [3]. Поэтому актуальна разработка методики численного моделирования, воспроизводящей близкую к реальной трехмерную нестационарную структуру течения. Такая методика может быть развита на основе современных методов численного моделирования трехмерных турбулентных течений, в частности с использованием вихреразрешающего подхода IDDES (усовершенствованная версия метода моделирования отсоединенных вихрей) [4, 5], реализация которого на доступных вычислительных ресурсах стала в последние годы вполне возможной [4, 6, 7].

Настоящая статья содержит итоги начального этапа работы по поиску подходов, обес-

печивающих близкую к реальной структуру потока при численном моделировании течений в выходных осерадиальных диффузорах турбомашин. Представлены результаты численного моделирования отрывного течения в осерадиальном кольцевом диффузоре простой формы, исследованном на лабораторном стенде в ЦКТИ имени И.И. Ползунова [8]. Экспериментальные данные сопоставляются с расчетными, полученными при численной реализации двух подходов: решения осредненных по Рейнольдсу уравнений Навье–Стокса в стационарной постановке (метод RANS) и решения методом IDDES (из семейства гибридных RANS/LES методов).

### Расчет методом RANS\*

Объект исследования и граничные условия. Контуры проточной части диффузора изображены на рис. 1. С целью максимального приближения расчета к условиям опыта в расчетную область включены также блоки 1 и 2 (рис. 2). Контуры блока 1 воспроизводят обводы проточной части стенда и при заданном полном давлении на входе в расчетную область формируют на входе в диффузор (в сечении 1–1) поле скорости, соответствующее услови-



Рис. 1. Проточная часть диффузора:  $D_0 = 186,5 \text{ мм}; d_0 = 130,5 \text{ мм};$   $L = 37,5 \text{ мм}; D_e = 336 \text{ мм};$   $R_1 = 20 \text{ мм}; R_2 = 9 \text{ мм}$ Fig. 1. Diffuser flow part

<sup>\*</sup> В расчетах участвовал студент В.О. Егоров.



Рис. 2. Расчетная область Fig. 2. The computational domain

ям проведения опыта. Блок 2 позволяет при постановке на выходе из расчетной области граничного условия с заданием постоянного по сечению давления сформироваться в сечении 2–2 (на выходе из диффузора) полю течения, близкому к условиям эксперимента. Специальное исследование по влиянию конфигурации блока 2 на результаты расчетной оценки эффективности диффузора подтвердило допустимость принятой имитации.

Все расчеты методом RANS выполнены в предположении осесимметричности течения, но в трехмерной постановке. Расчетная область — сектор с углом раствора 3°, содержащий три расчетных ячейки в окружном направлении. Общее количество ячеек базовой расчетной сетки приблизительно 45 тыс.

**Вычислительные аспекты.** Для численного моделирования использован программный пакет ANSYS FLUENT 16.0 [9], содержащий следующие опции численного алгоритма:

метод Coupled с активированной опцией Pesudo-Transient, что позволяет ускорить сходимость стационарного решения;

центрально-разностная схема второго порядка Bounded-Central-Differencing для интерполяции скорости на грань ячейки в конвективных слагаемых;

опция Green-Gauss-Cell-Based для вычисления градиентов по значениям в центрах ячеек;

взвешенная противопоточная схема второго порядка Standard для интерполяции давления на грань ячейки; противопоточная схема второго порядка Second-Order-Upwind для решения уравнений модели турбулентности.

Расчеты выполнены для двух моделей турбулентности: Спаларта–Аллмараса [10] и SSTмодели Ментера [11].

Сеточная сходимость. Базовая сетка размерностью 70×70 узлов в меридиональной плоскости с величиной  $y^+$ , близкой к единице, была заимствована из диссертационной работы М.А. Николаева\*\*. Для исследования сеточной сходимости решения были построены еще две сетки: улучшенная, размерностью 107×135 узлов (у<sup>+</sup> всюду меньше единицы; относительный размер ячейки на оси канала в направлении от втулки к обечайке составляет 0,044*h*), и измельченная, размерностью  $214 \times 270$  узлов ( $y^+$ также всюду меньше единицы; относительный размер ячейки 0,02h). Качество сеток оценивалось по результатам анализа полей скорости и по коэффициенту полных потерь в диффузоре. Коэффициенты полных потерь по данным расчетов на улучшенной и измельченной сетках практически совпали, но изменились приблизительно на 2% по сравнению с величиной, полученной в результате решения на базовой сетке. Поэтому для окончательной серии расчетов была выбрана улучшенная сетка.

Сказанное выше о сеточной сходимости относится к варианту расчета с применением модели турбулентности Спаларта—Аллмараса. Для получения сеточно сошедшегося решения в расчетах с использованием модели SST Ментера на режиме, соответствовавшем опыту<sup>\*\*\*</sup>, потребовалась измельченная сетка.

**Результаты расчета.** На рис. 3 показаны расчетные поля скорости в меридиональном сечении диффузора. В обоих случаях формируются две близкие по конфигурации отрывные зоны: одна — у внешнего (радиус  $R_1$ ) обвода диффузора с обратным присоединением потока, другая, более развитая и без обратного

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*</sup> Николаев М.А. Численное моделирование трансзвуковых пространственных течений вязкого газа в проточных турбомашин на основе CUPS-схемы: Дисс. ... канд. физ.-мат. наук / СПбГПУ. СПб, 2006, 177 с.

<sup>&</sup>lt;sup>\*\*\*</sup> Эксперимент проведен при числах M  $\approx 0,5$  и Re = 1,8×10<sup>5</sup>. Число Рейнольдса определено по средней скорости и ширине канала  $h = (D_0 - d_0)/2$  в сечении 1–1 (рис 1).



Рис. 3. Поле модуля скорости в меридиональном сечении диффузора: a -модель Спаларта-Аллмараса;  $\delta -$ модель SST Ментера Fig. 3. Velocity value field in the meridional cross sertion of the diffuser: a -Spalart-Allmaras model;  $\delta -$ SST Menter model

присоединения, — у внутреннего (радиус  $R_2$ ) обвода диффузора. Рассчитанная с применением модели SST Ментера зона отрыва у внешнего обвода диффузора несколько больше, чем при использовании модели Спаларта—Аллмараса. Этот результат связан с тем, что модель SST генерирует меньшую (примерно на 25%) турбулентную вязкость, вследствие чего интенсивность смешения в сдвиговом слое между прямым и обратным течением меньше, чем в случае модели Спаларта—Аллмараса.

Газодинамическая эффективность диффузора оценивалась по значению коэффициента полных потерь

$$\zeta_{\rm m} = \frac{1 - \left(p_2 / p_1^*\right)^{(k-1)/k}}{1 - \left(p_1 / p_1^*\right)^{(k-1)/k}},$$

где  $p_1$  — статическое, а  $p_1^*$  — полное давление на входе в диффузор;  $p_2$  — статическое давление в выходном сечении диффузора; k — показатель адиабаты.

Как показал расчет, во входном сечении диффузора поле статического давления весьма

неоднородно (рис. 4), и вычисленное согласно приведенной выше формуле значение коэффициента полных потерь будет зависеть от метода, по которому рассчитывается значение величины *p*<sub>1</sub>. Поэтому далее приведены два варианта расчетного определения коэффициента потерь.



Рис. 4. Поле давления на входе в диффузор Fig. 4. Pressure field at the inlet of the diffuser



 $\triangle$  – RANS, Spalart–Allmares model;  $\bigcirc$  – RANS, SST Menter model;  $\Box$  – IDDES

В первом, наиболее последовательном варианте в качестве величины  $p_1$  используется средневзвешенное (по расходу) статическое давление в сечении, распложенном на расстоянии 0,05h выше по потоку от входного сечения в диффузор. Определенный таким образом коэффициент потерь обозначается как  $\zeta_n$ . Во втором варианте значение  $p_1$  определяется в результате осреднения по площади величины, полученной линейной интерполяцией значений давления на внутренней и внешней стенках в том же сечении канала. Второй вариант соответствует методике проведения и обработки опытных данных [8], использованных далее для сравнения с результатами расчетов. Определенный по второму варианту коэффициент полных потерь обозначается как  $\tilde{\zeta}_{\mu}$ .

На рис. 5 иллюстрируется зависимость коэффициента потерь от числа Рейнольдса. Независимо от подхода к моделированию турбулентности, коэффициент потерь плавно снижается по мере увеличения Re, т.е. все рассчитанные режимы течения находятся вне зоны «автомодельности» по числу Рейнольдса.

Расчетные и опытные данные для коэффициента потерь сопоставлены на рис. 6 (к сожалению, опытные данные приводятся в [8]



Рис. 6. Сопоставление расчетных и опытных данных для коэффициента полных потерь:
▲ RANS, модель Спаларта–Аллмараса; ● RANS, модель SST Ментера; ■ – IDDES; + – эксперимент Fig. 6. Comparison of computed and experimental data for the total loss coefficient:
▲ RANS, Spalart–Allmares model; ● RANS, SST

Menter model;  $\blacksquare$  – IDDES;  $\clubsuit$  – experiment

только для одного числа Рейнольдса). Видно, что метод RANS дает завышенные по сравнению с опытом потери для обеих примененных моделей турбулентности. Модель турбулентности Спаларта—Аллмараса дает более близкие к опытным данным значения коэффициента полных потерь по сравнению с моделью SST Ментера. Однако и в этом случае расчетное

Ментера. Однако и в этом случае расчетное значение коэффициента потерь значительно превышает результаты эксперимента (1,30 против 1,08).

Сопоставляя расчетные данные на рис. 5 и 6, можно видеть, что потери, определенные по средневзвешенному статическому давлению в области входа, существенно, на 15–20% превышают потери, вычисленные с использованием приближенной оценки осредненного входного статического давления по результатам замеров на стенках канала.

Приведенные на рис. 6 данные указывают на невысокую точность оценки эффективности осерадиального диффузора с помощью численного моделирования методом RANS и побуждают искать альтернативные подходы, приводящие к более достоверному результату. Ниже приведены результаты расчетов с помощью вихреразрешающего метода IDDES, приближенно воспроизводящего меняющуюся во времени вихревую структуру турбулентного потока.

# Расчет методом IDDES

Расчетная сетка и вычислительные аспекты. Для воспроизведения методом IDDES трехмерных турбулентных структур расчетная область была выбрана в виде сектора с углом раствора 30°. Расчетная сетка сгенерирована так, чтобы в большей части блока I (см. рис. 2) вычисления выполнялись по RANS-ветви метода IDDES, а собственно в диффузоре и в блоке 2 преимущественно работала бы LES-ветвь метода IDDES. Общая размерность сетки — 190×135×121 узлов. Для ускорения расчетов использовался Non-Iterative Time-Advancement метод. Расчетный шаг при продвижении по времени составлял  $5 \times 10^{-6}$  с.

Осреднение во времени результатов расчета производилось после достижения статистически установившегося режима (слабые изменения показателей мониторинга среднерасходных величин). Показанный на рис. 7 период осреднения составлял более 0,1 с, что приблизительно в 100 раз больше характерного гидродинамического времени задачи (время прохождения канала с входной среднерасходной скоростью). Расчеты выполнены на трех активных узлах кластера с 14-ядерными процессорами Intel Xenon ES2695 v3 (64 ГБ оперативной памяти) в суперкомпьютерном центре «Политехнический» [12]. Время расчета — около суток. При постановке аналогичного расчета на вычислительном ресурсе меньшей мощности следует иметь в виду, что оперативная память должна составлять не менее 16 ГБ.

*Результаты расчета.* На рис. 8 осредненные во времени поля радиальной скорости, вычисленные методом IDDES, сопоставлены с данными RANS расчета. Метод IDDES воспроизводит меньшую по протяженности зону повышенных скоростей у стенки, сопряженной с большим радиусом поворота, а также сокращенную зону отрыва потока от стенки, сопряженной с меньшим радиусом.

На рис. 9 представлена мгновенная картина изоповерхностей Q — критерия [13], позволяющего визуализировать вихревую структуру течения. В зоне поворота потока, где согласно методу RANS образуются стационарные вихревые зоны отрыва (см. рис. 3), IDDES подход воспроизводит существенно нестационарную картину течения.

Возникающие в зонах отрыва вихреобразования, взаимодействуя с основным потоком и друг с другом, вслед за поворотом



Рис. 7. Временные изменения средней скорости на входе в диффузор в расчетах по методу IDDES Fig. 7. Time-variations of the diffuser inlet bulk velocity in the IDDES computations



Рис. 8. Поле осредненной радиальной составляющей скорости: *a* — метод RANS; *δ* — метод IDDES
Fig. 8. Map of the mean radial component of velocity: *a* — RANS method; *δ* — IDDES method



Рис. 9. Вихревая структура течения в диффузоре Fig. 9. The vortex flow structure in the diffuser

смыкаются и заполняют весь канал. Скорости отдельных жидких частиц хаотично меняют свою величину и направление с течением времени, при этом формируются локальные зоны обратного течения, движущиеся вниз по потоку.

Значения коэффициента полных потерь в диффузоре, рассчитанные методом IDDES для каждого из двух вариантов осреднения входного давления, представлены на рис. 5. При числе Рейнольдса, соответствующем режиму проведения опыта, метод IDDES (базирующийся в реализации пакета ANSYS FLU-ENT на SST модели турбулентности Ментера [14]) и метод RANS с применением модели турбулентности Спаларта-Аллмараса дают практически совпадающие результаты (1,29 и 1,30 соответственно), что на 20% превышает экспериментальное значение. Вместе с тем при Re  $\approx 4 \times 10^5$  коэффициент полных потерь, вычисленный методом IDDES, заметно ниже, чем по данным расчетов RANS.

# Заключение

С использованием программного пакета ANSYS FLUENT 16.0 выполнено численное моделирование трехмерного отрывного течения в осерадиальном диффузоре с крутым поворотом потока методами RANS и IDDES. Посредством сопоставления результатов расчетов по методу RANS с опытными данными показано, что значения коэффициента полных потерь, наиболее близкие к экспериментальному, получаются при использовании модели турбулентности Спаларта-Аллмараса. При  $Re = 1.8 \times 10^5$  коэффициент полных потерь по этой модели превышает значение, полученное в опытах, на 20%. Расчеты по вихреразрешающему IDDES-SST подходу для данного числа Рейнольдса привели к такому же результату. При более высоких числах Re метод ID-DES прогнозирует меньшие потери, чем метод RANS.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ 17–08–00854А «Исследование аэродинамики выходных осерадиальных диффузоров турбомашин на основе вихреразрешающих подходов к моделированию отрывных турбулентных течений».

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Идельчик И.Е.** Справочник по гидравлическим сопротивлениям / Под ред. М.О. Штейнберга. М.: Машиностроение, 1992. 672 с.

2. Liu J., Cui Y., Jiang H. Investigation of Flow in a Steam Turbine Hood with/without Turbine Exit Conditions Simulated // Proc. ASME Turbo Expo 2001, June 4–7 New Orleans, USA (2001– GT – 0488). 9 p.

3. Зандер М.С., Черников В.А., Семакина Е.Ю. Экспериментальные и численные исследования структуры 3D-потока в отсеке «турбинная ступень осевой диффузор» // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование, 2013. № 1. С. 197– 203.

4. Стрелец М.Х., Травин А.К., Шур М.Л., Спаларт Ф.Р. Метод моделирования отсоединенных вихрей для расчета отрывных турбулентных течений: предпосылки, основная идея и примеры применения // Научно-технические ведомости. Изд. Политехнического университета. Санкт-Петербург. 2004. № 2(36). С. 22–33.

5. Shur M.L., Spalart P.R., Strelets M. Kh., Travin A.K. A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities // International Journal of Heat and fluid Flow, 2008. Vol. 29. P. 1638–1649.

6. Галаев С.А., Исупов В.Ю., Кириллов А.И., Смирнов Е.М. Применение вихреразрешающих методов к расчету трехмерного течения в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ Петра Великого, 2014. № 4(207). С. 16–25. 7. Галаев С.А., Кириллов А.И., Смирнов Е.М., Панов Д.О. Численное моделирование нестационарного течения и теплообмена в выходном диффузоре газовой турбины // Научно-технические ведомости СПбПУ Петра Великого. Естественные и технические науки, 2016. № 4(254). С. 59–68. DOI: 10.5862/JEST.254.7

8. **Мигай В.К., Гудков Э.И.** Проектирование и расчет выходных диффузоров турбомашин. Л.: Машиностроение, 1981. 272 с.

9. ANSYS Inc. ANSYS Fluent 16.0 User's Guide, 2015.

10. **Spalart P.R., Allmaras S.R.** A one-equation k-omega turbulence model for aerodynamic flows // La Recherche Aerospatiale. 1994.  $\mathbb{N}$  1. P. 5–21.

11. **Menter F.R., Kuntz M., Langtry R.** Ten Years of Industrial Exerience with the SST Turbulence Model. Turbulence, Heat and Mass Transfer 4 / Ed.: K. Hanjalic, Y. Nagano and Tummers. Begell House Inc., 2003. P. 625–632.

12. Суперкомпьютерный центр «Политехнический»: решение новых задач. Российское образование // Новости на сайте СПбПУ Петра Великого, 16.05.2016: http://www.spbstu.ru/media/news/ nauka\_i\_innovatsii/supercomputer-center-polytechnicnew-challenges/

13. Hunt J.C.R., Wray A.A., Moin P. Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows // Center for Turbulence Research Report CTR-S88. 1988. P. 193–208.

14. Gritskevich M.S., Garbaruk A.V., Schütze J., Menter F. Development of DDES and IDDES Formulations for the k-omega Shear Stress Transport Model // Flow Turbulence and Combustion. 2012. Vol. 88. P. 431–449.

# СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЛЕВЧЕНЯ Александр Михайлович** — кандидат физико-математических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: levchenya\_am@spbstu.ru

**КИРИЛЛОВ Александр Иванович** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: ai\_kirillov@mail.ru

СМИРНОВ Евгений Михайлович — доктор физико-математических наук Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: smirnov\_em@spbstu.ru

# REFERENCES

[1] **Idelchik I. Ye.** Spravochnik po gidravlicheskim soprotivleniyam / Pod red. M.O. Shteynberga. M.: Mashinostroyeniye, 1992. 672 s. (rus.)

[2] **Liu J., Cui Y., Jiang H.** Investigation of Flow in a Steam Turbine Hood with/without Turbine Exit Conditions Simulated. *Proc. ASME Turbo Expo 2001*, June 4–7 New Orleans, USA (2001– GT – 0488). 9 p.

[3] Zander M.S., Chernikov V.A., Semakina Ye. Yu. Eksperimentalnyye i chislennyye issledovaniya struktury

3D-potoka v otseke «turbinnaya stupen — osevoy diffuzor». *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovaniye*. 2013. № 1. S. 197–203. (rus.)

[4] Strelets M. Kh., Travin A.K., Shur M.L., Spalart F.R. Metod modelirovaniya otsoyedinennykh vikhrey dlya rascheta otryvnykh turbulentnykh techeniy: predposylki, osnovnaya ideya i primery primeneniya. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti. Izd. Politekhnicheskogo uni*versiteta. Sankt-Peterburg. 2004. № 2(36). S. 22–33. (rus.) [5] Shur M.L., Spalart P.R., Strelets M. Kh., Travin A.K. A hybrid RANS-LES approach with delayed-DES and wall-modelled LES capabilities. *International Journal of Heat and fluid Flow.* 2008. Vol. 29. P. 1638–1649.

[6] Galayev S.A., Isupov V. Yu., Kirillov A.I., Smirnov Ye.M. Primeneniye vikhrerazreshayushchikh metodov k raschetu trekhmernogo techeniya v vykhodnom diffuzore gazovoy turbiny. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU Petra Velikogo*. 2014. № 4(207). S. 16–25. (rus.)

[7] Galayev S.A., Kirillov A.I., Smirnov Ye.M., Panov D.O. Chislennoye modelirovaniye nestatsionarnogo techeniya i teploobmena v vykhodnom diffuzore gazovoy turbiny. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti SPbPU Petra Velikogo. Yestestvennyye i tekhnicheskiye nauki.* 2016 № 4(254). S. 59–68. DOI: 10.5862/JEST.254.7. (rus.)

[8] **Migay V.K., Gudkov E.I.** Proyektirovaniye i raschet vykhodnykh diffuzorov turbomashin. L.: Mashinostroyeniye, 1981. 272 s. (rus.)

[9] ANSYS Inc. ANSYS Fluent 16.0 User's Guide, 2015.

[10] **Spalart P.R., Allmaras S.R.** A one-equation k-omega turbulence model for aerodynamic flows. La Recherche Aerospatiale. 1994.  $\mathbb{N}$  1. P. 5–21.

[11] **Menter F.R., Kuntz M., Langtry R.** Ten Years of Industrial Exerience with the SST Turbulence Model. Turbulence, Heat and Mass Transfer 4 / Ed.: K. Hanjalic, Y. Nagano and Tummers. Begell House Inc. 2003. P. 625–632.

[12] Superkompyuternyy tsentr «Politekhnicheskiy»: resheniye novykh zadach. Rossiyskoye obrazovaniye. *Novosti na sayte SPbPU Petra Velikogo*, 16.05.2016: http://www. spbstu.ru/media/news/nauka\_i\_innovatsii/supercomputer-center-polytechnic-new-challenges/ (rus.)

[13] Hunt J.C.R., Wray A.A., Moin P. Eddies, stream, and convergence zones in turbulent flows. *Center for Turbulence Research Report CTR-S88*. 1988. P. 193–208.

[14] Gritskevich M.S., Garbaruk A.V., Schütze J., Menter F. Development of DDES and IDDES Formulations for the k-omega Shear Stress Transport Model. *Flow Turbulence and Combustion*. 2012. Vol. 88. P. 431– 449.

### **AUTHORS**

LEVCHENYA Aleksandr M.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: levchenya\_am@spbstu.ru KIRILLOV Aleksandr I.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: ai\_kirillov@mail.ru SMIRNOV Evgeniy M.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.

E-mail: smirnov\_em@spbstu.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 6 ноября 2017 г.
DOI: 10.18721/JEST.230418 УДК 812.35.17.11

Л.И. Сахно<sup>1</sup>, О.И. Сахно<sup>2</sup>, П.Д. Федоров<sup>3</sup>, Ю.В. Радомский<sup>4</sup>

1, 2, 4— Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия 3— ОАО «Технолог-С», Санкт-Петербург, Россия

# ВЛИЯНИЕ ТРАНСФОРМАТОРА НА ЭЛЕКТРОПОТРЕБЛЕНИЕ ИНВЕРТОРНОГО ИСТОЧНИКА ПИТАНИЯ МАШИНЫ КОНТАКТНОЙ СВАРКИ

В работе рассматриваются инверторные источники питания повышенной частоты с выпрямителем со средней точкой, которые находят широкое применение при точечной контактной сварке в приборостроении, электронной промышленности, атомной энергетике и автомобилестроении. Особенностью этих источников является существенное влияние электромагнитных параметров входящего в них трехобмоточного трансформатора на сварочный ток и электропотребление. Показано, что сварочный ток и электропотребление источника зависят как от модуля, так и от знака коэффициента связи по потокам рассеяния двухобмоточных трансформаторов, входящих в трехобмоточный трансформатор. Дается физическое объяснение влияния знака коэффициента связи на сварочный ток. В работе представлены зависимости сварочного тока от коэффициента связи, которые могут быть использованы для создания экономичных трансформаторов. Показано, что для уменьшения электропотребления инверторных источников питания контактной сварки по сравнению с имеющимися необходимо уменьшать не только индуктивности рассеяния двухобмоточных трансформаторов, но и положительный коэффициент связи по потокам рассеяния модуль отрицательного коэффициента.

КОНТАКТНАЯ СВАРКА; ИНВЕРТОР; ТРЕХОБМОТОЧНЫЙ ТРАНСФОРМАТОР; СХЕМА ЗАМЕЩЕНИЯ; МАГНИТНОЕ ПОЛЕ РАССЕЯНИЯ; КОЭФФИЦИЕНТ МАГНИТНОЙ СВЯЗИ ПО ПОТОКАМ РАССЕЯНИЯ.

### Ссылка при цитировании:

Л.И. Сахно, О.И. Сахно, П.Д. Федоров, Ю.В. Радомский. Влияние трансформатора на электропотребление инверторного источника питания машины контактной сварки // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 181–190. DOI: 10.18721/ JEST.230418.

L.I. Sakhno<sup>1</sup>, O.I. Sakhno<sup>2</sup>, P.D. Fedorov<sup>3</sup>, Y.Y. Radomsky<sup>4</sup>

1, 2, 4 — Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia 3 — CJSC «Technolog-C». St. Petersburg, Russia

# THE INFLUENCE OF THE TRANSFORMER ON THE POWER CONSUMPTION OF HIGH-FREQUENCY RESISTANCE SPOT WELDING SYSTEMS

High-frequency resistance spot welding systems are considered. They have full-wave center-tapped output rectifiers. They find wide application in resistance spot welding, instrument making, electronic industry, nuclear energy and automotive industries. A feature of these systems is a significant influence of electromagnetic parameters of the three-winding transformer included in the system on welding current and power consumption. This three-winding transformer is replaced by two two-winding ones. It is shown that welding current and power consumption depend both on the modulus and the sign of the coupling coefficient of the magnetic leakage fields of these two-winding transformers. For reducing the

power consumption of high frequency resistance spot welding systems, it is necessary not only to reduce the leakage inductance of two-winding transformers, which replace the three-winding transformer, but also to reduce the positive coupling coefficient of the magnetic leakage fields or increase the modulus of the negative coefficient

SPOT WELDING; INVERTOR; THREE-WINDING TRANSFORMER; EQUIVALENT CIRCUIT; MAGNETIC LEAKAGE FIELD; MAGNETIC COUPLING FACTOR FOR THE LEAKAGE FLUXES.

Citation:

L.I. Sakhno, O.I. Sakhno, P.D. Fedorov, Y.Y. Radomsky, The influence of the transformer on the power consumption of high frequency resistance spot welding systems, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 181–190, DOI: 10.18721/JEST.230418.

### Введение

Инверторные источники питания повышенной частоты с выпрямителем со средней точкой имеют широкое применение при точечной контактной сварке в приборостроении, электронной промышленности, атомной энергетике и автомобилестроении благодаря широким технологическим возможностям [1, 2]. Инверторный источник питания состоит из трехфазного выпрямителя, фильтра выпрямителя, инвертора, трехобмоточного трансформатора и выпрямителя со средней точкой [3-7]\*\*. В [8] показано, что электропотребление источника зависит от электромагнитных параметров трансформатора. Для исследования этого влияния в [8] разработана схема замещения источника, в которой трехобмоточный трансформатор заменяется двумя двухобмоточными трансформаторами, причем в этой схеме учтено, что их магнитные поля рассеяния взаимно влияют на электромагнитные процессы в каждом из них. Для характеристики этого влияния в [9, 10] введены электромагнитные параметры — взаимная индукция по потокам рассеяния и коэффициент связи по потокам рассеяния. В этой схеме замещения, в отличие от классической трехлучевой схемы [11-13], обмотки трансформатора электрически не связаны и все электромагнитные параметры имеют физический смысл. В литературе отсутствует информация о роли взаимного влияния полей рассеяния двухобмоточных трансформаторов, входящих в трехобмоточный, на электропотребление инверторного источника питания машины контактной сварки. Поэтому целью нашей работы было исследовать это влияние с использованием схемы замещения источника, разработанной в [8], и дать рекомендации по разработке конструкций экономичных трансформаторов для инверторных источников машин контактной сварки. В статье рассматриваются инверторные источники с частотами от 1000 Гц до 10 кГц, которые востребованы для сварки деталей из циркония, титана, радиационно-стойких сталей.

### Методика проведения исследования

В качестве объектов исследования выбраны конструкции трансформаторов, сечения которых показаны на рис. 1 [7]. Первичная обмотка трансформатора ВТ-2 состоит из трех, а ВТ-3 — из двух последовательно соединенных катушек, выполненных проводом прямоугольного сечения. Вторичные обмотки выполнены из медных трубок, по которым протекает охлаждающая вода. Количество витков первичной обмотки каждого трансформатора — 36.

Для исследования влияния электромагнитных параметров трансформатора на электропотребление инверторного источника используется схема замещения, показанная на рис. 2.

В этой схеме источник питания *е* замещает инвертор. ЭДС источника имеет прямоугольную форму на каждом полупериоде. В схему входят индуктивности рассеяния  $L_{12}$ ,  $L_{13}$  и активные сопротивления  $R_{12}$ ,  $R_{13}$  двухобмоточных трансформаторов 1–2 (1 — первичная обмотка, 2 — одна из вторичных обмоток трехобмоточного трансформатора) и 1–3 (3 — другая обмотка трехобмоточного трансформатора). Эти параметры приведены к вторичным обмоткам.

Зависимый источник ЭДС  $H1(e_{H1} = \frac{r_1}{k_{12}k_{13}}i_3$ ,

r<sub>1</sub> — активное сопротивление первичной об-

<sup>&</sup>lt;sup>\*</sup>См. также: European Patent office, No CN103811156. Transformer and method of setting winding coils / Petrun M., Dolinar D., Klopčič B., Štumberger G. Applic № CN2031313394, 15 pages, 2014.



Рис. 1. Сечения трансформаторов BT-2 (a) и BT-3 ( $\delta$ ) Fig. 1. Cross-sections of transformers VT-2 (a) and BT-3 ( $\delta$ )

мотки;  $k_{12} = k_{13} = 36$  — коэффициенты трансформации;  $i_3$  — ток во вторичной обмотке трансформатора 1—3) учитывает изменение напряжения на зажимах обмотки 2 за счет падения напряжения на первичной обмотке двухобмоточного трансформатора 1—3, а зависимый источник  $H2\left(e_{H2} = \frac{r_1}{k_{12}k_{13}}i_2\right)$  учитывает изме-

нение напряжения на зажимах обмотки 3 за счет падения напряжения на первичной обмотке двухобмоточного трансформатора 1–2. Нагрузка трансформатора представляет собой последовательно соединенную индуктивность  $L_L = 780$  нГн и активное сопротивление  $R_L =$ = 400 мкОм сварочного контура, который образован шинами, подводящими ток к месту сварки. Эти параметры определены экспериментально для исследуемого источника питания. В сопротивление  $R_L$  входит активное сопротивление материала в месте сварки, которое принято равным 100 мкОм.

Для исследуемых трансформаторов рассчитаны электромагнитные параметры, входящие в схему замещения источника. Эти параметры существенно зависят от частоты вследствие поверхностного эффекта и эффекта близости. Частотные зависимости индуктивностей рассеяния  $L_{12} = L_{13}$  и активных сопротивлений  $R_{12} = R_{13}$  рассчитаны с использованием пакета ELCUT [14, 15] по методике изложенной в [8]. Результаты расчета даны на рис. 3. Уменьшение индуктивности рассеяния и активных сопротивлений обмоток трансформатора BT-3 по

сравнению с ВТ-2 достигнуто за счет уменьшения количества катушек первичной обмотки и расстояний между катушками.

Взаимная индуктивность трансформаторов 1–2 и 1–3 по потокам рассеяния и коэффициент связи этих трансформаторов по потокам рассеяния для каждой частоты исследуемого диапазона рассчитываются по формулам

$$M = \frac{L_{12} + L_{13} - L_{23}}{2},\tag{1}$$

где  $L_{23}$  — индуктивность рассеяния двухобмоточного трансформатора с обмотками 2 и 3, и

$$k = \frac{M}{\sqrt{L_{12}L_{13}}}.$$
 (2)



Рис. 2. Схема замещения источника Fig. 2. Source replacement scheme



Рис. 3. Частотные зависимости индуктивностей рассеяния (a) и активных сопротивлений короткого замыкания ( $\delta$ ) двухобмоточных трансформаторов Fig. 3. Frequency dependences of the scattering inductances (a) and the short-circuit reactance ( $\delta$ ) of double-winding transformers

Из (1) следует, что взаимная индуктивность тансформаторов 1–2 и 1–3 может быть положительной, если  $(L_{12} + L_{13}) > L_{23}$ , и отрицательной, если  $(L_{12} + L_{13}) < L_{23}$ . Для примера в табл. 1 приведены значения индуктивностей рассеяния, взаимной индукции и коэффициентов связи трансформатора ВТ-2, а в табл. 2 — те же параметры трансформатора ВТ-3 для двух граничных частот исследуемого диапазона.

Из таблиц видно, что для трансформатора ВТ-2 выполняется условие  $(L_{12} + L_{13}) < L_{23}$ , а для трансформатора ВТ-3 условие  $(L_{12} + L_{13}) > L_{23}$ . Поэтому взаимные индуктивности по потокам рассеяния для этих трансформаторов имеют

#### Таблица 1

### Электромагнитные параметры трансформатора ВТ-2

Table 1

Electromagnetic parameters of the transformer VT-2

<i>f</i> , Гц	$L_{12} = L_{13},  \mathrm{H}\Gamma\mathrm{H}$	<i>L</i> <sub>23</sub> , нГн	<i>М</i> , нГн	k	
1000	107,2	318	-51,8	-0,48	
10000	88,6	264	-43,4	-0,49	

Таблица 2

### Электромагнитные параметры трансформатора BT-3

Table 2

Electromagnetic parameters of the transformer VT-3

<i>f</i> , Гц	$L_{12} = L_{13}$ , нГн	<i>L</i> <sub>23</sub> , нГн	<i>М</i> , нГн	k
1000	38,9	45,1	16,3	0,42
10000	29,3	31,7	13,5	0,46

разные знаки. Физический смысл такого результата состоит в том, что магнитный поток рассеяния одного двухобмоточного трансформатора, сцепляющийся с вторичной обмоткой другого, направлен согласно с основным магнитным потоком трансформатора BT-2 и встречно — у трансформатора ВТ-3. Для иллюстрации этого результата на рис. 4 показаны картины магнитостатических полей рассеяния трансформаторов 1-2 (режим противовключения обмоток 1 и 2) для BT-2 и BT-3, полученные с использованием ELCUT для правой половины сечения трансформаторов на рис. 1. Пренебрегая потерями в обмотках и сердечнике, можно считать, что фазы первичного тока и тока намагничивания совпадают. Линии основного магнитного потока Ф<sub>0</sub> в стержне магнитопровода параллельны линии ОО<sub>1</sub> и при заданных в данном случае направлениях первичного тока в обоих трансформаторах направлены сверху вниз. Из этих рисунков видно, что основная часть линий потока рассеяния трансформатора 1-2, сцепляющихся с обмоткой 3, у трансформатора BT-2 направлена вниз, то есть согласно с основным потоком, а у трансформатора BT-3 — вверх, то есть встречно с основным потоком. Этот результат полностью соответствует физическому смыслу разных знаков взаимной индуктивности по потокам рассеяния в [9, 10].

Следует отметить, что коэффициенты связи по потокам рассеяния, в отличие от индуктивностей рассеяния, слабо зависят от частоты. Результаты расчета коэффициента связи для трансформаторов ВТ-2 и ВТ-3 позволили определить для этого параметра диапазон его изменения



Рис. 4. Картины магнитных полей рассеяния для трансформаторов BT2 (*a*) и BT3 (*б*) Fig. 4. Pictures of magnetic scattering fields for transformers VT2 (*a*) and VT3 (*б*)

в котором целесообразно провести исследование. Этот диапазон можно определить как -0.5 < k < 0.5. Для других перспективных конструкций модули этих коэффициентов могут увеличиться, поэтому в дальнейшем исследовании диапазон изменения коэффициента связи был несколько расширен и составил от -0.6 до 0.6.

### Расчетное исследование

Электромагнитные процессы в схеме замещения источника на рис. 4 рассчитаны для исследуемых конструкций трансформаторов на рис. 1 в диапазоне от 1000 Гц до 10 кГц. Для всех вариантов расчета неизменным оставались напряжение на первичной обмотке трансформатора — e = 540 В. Поскольку коэффициент трансформации для обоих трансформаторов одинаков, напряжение холостого хода трансформаторов также одинаково. В этом случае электропотребление источника пропорционально сварочному току (ток нагрузки источника), поэтому результаты исследования представлены в виде зависимостей сварочного тока от коэффициента связи по потокам рассеяния.

Проведенное исследование показало, что независимо от абсолютных значений индуктивностей рассеяния зависимость сварочного тока от коэффициента связи приблизительно одинакова. Для удобства анализа использовалось относительное значение сварочного тока  $\frac{I_K}{I_{K=0}}$  ( $I_K$ —дей-

ствующее значение сварочного тока при опреде-

ленном коэффициенте связи;  $I_{k=0}$  — действующее значение сварочного тока при коэффициенте связи, равном нулю). Результаты расчетов представлены на рис. 5. Эти зависимости позволяют оценить, как влияет коэффициент связи на электропотребление при одинаковых индуктивностях рассеяния разных трансформаторов.

Зависимости на рис. 5 позволяют сделать два важных вывода. Первый вывод: при отрицательном коэффициенте связи сварочный ток больше, чем при положительном при любой частоте инвертора. Это можно объяснить следующим образом. Когда коэффициент связи отрицательный, эквивалентная индуктивность в контуре коммутации меньше, чем при отсутствии магнитной связи этих обмоток, что ускоряет процесс изменения тока в обмотках и уменьшает время коммутации диодов. При положительном коэффициенте связи эквивалентная индуктивность в контуре коммутации больше, чем при отсутствии магнитной связи этих обмоток, что замедляет изменение тока и увеличивает время коммутации. Например, при K = -0.6 и частоте 10 кГц сварочный ток увеличивается по сравнению с током при K = 0 почти в два раза. Следовательно, отрицательный коэффициент связи обмоток обеспечивает увеличение сварочного тока по сравнению с  $K \ge 0$  без увеличения первичного напряжения. Реализация этого эффекта в конструкции трансформатора может привести к экономии электроэнергии, потребляемой инверторным источником.



Рис. 5. Влияние коэффициента связи на сварочный ток Fig. 5. Influence of the coupling coefficient on the welding current

Второй вывод состоит в том, что влияние коэффициента связи на ток нагрузки растет при увеличении частоты. Этот эффект можно объяснить следующим образом. Коэффициент связи влияет на электромагнитные процессы в источнике только во время коммутации диодов, так как только в это время ток проходит по обеим вторичным обмоткам трансформатора. Следовательно, чем больше отношение времени коммутации к полупериоду инвертора, тем больше влияние коэффициента связи на сварочный ток. Это отношение увеличивается при увеличении частоты инвертора. Для иллюстрации на рис. 6 приведены осциллограммы установившихся токов во вторичных обмотках при одинаковых параметрах схемы, но при разных частотах инвертора: 1000 Гц (рис. 6, *a*) и 10 кГц (рис. 6,  $\delta$ ).

Из этого рисунка видно, что для частоты 1000 Гц отношение времени коммутации к половине периода инвертора составляет приблизительно 0,3, а для 10 кГц это отношение увеличивается до 0,9, то есть коммутация занимает почти весь полупериод инвертора. Получено, что время коммутации зависит от индуктивностей рассеяния и коэффициента связи (рис. 7). При



Рис. 6. Установившиеся токи во вторичных обмотках при частоте 1000 Гц (*a*) и 10 кГц (*б*) (красный — ток в обмотке 2, синий — ток в обмотке 3)
Fig. 6. Steady currents in the secondary windings at a frequency of 1000 Hz (*a*) and 10 kHz (*б*) (red — current in winding 2, blue — current in winding 3)



Рис. 7. Зависимость времени коммутации γ от индуктивности рассеяния и коэффициента связи при частоте 1кГц (*a*) и 10 кГц (*б*) Fig. 7. Dependence of the switching time y on the scattering inductance and the coupling coefficien





(curves 1 and 2) and for the transformer VT-2 (curves 3 and 4)

частоте 1000 Гц (рис. 7, *a*) коэффициент связи существенно влияет на время коммутации, а при частоте 10 кГц (рис. 7, *б*) его влияние велико только при индуктивности рассеяния меньше 70 нГн. При увеличении индуктивности более 70 нГн время коммутации диодов при частоте инвертора 10 кГц практически равно полупериоду инвертора при любом значении коэффициента связи.

Рассмотрим результаты расчета сварочных токов для инверторных источников с трансформаторами ВТ-2 и ВТ-3 (рис. 8). Для каждого из этих источников получены зависимости тока нагрузки от частоты для двух случаев: при отсутствии взаимного влияния полей рассеяния (кривая 1 для BT-3; кривая 4 для BT2) и с учетом этого влияния, то есть при k, рассчитанном по (2) (кривая 2 для BT-3; кривая 3 для BT-2). При их получении учтены зависимости индуктивностей рассеяния, активных сопротивлений, представленные на рис. 3, и зависимости коэффициента связи от частоты. Из сравнения кривых 1 и 4 видно, что при k = 0 сварочный ток источника с трансформатором BT-3 существенно больше, чем у источника с трансформатором BT-2. Разница между этими токами существенно зависит от частоты и определяется в основном разницей между значениями индуктивностей рассеяния двухобмоточных трансформаторов. Например, для источника

с ВТ-3 при частоте 1000 Гц ток нагрузки в 1,47 раз, а при частоте 10000 Гц в 2,2 раза больше, чем для источника с ВТ-2.

Однако взаимное влияние полей рассеяния трансформаторов действует на токи нагрузки этих источников противоположно: для источника с BT-2 взаимное влияние полей рассеяния увеличивает, а для источника с ВТ-3 уменьшает ток нагрузки по сравнению с отсутствием этого влияния. Это связано с разными знаками взаимной индукции по потокам рассеяния (M > 0 для BT-3 и M < 0 для BT-2). В результате ток в источнике с BT-3 уменьшается, а с BT-2 — увеличивается по сравнению со случаем M = 0. Для частоты 1000 Гц уменьшение тока в источнике с ВТ-3 составляет 15%, а для частоты 10000 Гц это уменьшение составляет уже 45%. С другой стороны, благодаря отрицательной взаимной индуктивности по потокам рассеяния ток в источнике с BT-2 увеличивается на 5% при частоте 1000 Гц и на 25% при частоте 10000 Гц, что приводит к сближению зависимостей токов в этих источниках от частоты (кривые 2 и 3). На основании проведенных расчетов установлено, что использование трансформатора ВТ-3 позволяет уменьшить потребление электроэнергии источника питания машины контактной сварки приблизительно на 20% по сравнению с использованием трансформатора BT-2 во всем исследуемом частотном диапазоне. Эта разница достигнута только за счет изменения конструкции трансформатора.

Выполненное исследование позволило наметить пути дальнейшего совершенствования трансформаторов инверторных источников питания: уменьшение индуктивностей рассеяния трансформаторов, уменьшение положительного коэффициента связи по потокам рассеяния и увеличение модуля отрицательного коэффициента.

### Выводы

Коэффициент связи по потокам рассеяния двухобмоточных трансформаторов, входящих в трехобмоточный трансформатор инверторного источника питания машины контактной сварки, влияет на электропотребление этого источника, причем это влияние растет при увеличении частоты инвертора. При отрицательном коэффициенте связи заданный сварочный ток обеспечивается при меньшем электропотреблении источника, чем при положительном коэффициенте связи.

Для уменьшения электропотребления инверторных источников питания контактной сварки по сравнению с имеющимися необходимо не только уменьшать индуктивности рассеяния двухобмоточных трансформаторов, входящих в трехобмоточный трансформатор, но и уменьшать положительный коэффициент связи по потокам рассеяния этих трансформаторов или увеличивать модуль отрицательного коэффициента связи.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Оборудование для контактной сварки: Справочное пособие / Под ред. Смирнова В.В.—СПб.: Энергоатомиздат, 2000. 848 с

2. Суслов А.А. 15-я юбилейная Международная научно-техническая конференция «Сварка и родственные технологии» // Сварочное производство. 2016. № 10. С. 41–52.

3. Černelič J., Brezovnik R., Petrun M., Dolinar D. Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer // ISEF 2015 — XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering. Valencia, Spain, September 10–12, 2015. www.isef2015.upv.es2

4. Cukovic J.M., Petrum M., Klopcic B, Polajzer B., Dolinar D. Optimization of resistance spot welding transformer winding using analytical successive approximation and differential evolution // IEEE Trans. on Magn. 2014. Vol. 50. P. 1633–1636. 5. Margueron X., Besi A., Lembeye Y., Keradec J.P. Current sharing between parallel turns of a planar transformer: prediction and improvement using a circuit simulation software// IEEE Trans. on Industry Application. 2010. Vol. 46. № 3. P. 1064–1071.

6. Исаев А.П., Милованов А.В. Инверторный источник сварочного тока для контактной сварки // Сварочное производство. 2005. № 3. С. 34–38.

7. Сахно Л.И., Сахно О.И., Федоров П.Д., Радомский Ю.В. Разработка схемы замещения инверторного источника питания машины контактной сварки // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 2. С. 91–100. DOI: 10.18721/JEST.230209.

8. **Сахно Л.И., Лихачев Д.И.** Оптимизация конструкции трансформатора для инверторного источника питания машины контактной сварки // Электричество. 2013. № 5. С. 28–36. 9. Сахно Л.И. К вопросу о схеме замещения трехобмоточного трансформатора // Электричество. 2003. № 8. С. 25–33.

10. Sakhno L., Sakhno O., Dubitsky S. Field-Circuit Modelling of an Advanced Welding Transformer with Two Parallel Rectifiers // Archives of electrical engineering. 2015. Vol. 64(252). P. 249–257.

11. Васютинский С.Б. Вопросы теории и расчета трансформаторов. Л.: Энергия, 1970. 432 с.

12. Вольдек А.И., Попов В.В. Электрические машины. Введение в электромеханику. Машины постоянного тока и трансформаторы. СПб.: Питер, 2007. 320 с. 13. **De Leon F., Martinez J.A.** Dual three-winding transformer equivalent circuit matching leakage measurements // IEEE Transactions on Power Delivery. 2009, 24(1). P. 160–168.

14. ELCUT 6.3 Руководство пользователя / Е.Э. Мазин, С.Д. Дубицкий, В.Г. Поднос, А.С. Любимцев. CreateSpace Independent Publishing Platform. 2017. С. 296

15. Комплекс программ для численного моделирования электромагнитных и электромеханических устройств ELCUT. [Электронный ресурс] www.elcut.ru

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

САХНО Людмила Ивановна — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: lsahno2010@yandex.ru

**САХНО Ольга Ивановна** — доктор технических наук доцент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: Olasahno@mail.ru

ФЕДОРОВ Павел Дмитриевич — инженер ОАО «Технолог-С».

E-mail: fedopad@mail.ru

**РАДОМСКИЙ Юрий Викторович** — студент Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: uraradomsky@gmail.ru

### REFERENCES

[1] Oborudovaniye dlya kontaktnoy svarki: Spravochnoye posobiye / Pod red. Smirnova V.V. SPb.: Energoatomizdat, 2000. 848 s. (rus.)

[2] **Suslov A.A.** 15-a yubileynaya Mezhdunarodnaya nauchno-tekhnicheskaya konferentsiya «Svarka i rod-stvennyye tekhnologii». *Svarochnoye proizvodstvo*. 2016.  $N^{\circ}$  10. S. 41–52. (rus.)

[3] Jernej Černelič, Robert Brezovnik, Martin Petrun, Drago Dolinar. Analysis of power losses in the resistance spot welding transformer. *ISEF 2015 – XVII International Symposium on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering. Valencia*, Spain, September 10–12, 2015. www.isef2015.upv.es2

[4] Cukovic J.M., Petrum M., Klopsis B, Polajzer B., Dolinar D. Optimization of resistance spot welding transformer winding using analytical successive approximation and differential evolution. *IEEE Trans. on Magn.* 2014. Vol. 50. P. 1633–1636

[5] Margueron X., Besi A., Lembeye Y., Keradec J.P. Current sharing between parallel turns of a planar transformer: prediction and improvement using a circuit simulation software. *IEEE Trans. on Industry Application*. 2010. Vol. 46. № 3. P. 1064–1071.

[6] **Isayev A.P., Milovanov A.V.** Invertornyy istochnik svarochnogo toka dlya kontaktnoy svarki. *Svarochnoye proizvodstvo.* 2005. № 3. S. 34–38. (rus.) [7] Sakhno L.I., Sakhno O.I., Fedorov P.D., Radomskiy Yu.V. Razrabotka skhemy zameshcheniya invertornogo istochnika pitaniya mashiny kontaktnoy svarki. *Nauchno-tekhnicheskiye vedomosti CPbPU. Yestestvennyye i inzhenernyye nauki.* 23(02)(2017) 91–100, DOI: 10.18721/JEST.230209. (rus.)

[8] Sakhno L.I., Likhachev D.I. Optimizatsiya konstruktsii transformatora dlya invertornogo istochnika pitaniya mashiny kontaktnoy svarki. *Elektrichestvo*. 2013. № 5. S. 28–36. (rus.)

[9] **Sakhno L.I.** K voprosu o skheme zameshcheniya trekhobmotochnogo transformatora. *Elektrichestvo*. 2003. № 8. S. 25–33. (rus.)

[10] Sakhno L., Sakhno O., Dubitsky S. Field-Circuit Modelling of an Advanced Welding Transformer with Two Parallel Rectifiers. *Archives of electrical engineering*. 2015. Vol. 64 (252). P. 249–257.

[11] **Vasyutinskiy S.B.** Voprosy teorii i rascheta transformatorov. L.: Energiya, 1970. 432 s. (rus.)

[12] **Voldek A.I., Popov V.V.** Elektricheskiye mashiny. Vvedeniye v elektromekhaniku. Mashiny postoyannogo toka i transformatory. SPb.: Piter, 2007. 320 s. (rus.)

[13] **De Leon F., Martinez J.A.** Dual three-winding transformer equivalent circuit matching leakage measurements. *IEEE Transactions on Power Delivery*. 2009. 24(1). 160–168.

[14] ELCUT 6.3 Rukovodstvo polzovatelya / Ye.E.Mazin, S.D. Dubitskiy, V.G. Podnos, A.S. Lyubimtsev.— CreateSpace Independent Publishing Platform.— 2017, s. 296. (rus.) [15] Kompleks programm dlya chislennogo modelirovaniya elektromagnitnykh i elektromekhanicheskikh ustroystv ELCUT. [Elektron. resurs] www.elcut.ru (rus.)

### **AUTHORS**

SAKHNO Ludmila I.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: lsahno2010@yandex.ru
SAKHNO Olga I.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: Olasahno@mail.ru
FEDOROV Pavel D.— Closed joint-stock company "Technolog-S".
E-mail: fedopad@mail.ru
RADOMSKY Yurii Y.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.
E-mail: uraradomsky@gmail.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 30 октября 2017 г.

<sup>©</sup> Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, 2017

DOI: 10.18721/JEST.230419 УДК 62–237

А.А. Лобачев, А.В. Ащеулов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

### АНАЛИЗ ДАННЫХ ТЕЛЕМЕТРИИ ПРОЦЕССА БУРЕНИЯ

Рассмотрены варианты анализа данных, полученных в процессе бурения глубоких скважин нефте- и газодобычи с использованием силового верхнего привода. Выполнена обработка собранных данных методами математической статистики с помощью пакета программ для ЭВМ (Matlab Simulink). Приведен пример общего и многофакторного анализа данных, поступающих с датчиков и отражающих корректность работы буровой установки. Проведено исследование зависимостей нагружения верхнего привода крутящим моментом от характеристик процесса бурения: глубины расположения забоя, веса на крюке, нагрузки на долото, скорости спуска верхнего привода, давления бурового раствора. Итогом работы стали рекомендации по повышению востребованности силового верхнего привода. Результатом многофакторного анализа являются таблицы факторных нагрузок параметров и характеристик процесса бурения с выделенными вероятными действующими факторами. По составу параметров, имеющих наибольшие факторные нагрузки, можно в дальнейшем оценить физическую причину выделенных факторов. БУРЕНИЕ; СИЛОВОЙ ВЕРХНИЙ ПРИВОД; АНАЛИЗ ДИНАМИЧЕСКОЙ НАГРУЗКИ; ИМПУЛЬС; МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ; ФАКТОРНЫЙ АНАЛИЗ.

### Ссылка при цитировании:

А.А. Лобачев, А.В. Ащеулов. Анализ данных телеметрии процесса бурения // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 191–203. DOI: 10.18721/ JEST.230419.

### A.A. Lobachev, A.V. Ashcheulov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

### DATA ANALYSIS OF DRILLING PROCESS TELEMETRY

Variants of the analysis of the data received during drilling of deep wells of oil and gas extraction with use of a power top drive are considered. Processing of the collected data of the work process by the methods of mathematical statistics and software package (Matlab Simulink) is performed. An example of a general and multifactor analysis of data coming from sensors, reflecting the correctness of the drilling rig operation, is given. The dependence of the loading of the upper drive on the drilling characteristics of the drilling process is analyzed: the depth of the slaughtering of the weight on the hook, the load on the bit, the rate of descent of the upper drive, the pressure of the drilling mud. The result of the work was recommendations on the application of data obtained in the analysis to increase the demand for top drive. The result of the multifactor analysis is the tables of factor loads of the parameters and characteristics of the drilling process with the identified probable acting factors. In terms of the composition of the parameters that have the greatest factor loads, we can further evaluate the physical cause of the factors selected. Drilling; Power Upper Drive; Dynamic Load Analysis; Impulse; Mathematical Model; Factor Analysis.

### Citation:

A.A. Lobachev, A.V. Ashcheulov, Data analysis of drilling process telemetry, *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 191–203, DOI: 10.18721/JEST.230419.

### Введение

Системы мониторинга, используемые на буровых установках с верхним приводом, служат для регистрации большого числа параметров, характеризующих процессы бурения и сопутствующие ему операции. Эти данные записываются в электронном виде в специальных форматах [1–3], а для их воспроизведения требуются соответствующие программные продукты.

Регистрации данных системами мониторинга нужна для слежения техническими службами и руководителями работ за происходящими процессами<sup>1</sup>. Однако в научном аспекте можно выделить ряд других целей: изучение отдельных процессов; использование полученных зависимостей и данных для улучшения конструкций отдельных элементов буровой установки.

Цель работы — провести анализ данных процесса бурения и найти зависимости основных параметров для дальнейшего их использования в науке и проектировании.

# Состояние вопроса и теоретические предпосылки

Для проведения научных исследований в области машиностроения из всего многообразия регистрируемых параметров нужно выделить те, которые будут характеризовать изучаемые процессы. Обычно это процессы, во время которых возникают наибольшие или наиболее продолжительные нагрузки, например непосредственно процесс бурения [4–6], где представляющими интерес параметрами являются режимные: давление и расход бурового раствора, скорость спуско-подъемной операции, глубина бурения и др., а также параметр нагружения — крутящий момент на роторе привода [9–12]<sup>2</sup>. В указанных системах используются две системы мониторинга. Первая записывает показания датчиков буровой установки в целом; ее файлы открываются программой GeoScape. Вторая имеет дело с данными только от верхнего привода, а для просмотра зарегистрированной информации используется оригинальная программа Visual Manager.

Указанные программные продукты позволяют визуально оценить записанную информацию, но не дают возможности прямого преобразования данных к виду, пригодному для дальнейшего численного преобразования и иследования. Поэтому возникла необходимость в создания методик преобразования исходных данных к требуемому виду.

Мы проводили исследования с использованием пакета МАТLАВ, что и определило формат файла с преобразованными данными систем мониторинга.

Расчет основных анализируемых параметров рабочего процесса бурения с использованием верхнего привода производился по данным, регистрируемым системой мониторинга. Для дальнейшего описания расчетных зависимостей введены следующие обозначения необходимых параметров:

- *i* номер элемента в массиве значений регистрируемых данных;
- *t* массив значений времени записи значений регистрируемых данных;
- *H* массив значений глубин забоя регистрируемых системой мониторинга;
- М массив значений числа установленных свечей бурильных труб в регистрируемые моменты времени;
- *Q* массив значений расхода бурового раствора подаваемого в буровую трубу в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;
- Р массив значений давления бурового раствора подаваемого в буровую труду в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;
- G<sub>K</sub> массив значений веса на крюке в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;
- G<sub>дол</sub> массив значений веса приходящегося на долото в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> См. также: Миниханов Р.Ф. Повышение эффективности буровой установки с верхним приводом. дисс. ... канд. техн. наук. Екатеринбург: ГОУ ВПО УГГУ, 2008. 158 с.

Файнзильбер М.Л. Рациональное управление режимом нагрузки землеройных машин непрерывного действия как средство повышения производительности: автореферат дисс. ... канд. техн. наук. Л., 1974. 24 с.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> См. также: Добронравов С.С. Исследование взаимодействия рабочего органа роторного траншейного экскаватора с грунтом: дисс. ... канд. техн. наук. М., 1974. 169 с.

- *M*<sub>кр</sub> массив значений крутящего момента на роторе верхнего привода в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;
- *n* массив значений скорости вращения ротора верхнего привода в регистрируемые системой мониторинга моменты времени;
- *i*<sub>1</sub>, *i*<sub>2</sub> начальное и конечное значения номеров значений регистрируемых пара-

метров в массивах в рассматриваемом промежутке времени.

Приведем выражения (табл. 1) для расчета усредненных характеристик анализируемых данных, взятых из систем мониторинга буровых установок, (все эти параметры определяются на заранее выбранном промежутке времени, где происходит изучаемый процесс, от  $t_{i1}$  до  $t_{i2}$ ).

Таблица 1

Обозначения данных и расчетные зависимости усредненных характеристик обрабатываемых данных

Table 1

Data designations and calculated d	ependencies of the average	d characteristics of the	processed data

No	Описание	Расчетная формула
1	Время начала (момент начала изучаемого промежут-ка времени), сут	
2	Время конца (момент начала изучаемого промежутка времени), сут	t <sub>12</sub>
3	Продолжительность (рассматриваемого процесса), с	$Dt = 86400 (t_{i2} - t_{i1})$
4	Глубина в начале, м	$H_{i1}$
5	Глубина в конце, м	$H_{i2}$
6	Пробуренное расстояние, м	$DH = H_{i2} - H_{i1}$
7	Среднее значение скорости спуско-подъемной опера- ции, м/с*	$V = \frac{(i2 - i1 + 1)\sum_{i1}^{i2}(H_i t_i) - \sum_{i1}^{i2}H_i\sum_{i1}^{i2}t_i}{86400\left[(i2 - i1 + 1)\sum_{i1}^{i2}(t_i^2) - \sum_{i1}^{i2}(t_i)^2\right]}$
8	Средний расход бурового раствора, л/с	$Q_{\rm cp} = \frac{\sum_{i=1}^{i=2} Q_i}{(i2 - i1 + 1)}$
9	Среднее квадратичное отклонение расхода бурового раствора, л/с	$\sigma_{Q} = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( Q_{i} - Q_{cp} \right)^{2} \right] / (i2 - i1)}$
10	Среднее давление бурового раствора, атм.	$P_{\rm cp} = \frac{\sum_{i1}^{i2} P_i}{i(i2 - i1 + 1)}$
11	Среднее квадратичное отклонение давления буро- вого раствора, атм.	$\sigma_{P} = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( P_{i} - P_{cp} \right)^{2} \right] / (i2 - i1)}$
12	Максимальный вес на крюке, т	$G_{\kappa \max} = \max(G_{\kappa i})$
13	Средний вес на крюке, т	$G_{\rm kcp} = \frac{\sum_{il}^{i2} G_{\rm ki}}{(i2 - il + 1)}$

Окончание табл. 1

N⁰	Описание	Расчетная формула
14	Среднее квадратичное отклонение веса на крюке, т	$\sigma_{G_{\mathrm{K}}} = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( G_{\mathrm{K}i} - G_{\mathrm{KCp}} \right)^2 \right] / (i2 - i1)}$
15	Максимальное значение нагрузки на долото, т	$G_{\text{дол max}} = \max(G_{\text{дол}i})$
16	Минимальное значение нагрузки на долото, т	$G_{\text{дол min}} = \min(G_{\text{дол}i})$
17	Среднее значение нагрузки на долото, т	$G_{\text{долср}} = \frac{\sum_{i1}^{i2} G_{\text{дол}i}}{(i2 - i1 + 1)}$
18	Среднее квадратичное отклонение нагрузки на долото, т	$\sigma_{G_{\text{дол}}} = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( G_{\text{дол}i} - G_{\text{долср}} \right)^2 \right] / (i2 - i1)}$
19	Максимальное значение крутящего момента на роторе верхнего привода, кН·м	$M_{{}_{\rm Kpmax}} = \max(M_{{}_{\rm Kp}i})$
20	Минимальное значение крутящего момента на ро- торе верхнего привода, кН·м	$M_{\rm kpmin} = \min(M_{\rm kpi})$
21	Средний крутящий момент на роторе верхнего привода, кН·м	$M_{\rm kpcp} = \frac{\sum_{i1}^{i2} M_{\rm kpi}}{(i2 - i1 + 1)}$
22	Среднее квадратичное отклонение крутящего мо- мента на роторе верхнего привода, кН·м	$\sigma_{M \kappa p} = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( M_{\kappa pi} - M_{\kappa p c p} \right)^2 \right] / (i2 - i1)}$
23	Среднее значение частоты вращения ротора, об/мин	$n_{\rm cp} = \frac{\sum_{i1}^{i2} n_i}{(i2 - i1 + 1)}$
24	Среднее квадратичное отклонение частоты вращения ротора, об/мин	$\sigma_n = \sqrt{\sum_{i1}^{i2} \left[ \left( n_i - n_{cp} \right)^2 \right] / (i2 - i1)}$
25	Коэффициенты разложения функции $M_{\rm kp}(t)$ в ряд Фурье по косинусам	$a_{j} = \frac{2}{T} \int_{t_{11}}^{t_{12}} M_{\mathrm{KP}}(t) \cos\left(j\frac{2\pi}{Dt}t\right) dt$
26	Коэффициенты разложения функции <i>M</i> <sub>кр</sub> ( <i>t</i> ) в ряд Фурье по синусам	$b_j = \frac{2}{T} \int_{t_{i1}}^{t_{i2}} M_{\mathrm{KP}}(t) \sin\left(j\frac{2\pi}{Dt}t\right) dt$
27	Амплитуды отдельных гармонических колебаний (j — номер частоты)	$A_j = \sqrt{a_j^2 + b_j^2}$

\* Величина среднего значения скорости спуско-подъемной операции определяется как коэффициент b при линеаризации зависимости H(t) = a + bt методом наименьших квадратов.

### Исследование зависимостей нагружения верхнего привода крутящим моментом от характеристик процесса бурения

Для анализа были получены данные систем мониторинга буровой установки двух объектов: установки БУ3900/225 ЭК БМ с приводом верхним электрогидравлическим ПВЭГ-250 и установки БУ4000/250 ЭЧК БМ-2 с системой верхнего электрического привода СВЭП-320.

Среди всего объема полученных данных была выделена информация, относящаяся только к тем промежуткам времени, во время ко-

торых производилось бурение с совместным использованием забойного двигателя и вращением ротора верхнего привода.

Оценка средних значений параметров рабочих процессов установленных при бурении в двух исследуемых установках показывает их близость на всем протяжении процесса бурения: бурение до глубины 750 м происходило при расходе бурового раствора около 65–60 л/с, после этого расход уменьшается до 40–30 л/с (график на рис. 1, *a*); давление бурового раствора постепенно наращивается с 40 до 180 атм. в зависимости от глубины бурения (рис. 1, *б*).





Рис. 1. Диаграммы средних значений параметров процесса бурения при различной глубине: a -расход бурового раствора;  $\delta -$ давление бурового раствора; e-вес на крюке при бурении; e -нагрузка на долото (нулевые значения соответствуют недостоверным данным);  $\partial -$ скорость спуска верхнего привода при бурении Fig. 1. Diagrams of the average values of the drilling process parameters at different depths: a - consumption of drilling mud;  $\delta -$  mud pressure; e-weight on the hook while drilling; e - the load on the bit (zero values correspond to unreliable data);  $\partial -$  rate of descent of the top drive during drilling

Полный вес буровой колонны можно оценить по среднему весу на крюке и нагрузке на долото, регистрируемым системой мониторинга. Как и следовало ожидать, с ростом глубины бурения растет и вес буровой колонны (рис. 1,  $\epsilon$ ) Нагрузка на долото (рис. 1,  $\epsilon$ ) также увеличивается с ростом глубины, хотя этот параметр является режимным и может контролироваться бурильщиком в процессе работы. Различие в весе колонны между исследуемыми установками составляет в среднем 15 т.

Наибольшие скорости спуска, до 0,16 м/с, наблюдаются в установке с приводом ПВЭГ-250 на малых глубинах бурения (рис. 2, ∂). На глубинах более 1500 м скорости спуска в среднем не превышают 0,04 м/с в установке с ПВЭГ-250 и 0,02 м/с в СВЭП-320. Таблицы со значениями характеристик изучаемого процесса, рассчитанные согласно методике обработки данных процесса бурения, могут быть подвергнуты качественному и количественному сравнению для двух испытуемых установок.

Графики изменения среднего значения крутящего момента на роторе верхнего привода (рис. 2, *a*) показывают его рост с увеличением глубины бурения [13]. Максимальное различие двух рассматриваемых вариантов установок по моменту на роторе составляет 7,7 кН·м при глубине бурения порядка 1000 м. На графике также указаны линии тренда и уравнения, отражающие статистическую зависимость параметра нагрузки от глубины бурения.









Рис. 2. Графики и диаграммы зависимостей крутящего момента на роторе верхнего привода от режимных параметров бурения: *a* — глубины расположения забоя; *б* — веса на крюке; *в*-нагрузки на долот; *c* — скорости спуска верхнего привода; *д* — давления бурового раствора
Fig. 2. Graphs and graphs of the torque dependencies on the top drive rotor on the drilling parameters:

*a* — the depth of the slaughter location;  $\delta$  — the weight on the hook; *s*-loads on the bit; *s* — the rate of descent of the upper drive;  $\partial$  — mud pressure

Как и следовало ожидать, значение средних нагрузок увеличивается с ростом режимных параметров процесса бурения (рис. 2,  $\delta$ ,  $\theta$ ,  $\partial$ ). Эти зависимости больше статистические и не должны рассматриваться как физические взаимосвязи между параметрами и нагрузкой.

На некоторых графиках и диаграммах рис. 2 отчетливо видны явно разделенные совокупности кривых и точек. Они соответствуют изменениям среднего крутящего момента при глубине бурения до 750 м (рис. 2, *a*), точки с низким крутящим моментом ротора (до 5 кН·м) при небольшой массе колонны (рис. 2,  $\delta$ ) и при достаточно высоких скоростях спуска (рис. 2, *e*).

Рабочий процесс бурения во время снятия показаний, соответствующих указанным точкам, производился иным буровым оборудованием (при бурении до глубины примерно 750 м использовалось одно забойное оборудование и долото, а после оборудование заменялось на новое и бурение производилось при других режимных параметрах). В частности, был уменьшен расход бурового раствора, служащий рабочей жидкостью забойного двигателя. Поэтому бурение до замены бурового оборудования и после можно рассматривать как отдельные процессы.

### Многофакторный анализ зависимости нагрузки на верхний привод от параметров режима бурения

В предыдущем разделе при рассмотрении графиков и диаграмм была установлена некоторая статистическая взаимосвязь между крутящим моментом на роторе и режимными параметрами бурения. Для оценки степени корреляции этих параметров был произведен в пакете STATISTICA 10 факторный анализ полученных данных.

Далее представлены следующие отчетные материалы по проведенному анализу для уста-

новок с приводом ПВЭГ-250 и СВЭП-320: таблицы факторных нагрузок, рассчитанные методами «главных компонент» и «максимального правдоподобия факторов»; таблицы корреляций анализируемых параметров; графики взаимной корреляции параметров; диаграммы распределения частот параметров.

Факторный анализ рабочих параметров бурения приводом ПВЭГ-250 обоими расчетными методами выявил два независимых фактора. Первый фактор связан с корреляцией таких параметров, как глубина бурения, расход и давление бурового раствора, вес на крюке, нагрузка на долото, среднее значение крутящего момента (таблица 2). Второй фактор связывает корреляционные зависимости между средними квадратичными отклонениями давления бурового раствора и веса на крюке буровой установки. Графики корреляции средних значений параметров для этого случая приведены на рис. 3.



Рис. 3. Графики корреляции средних параметров рабочего процесса бурения приводом  $\Pi B \Im \Gamma$ -250 Fig. 3. Graphs of correlation of the average parameters of the drilling process by the drive  $\Pi B \Im \Gamma$ -250

Факторный анализ параметров для установки с приводом СВЭП-320 выделил методом «главных компонент» четыре независимых фактора, а методом «максимального правдоподобия факторов» — три. В первом случае два последних фактора имеют максимальные факторные нагрузки только по одному из параметров, что означает отсутствие зависимостей этих параметров с другими (см. таблицы факторных нагрузок). Графики корреляции средних значений параметров для второго случая приведены на рис. 4.

В обоих случаях, для установок с приводом ПВЭГ-250 и с СВЭП-320, наиболее значимый фактор связан с одними и теми же параметрами, выделенными полужирным шрифтом в табл. 2. Второй значимый фактор для СВЭП-320 связывает среднее квадратичное отклонение давления бурового раствора и его расход, тогда как с отклонением веса на крюке корреляция составляет всего 39 % [7, 8].

Описанная работа была проведена сотрудниками ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого» совместно с индустриальным партнером — АО «ПромТехИнвест». Заказчик работы — Минобрнауки России (в рамках реализации федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы» по теме «Создание экономичного верхнего электропривода для мобильных буровых установок» (Соглашение № 14.577.21.0054 от 5.06.2014 г.)). Уникальный идентификатор прикладных научных исследований (проекта) — RFMEFI57714X0054. Данный проект проводится при финансовой поддержке Минобрнауки России.



Рис. 4. Графики корреляции средних параметров рабочего процесса бурения приводом  $\Pi B \Im \Gamma$ -250 Fig. 4. Graphs of the correlation of the average parameters of the drilling process by the drive  $\Pi B \Im \Gamma$ -250

### Таблица 2

# Факторные нагрузки параметров процесса бурения приводами ПВЭГ-250 и СВЭП-320, рассчитанные методом «максимального правдоподобия факторов»

Table 2

# Factor loads of drilling process parameters by ΠΒϿΓ-250 and CBϿΠ-320 drives calculated using the "maximum likelihood factor" method

Параметры (переменные), ед. измерения	ΠΒϿΓ-250 Factor Loadings (Biquartimax raw) Extraction: Maximum likelihood factors		СВЭП-320 Factor Loadings (Unrotated) Extraction: Maximum likelihood factors		
	Factor 1	Factor 2	Factor 1	Factor 2	Factor 3
Средняя глубина, м	0,9875	0,0699	-0,9759	0,1672	0,0019
Среднее значение скорости с/п операции, м/с	-0,4148	0,1286	0,5255	-0,0582	-0,0355
Средний расход, л/с	-0,7663	-0,5246	0,7532	-0,2112	0,1141
Среднеквадратичное отклонение расхода, л/с	-0,1246	0,3651	0,1464	0,0056	-0,7539
Среднее давление бурового раствора, атм.	0,9411	-0,0579	-0,9428	0,1406	0,0495
Среднеквадратичное отклонение давления бурового раствора, атм.	0,4203	0,8512	-0,1587	0,0954	-0,9740
Средний вес на крюке, т	0,9776	0,1485	-0,9529	0,2073	-0,0016
Среднеквадратичное отклонение веса на крюке, т	0,1944	0,8289	-0,0428	0,1812	-0,3787
Средняя нагрузка на долото, т	0,7000	0,1818	-0,7869	-0,6034	0,0013
Среднеквадратичное отклонение нагрузки на долото, т	0,6977	0,2096	-0,7875	-0,6019	-0,0180
Среднее значение крутящего момента, кН·м	0,9790	0,1477	-0,9752	0,1246	0,0025
Среднеквадратичное отклонение крутящего момента, кН·м	0,5560	0,4185	-0,8126	0,0404	-0,1388
Среднее занчение частоты вращения ротора, об/мин	_	_	-0,3796	-0,1097	-0,1127
Среднеквадратичное отклонение частоты вращения ротора, об/мин	_	_	-0,0474	-0,2077	-0,0353
Expl.Var	6,0509	2,1414	6,6392	0,9796	1,7110
Prp.Totl	0,5042	0,1784	0,4742	0,0699	0,1222

### Заключение

Наиболее значимый фактор — Factor 1 — связывает корреляционной зависимостью средние величины параметров бурения с крутящим моментом на валу ротора. Второй значимый фактор определяет зависимости между различными параметрами процесса бурения для привода ПВЭГ250 и СВЭП-320, что может говорить о том, что между ними существует некая физическая зависимость. В собранных данных имеются важные для исследователей и конструкторов записи переходных процессов. Полученные знания о нагрузках на основной механизм буровой установки при выполнении различных технологических операциях позволяют в дальнейшем построить математические модели всей буровой установки. К примеру, значения крутящего момента были получены на выходном валу СВП, что позволяет приложить результаты анализа к любым аналогичным машинам, применяемым в том же регионе эксплуатации. Работа выполнена при поддержке Минобрнауки России в рамках реализации федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014—2020 годы» по теме: «Создание экономичного верхнего электропривода для мобильных буровых установок» (Соглашение № 14.577.21.0054 от 5.06.2014 г.). Уникальный идентификатор прикладных научных исследований (проекта) RFMEFI57714X0054.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Ащеулов А.В., Лобачев А.А., Хорошанский А.Е., Шестопалов А.А. Анализ системы верхнего привода (СВП) буровых установок // ХLII Неделя науки СПбГПУ: Материалы Всероссийской межвузовской научно-технической конференции студентов и аспирантов 2013 года. СПб, Изд-во Политехн. унта, 2014. С. 3.

2. Ащеулов А.В., Лобачев А.А., Шестопалов А.А. Анализ динамической нагруженности силового верхнего привода буровых установок // Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2016. № 3. С. 4.

3. Ащеулов А.В., Шестопалов А.А. Особенности работы буровых установок с системой верхнего привода // ISSN0023-1126. Химическое и нефтегазовое машиностроение. 2015. № 2. С. 14-17.

4. Абезгауз В.Д. Режущие органы машин фрезерного типа для разработки горных пород и грунтов. М.: Машиностроение, 1965. 280 с

5. Алимов О.Д., Дворников Л.Т. Механизм разрушения горных пород при вращательном бурении твердосплавным инструментом // Физико-технические проблемы разработки полезных ископаемых. Новосибирск: Наука, 1972. № 6. С. 82–89. 6. Басарыгин Ю.М., Булатов А.И., Проселков Ю.М. Бурение нефтяных и газовых скважин: учеб. для вузов. М.: Недра-Бизнесцентр, 2002. 632 с. ISBN 5-8365-0128-9.

7. Башмур К.А., Петровский Э.А. Оптимальные параметры системы верхнего привода при бурении на обсадной колонне // Бурение & Нефть, 2014. № 1. С. 38–40.

8. Башмур К.А. Динамика системы верхнего привода буровой установки // Оборудование и технологии для нефтегазового комплекса. СПб.: Лань, 2013. № 5. С. 4–7.

9. Белкин Ю.Г., Кронгауз В.С. Анализ резонансных явлений в гидрообъемном приводе ротора буровой установки. Новое оборудование для бурения и добычи нефти: сб. науч. тр. М.: ВНИИнефтемаш, 1977.

10. Буткин В.Д. О рациональных значениях чисел оборотов и осевых нагрузок на долото при шарошечном бурении на карьерах // Известия вузов. Горный журнал. 1964. № 3. С. 39–43.

11. Докукин А.В., Красников Ю.Д., Хургин З.Я. Корреляционный анализ нагрузок выемочных машин. М.: Наука, 1969. 136 с.

12. **Карнаухов Н.Н., Тархов А.И.** Приводы траншейных экскаваторов. М.: Недра, 1999. 381 с.

13. **Юртаев В.Г.** Динамика буровых установок. М.: Недра, 1987. 155 с.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ЛОБАЧЕВ Александр Александрович** — сотрудник Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: lobachev.pti@gmail.com

АЩЕУЛОВ Александр Витальевич — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого. E-mail: studgidro@gmail.com

### REFERENCES

[1] Ashcheulov A.V., Lobachev A.A., Khoroshanskiy A. Ye., Shestopalov A.A. Analiz sistemy verkhnego privoda (SVP) burovykh ustanovok. *XLII Nedelya nauki SPbGPU: Materialy Vserossiyskoy mezhvuzovskoy nauchno-tekhnicheskoy konferentsii studentov i aspirantov 2013* goda. SPb, Izd-vo Politekhn. un-ta, 2014. S. 3.

[2] Ashcheulov A.V., Lobachev A.A., Shestopalov A.A. Analiz dinamicheskoy nagruzhennosti silovogo verkhnego privoda burovykh ustanovok. *Khimicheskoye i neftegazo*voye mashinostroyeniye. 2016. № 3. S. 4.

[3] Ashcheulov A.V., Shestopalov A.A. Osobennosti raboty burovykh ustanovok s sistemoy verkhnego privoda. ISSN0023–1126. Khimicheskoe i neftegazovoe mashinostroenie. 2015.  $N_{2}$  2. S. 14–17. (rus.)

[4] **Abezgauz V.D.** Rezhushchiye organy mashin frezernogo tipa dlya razrabotki gornykh porod i gruntov. M.: Mashinostroyeniye, 1965. 280 s. (rus.) [5] Alimov O.D., Dvornikov L.T. Mekhanizm razrusheniya gornykh porod pri vrashchatelnom burenii tverdosplavnym instrumentom. *Fiziko-tekhnicheskiye problemy razrabotki poleznykh iskopayemykh*. Novosibirsk: Nauka, 1972. № 6. S. 82–89. (rus.)

[6] **Basarygin Yu.M., Bulatov A.I., Proselkov Yu.M.** Bureniye neftyanykh i gazovykh skvazhin: ucheb. dlya vuzov. M.: Nedra-Biznestsentr, 2002. 632 s. ISBN5–8365– 0128–9. (rus.)

[7]. **Bashmur, K.A., Petrovskiy E.A.** Optimalnyye parametry sistemy verkhnego privoda pri burenii na obsadnoy kolonne. *Bureniye & Neft.* 2014. № 1. S. 38–40. (rus.)

[8] **Bashmur K.A.** Dinamika sistemy verkhnego privoda burovoy ustanovki. *Oborudovaniye i tekhnologii dlya neftegazovogo kompleksa*. SPb.: Izd-vo Lan', 2013. № 5. S. 4–7. (rus.)

[9] **Belkin Yu.G., Krongauz V.S.** Analiz rezonansnykh yavleniy v gidro-obyemnom privode rotora burovoy ustanovki. *Novoye oborudovaniye dlya bureniya i dobychi nefti: sb. nauch. tr.* M.: VNIIneftemash, 1977.

[10] **Butkin V.D.** O ratsionalnykh znacheniyakh chisel oborotov i osevykh nagruzok na doloto pri sharoshechnom burenii na karyerakh. *Izvestiya vuzov. Gornyy zhurnal.* 1964. № 3. S. 39–43. (rus.)

[11] **Dokukin A.V., Krasnikov Yu.D., Khurgin Z. Ya.** Korrelyatsionnyy analiz nagruzok vyyemochnykh mashin. M.: Nauka, 1969. 136 s. (rus.)

[12] **Karnaukhov N.N., Tarkhov A.I.** Privody transheynykh ekskavatorov. M.: Nedra, 1999. 381 s. (rus.)

[13] **Yurtayev V.G.** Dinamika burovykh ustanovok. M.: Nedra, 1987. 155 s. (rus.)

### **AUTHORS**

**LOBACHEV Aleksandr A.**—*Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: lobachev.pti@gmail.com

ASHCHEULOV Aleksandr V.— Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. E-mail: studgidro@gmail.com

Дата поступления статьи в редакцию: 12 декабря 2017 г.

# ЮБИЛЕИ

DOI: 10.18721/JEST.230420.

# 70 ЛЕТ ПРОФЕССОРУ В.В. ГЛУХОВУ 70 YEARS TO PROFESSOR V.V. GLUKHOV



### Владимир Викторович Глухов

Владимир Викторович Глухов родился 16.05.1947 г. в Москве. Окончил с отличием Ленинградский политехнический институт им. М.И. Калинина в 1970 г. После окончания института прошел большой и интересный путь до первого проректора, совмещая преподавательскую работу, научные исследования с административной деятельностью. За время работы на руководящих должностях В.В. Глухов проявил себя как умелый, содержательный и требовательный руководитель.

В 1973 г. защитил диссертацию на соискание ученой степени кандидата технических наук по

теме «Разработка математических моделей и алгоритмов планирования для АСУП холоднокатаного листа и сортового проката», а в 1981 г. — диссертацию на соискание ученой степени доктора экономических наук по теме «Совершенствование плановых решений в прокатном производстве (модели и методы решения задач)».

Глухов В.В.— специалист в области менеджмента качества, экономики знаний, экономики предприятий, автор более 500 работ, из них более 140 монографий, учебников, учебных пособий.

Научные разработки Глухова В.В. развивают научное направление — эффективный менеджмент в части развития аппарата оптимизации решений, разработки моделей финансовых решений, повышения интеллектуальной основы инженерных решений, экономики инновациюнного высшего образования, разработки теории человеческого капитала, создания методик оценки элементов знаний, принципов «бережливого производства», теории менеджмента качества жизни.

Повышение качества решений развивается через развитие понятийного аппарата, математическое моделирование, параметрический анализ, вероятностные модели, учет экологического влияния, расчет в условиях неполноты исходной информации, компьютерные системы экономического анализа, инновационное развитие научно-образовательного потенциала, портфельный подход и оптимизационная цепочка механизма поддержки инновационной деятельности, экономический механизм управления крупным политехническим вузом.

Оригинальными публикациями являются: «Управление качеством» (два издания), «Организация бережливого производства», «Ресурсный менеджмент», «Производственный менеджмент.

Link production», «Экономика и менеджмент телекоммуникаций», «Теория организации», «Экономика качества жизни», «Инновационное управление экономикой мегаполиса». «Научно-образовательный потенциал мегаполиса», «Прогноз технологического развития российской экономики», «Экономика знаний», «Менеджмент» (четыре издания), «Экономико-математические модели для менеджмента» (три издания), «Экономика и организация управления вузов» (три издания), «Финансовый менеджмент» (три издания), «Математические методы и модели в планировании и управлении металлургическим производством», «Экономические основы экологии» (три издания), «Ситуационный анализ. Деловые игры и бизнес ситуации» (пять изданий), «Внешнеэкономическая деятельность предприятия. Международный менеджмент» (два издания), «Экономика прокатного производства», «Организация прокатного производства», «Экономика производства деталей из порошка», «Экономика электроэнергетического комплекса», «Экономика производства алюминия» «Технологии отраслей национальной экономики» и др.

Профессор Глухов В.В. известен как руководитель научной школы, воспитавшей многих кандидатов и докторов наук (более 60 кандидатов наук и 10 докторов наук), которые работают в России и других странах (Болгария, Германия, Вьетнам, Йемен, Нигерия, Куба).

Член редакционного совета журналов: «НТВ. экономические науки. СПбГПУ», «Экономика промышленности. МИСИС», «Бизнес школа. Новый сад. Сербия», «Проблемы информационной безопасности, компьютерные системы», член экспертного совета Законодательного собрания Ленинградской области.

Академик ряда общественных академий.

Дважды стипендиат научной стипендии РАН, неоднократно руководил федеральными программами и проектами Минобразования РФ. Результаты НИР прикладного характера, выполненные под научным руководством В.В. Глухова, внедрены на многих промышленных предприятиях и в проектных организациях, в том числе «Кировский завод».

«Ижорский завод», «Череповецкий комбинат», «Череповецкий сталепрокатный завод», «Ленгипромез», ЦНИИ ЧерМет, ЦНИИМ «Прометей» и многие другие. Глухов В.В. принимает активное участие в международных проектах. Он является базовым преподавателем со дня основания российско-немецкого центра менеджмента и маркетинга "Прогресс", принимал участие в нескольких проектах программы "Tacis" (с Афинским университетом, университетом г. Твент (Нидерланды), Гренобльским университетом), нескольких программах "Bistro" по тематике менеджмента, в программе сотрудничества с университетами США, Швеции, Финляндии; в «Морозовском» проекте с Манчестерской школой бизнеса, нескольких образовательных проектах с Министерством экономики земли Баденвюртенберг (ФРГ).

Глухов В.В. широко привлекается к сотрудничеству с другими вузами России. В Красноярске, Магнитогорске, Череповце, Новокузнецке, Пскове, Таганроге, Чебоксарах и др. городах в ведущих вузах имеются группы его учеников. Неоднократно Глухов В.В. оказывал помощь в становлении актуальных экономических курсов в других вузах, учебных экономических программ на крупных промышленных предприятиях.

Основные труды Глухова В.В. опубликованы в ведущих издательствах Санкт-Петербурга и Москвы: Наука, Машиностроение, Металлургия, Специальная литература, Лань, Питер, Северная звезда, издательство Санкт-Петербургского государственного университета, издательство Санкт-Петербургского политехнического университета.

Имеет звание лауреата государственного значения: заслуженный деятель науки Российской Федерации (2000 г.), лауреат государственной премии «Премия Президента Российской Федерации в области образования» (2002 г.), лауреат государственной премии «Премия Правительства РФ в области образования» (2014 г.), почетный работник высшего образования (2007 г.), лауреат премии губернатора Санкт-Петербурга за выдающиеся достижения в высшем профессиональном образовании (2007 г.), лауреат медали имени В.В. Новожилова Санкт-Петербургского центра РАН (208 г.).

Глухов В.В. <u>награжден</u> Орденом Почета (2008 г.), медалью «300 лет Санкт-Петербурга» (2008 г.), медалями «За участие в переписи населения», нагрудным знаком Правительства РФ «За подготовку управленческих кадров», нагрудным знаком Минобразования РФ «За успехи в руководстве научной работой студентов». нагрудным знаком Правительства Чукотского автономного округа: медалями Э. Циолковского, Королева С.П. и Григорьева М.Г., А.Л. Кимурджиана Федерации космонавтики; Командующего космическими войсками МО РФ. Министерства РФ по делам ГО и ЧС; почетными грамотами благодарности Минобразования РФ, отраслевых Министерств, ЗАКСа Ленинградской области, Губернатора Ленинградской области, Губернатора Санкт-Петербурга, Главнокомандующего войсками связи МО РФ; почетными знаками ряда общественных академий. Медалью «365 лет пожарной службы» (2014), почетным знаком «За заслуги перед Калининским районом» (2014 г.), «Заслуженный житель Калининского района». Депутат муниципального округа «МО Академический», помощник депутата Государственной Думы, члена Общественной палаты РФ.

Профессор Владимир Викторович Глухов пользуется заслуженным авторитетом среди сотрудников, преподавателей и студентов Политехнического университета.

26 декабря 2017 г. приказом ректора СПбПУ профессор В.В. Глухов назначен на должность руководителя Административного аппарата ректора.

Редколлегия

Редакционный совет и редакционная коллегия поздравляет юбиляра со знаменательной датой и желает ему здоровья и новых творческих успехов!

# НАУЧНЫЕ ШКОЛЫ САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА ПЕТРА ВЕЛИКОГО

DOI: 10.18721/JEST.230421. УДК 001:929

В.В. Титков, Ф.Х. Халилов

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, Санкт-Петербург, Россия

# НИКОЛАЙ НИКОЛАЕВИЧ ТИХОДЕЕВ (к 90-летию со дня рождения)

В статье приведены некоторые факты биографии члена-корреспондента РАН Н.Н. Тиходеева — одного из крупнейших ученых-электроэнергетиков нашей страны.

ПЕРЕДАЧА ЭЛЕКТРОЭНЕРГИИ; ДАЛЬНИЕ ЛИНИИ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ; ТЕХНИКА ВЫСОКИХ И СВЕРХВЫСОКИХ НАПРЯЖЕНИЙ; ЕДИНАЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ СИСТЕМА СТРАНЫ.

Ссылка при цитировании:

В.В. Титков, Ф.Х. Халилов. Николай Николаевич Тиходеев (к 90-летию со ня рождения) // Научно-технические ведомости СПбПУ. Естественные и инженерные науки. 2017. Т. 23. № 4. С. 207–211. DOI: 10.18721/JEST.230421.

V.V. Titkov, F.Kh. Khalilov

Peter the Great St. Petersburg polytechnic university. St. Petersburg, Russia

### NIKOLAY TIKHODEEV (90 Anniversary)

Some facts from biography of N.N. Tikhodeev.

POWER TRANSMISSION; LONG-DISTANCE POWER TRANSMISSION LINES; HIGH AND ULTRAHIGH VOLTAGE TECHNIQE; UNIFIED ENERGY SYSTEM.

Citation:

V.V. Titkov, F.K. Khalilov, Nikolay Tikhodeev (90 Anniversary), *Peter the Great St. Petersburg polytechnic university journal of engineering sciences and technology*, 23(04)(2017) 207–211, DOI: 10.18721/JEST.230421.

7 декабря 2017 года исполнится 90 лет со дня рождения доктора технических наук профессора, действительного члена РАН (Академии наук СССР) Николая Николаевича Тиходеева.

Известнейший ученый, талантливый инженер Николай Николаевич добился исключительных результатов в научной и профессиональной деятельности, став признанным в стране и за рубежом специалистом в области техники высоких напряжений, передачи электрической энергии на дальние расстояния трехфазным переменным током.

В электроэнергетике после реализации плана ГОЭЛРО перед учеными, проектировщиками, строителями, в последующем инженерами, занимающимися эксплуатацией электрических предприятий, встала сложнейшая задача формирования единой энергетической системы страны [1] В силу значительной территориальной распределенности энергетических объектов и потребителей необходимо было создать для этого технологии и оборудование, работающие на высоком и сверхвысоком напряжениях. В реализации этой сложнейшей задачи была задействована группа замечательных ученых, среди которых был и Николай Николаевич Тиходеев.

Профессор Н.Н. Тиходеев долгое время работал над проблемами дальних электропередач. Его выводы по этой части: такие линии переменного тока целесообразно применять на расстояниях 500–600 км (критическая длина составляет 100 км) [2–7].

Свои энциклопедические знания, богатый жизненный опыт, талант настоящего преподавателя и ученого Николай Николаевич Тиходеев вкладывал в учебный процесс подготовки кадров энергетической отрасли страны.

С 1970-х годов он стал читать ряд специальных курсов в Ленинградском политехническом институте (ЛПИ) имени М.И. Калинина (ныне Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого). Николай Николаевич длительное время руководил в НИИ постоянного тока филиалом кафедры «Электрические системы и сети» ЛПИ.

Из воспоминаний Ф.Х. Халилова:

«Меня, совсем еще зеленого аспиранта, в 1963 году судьба свела с Николаем Николаевичем на одной из конференций на базе НИ-ИПТ-а. Мой научный руководитель, Михаил Владимирович Костенко, познакомил с тогда мне уже известным ученым Николаем Николаевичем.

Активно мы начали сотрудничать с Соломоном Сауловичем Шуром» при организации и проведении в действующих сетях 110—150 кВ ряда экспериментов по исследованию внутренних перенапряжений».

Далее, в 1982 году, профессоры М.В. Костенко, Г.С. Кучинский, Н.Н. Тиходеев и доцент Ф.Х. Халилов решили подготовить учебное пособие «Основные проблемы техники высоких напряжений в области электроэнергетики и электрофизики» для чтения лекций по курсу «Введение в специальность».

Организационные и редакционные вопросы были возложены на Ф.Х. Халилова, заместителя по научной работе заведующего кафедрой ТВН ЛПИ имени М.И. Калинина. Учебное пособие вышло в свет в 1983 году [5] и пользовалось популярностью среди студентов электромеханического факультета ЛПИ.

В учебном пособии [5] изложена история электростанций СССР с краткой информацией об основоположниках плана ГОЭЛРО и подъема энергетической страны, в числе которых Роберт Эдуардович Классон, Глеб Максимилианович Кржижановский, Михаил Андреевич Шателен, Владимир Федорович Миткеевич, Александр Алексеевич Чернышев. Александр Александрович Горев, Михаил Осипович Доливо-Добровольский, Александр Васильевич Графтио, Борис Евгеньевич Веденеев, Карл Адольфович Круг, Леонид Константинович Рамзин, Николай Павлович Виноградов, Владимир Константинович Лебединский, Николай Николаевич Понамарев, Александр Александрович Морозов, Михаил Давидович Каменский, Вадим Александрович Шевалин, Александр Михайлович Залесский, Евгений Георгиевич Шрамков, Сергей Илларионович Зилитинкевич, Александр Антонович Смуров, Иван Гаврилович Александров, Вацлав Александрович Толвинский, Михаил Полиевткович Костенко, Александр Емельянович Алексеев-Одинт, Дмитрий Васильевич Еремов, Игорь Васильевич Кургамов, Анатолий Петрович Александрович, Леонид Робертович Нейман и др.;

В пособии сформулированы важнейшие задачи электроэнергетики, а именно:

а) в области создания мощных электропередач, в том числе новых типов необходимо:

исследовать процессы разряда в газообразных, жидких и твердых диэлектриках и процессы разрушения изоляции как при весьма кратковременном (наносекунды), так и при длительном (годы) приложении напряжения; это необходимо для научно обоснованного подхода к выбору допустимых напряженностей при рабочем напряжении и перенапряжениях;

разработать новые способы более глубокого ограничения перенапряжений до уровня, при котором размеры изоляции определяются рабочим напряжением;

усовершенствовать установки для получения высокого напряжения и точного измерения его значений;

б) в области создания мощных электрофизических устройств и установок предельных параметров следует разработать источники питания и другие высоковольтные элементы установок управляемого термоядерного синтеза, мощных лазеров для электротехнических установок;

в) в области усовершенствования подготовки специалистов-энергетиков широкого профиля необходимо обеспечить систематическую переподготовку специалистов с учетом новых перспективных направлений развития мощной электрофизики, высоковольтной импульсной техники, автоматизации управления.

В дальнейшем Николай Николаевич Тиходеев привлекал Ф.Х. Халилова к работам НИИПТ по исследованию перенапряжений в полевых условиях. Эти работы проводились под общим руководством профессора Соломона Сауловича Шура. По результатам совместных работ вышел в свет ряд монографий НИИПТ [6, 7] и ЛПИ имени М.И. Калинина [9,10].

Очередной серьезный научный контакт между Николаем Николаевичем и Ф.Х. Халиловым (между НИИПТ и ЛПИ имени М.И. Калинина) состоялся тогда, когда почти одновременно Николай Николаевич, Михаил Владимирович Костенко и Георгий Николаевич Александров предложили заняться изучением влияния погодных условий вдоль линий 500 кВ на статистические характеристики коммутационных перенапряжений.

Эта работа была выполнена по данным автоматической регистрации внутренних перенапряжений на реальных линиях 500 кВ с привлечением метеоданных Главной геофизической обсерватории имени А.И. Воейкова (г. Ленинград-Санкт-Петербург). И оказалось, что упомянутые ученые интуитивно правы. Результаты такого анализа приведены в [11]. Статистические характеристики кратности перенапряжений при оперативных коммутациях и АПВ линий 500 кВ не принадлежат общей генеральной совокупности: перенапряжения при «плохой» погоде в значительной степени демпфируются из-за короны на фазных проводах.

Ф.Х. Халилов рассказывает: «Триумфом наших отношений с Николаем Николаевичем в научном плане была подготовка и переиздание (2-е издание) книги «Руководство по защите электрических сетей 6—1150 кВ от грозовых и внутренних перенапряжений» [8]. Здесь, честно говоря, моя основная заслуга состоит в финансовой организации переиздания этого

великолепного научного труда Николая Николаевича через ЗАО НПО «Электроэнергетика», где я тогда работал заместителем генерального директора по научной работе.

Вместе с тем в это руководство по предложению Николая Николаевича были включены некоторые положения, полученные в ЛПИ имени М.И. Калинина, а именно:

реальная статистика коммутаций линий, силовых трансформаторов и шунтирующих реакторов;

реальная статистика вынужденных напряжений на питающем и разомкнутом концах линий при их оперативных и аварийных коммутациях (АПВ);

реальная предвключённая реактивность (сопротивление) питающих подстанций.

И, наконец, касаясь учебно-педагогической деятельности Николая Николаевича Тиходеева, отмечу следующее. Приблизительно в середине 1973 года по предложению Михаила Владимировича Костенко Николай Николаевич начал читать лекции в ЛПИ имени М.И. Калинина по новейшим способам передачи электроэнергии в Советском Союзе (СССР). Эти материалы включены в монографию Николая Николаевича «Передача электроэнергии сегодня и завтра» [2].

В силу занятости и частых поездок как по СССР, так и по другим странам Николай Николаевич нередко обращался ко мне с просьбой заменить его в работе со студентами кафедры «Электроэнергетика и техника высоких напряжений». При этом Николай Николаевич не предупредил меня, что он читает лекции по-своему: раздает свою книгу [2] студентам и поручает им конспектировать какой-то параграф или какую-то главу. Ничего не зная о его методах работы в этой области, я начал читать лекцию по классической для себя схеме, т.е. преподавать материал своими словами, иллюстрируя примерами и частично импровизируя по ходу лекции. Но студенты не были готовы к такой подаче материала и были явно обескуражены. Только минут через десять они начали конспектировать лекцию и, к счастью, все закончилось успешно к всеобщему удовольствию.

Этот эпизод я упомянул как пример неординарного подхода Николая Николаевича к методам работы не только в научных вопросах, но и в учебном процессе. Не зря долгое время Николай Николаевич был флагманом электроэнергетиков-высоковольтников Ленинграда (Санкт-Петербурга)».

Николай Николаевич Тиходеев был членом диссертационных советов НИИПТ, ЛПИ имени М.И. Калинина и др., а также членом экспертного совета ВАК по энергетике, много сил и внимания уделял руководству аспирантами.

Николай Николаевич активно сотрудничал с Петербургским энергетическим институтом повышения квалификации (ПЭИПК) в научном и образовательном плане.

При его поддержке в 1994 году в ПЭИПК создана кафедра «Энергетическое оборудование электрических станций, подстанций и промышленных предприятий», а в 2002 году — кафедра «Диагностика и управление техническим состоянием энергетического оборудования».

В 2001 году на базе Международного инженерного центра ПЭИПК была организована научно-техническая конференция «Перенапряжения и надёжность эксплуатации электрооборудования», которую возглавлял Николай Николаевич Тиходеев. Эта организация работает успешно до настоящего времени.

Умер Николай Николаевич Тиходеев на 81 году жизни, 8 ноября 2008 года в Санкт-Петербурге. За фундаментальный труд по передачам высокого, сверхвысокого и ультравысокого напряжения Николай Николаевич в 1985 году был удостоен премии имени М.А. Шателена Всесоюзного НТО энергетиков и электротехников. В 2001 году Николаю Николаевичу присуждена премия Power Engineering Sjsiety (США) «За выдающиеся доклады по технике высоких напряжений для электропередач переменного тока».

Николай Николаевич Тихолеев оставил огромное научное наследие, им лично и в соавторстве было опубликовано большое количество книг, около 400 научных статей и докладов, около 30 изобретений. Труды Николая Николаевича до сих пор не утратили научной ценности. Они построены на тщательном изучении конкретных проблем, аргументированы и восхищают глубиной выводов. Николай Николаевич был почетным членом Международного совета по большим системам высокого напряжения (CIGRE), старшим членом Института инженеров-электриков (IEEE) в США, заслуженным работником Министерства топлива и энергетики РФ, заслуженным работником ЕЭС России.

Память об этом удивительном человеке, ученом и педагоге останется в наших сердцах навсегда.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Герасимов С.Е., Халилов Ф.Х., Соломоник Е.А. Передача электрической энергии на дальние расстояния // В кн. Ежегодник Петербургского энергетического института повышения квалификации. СПб.: Изд-во ПЭИПК, 2017. С. 78–84.

2. Тиходеев Н.Н. Передача электрической энергии. Л.: Энергоатомиздат, 1984. 280 с.

3. Соломник Е.А., Владимирский Л.Л. Памяти академика Николая Николаевича Тиходеева // Известия НИИ постоянного тока. 2008. № 63. С. 95– 104.

4. Бударгин О.М. Вариводов В.Н. Рябченко В.Н., Мисриханов М.Ш. Перспективы применения газоизолированных линий в современных электропередачах высокого и сверхвысокого напряжения для повышения надежности электроснабжения крупных городов и мегаполисов // Доклад на Всемирном электротехническом конгрессе (ВЭЛК-2011). Сессия 3. Электроснабжение крупных городов и мегаполисов. Москва, 4–5 октября 2011. С. 44.

5. Костенко М.В., Кучинский Г.С., Тиходеев Н.Н, Халилов Ф.Х, Шнеерсон Г.А. Основные проблемы техники высоких напряжений в области электроэнергетики и электролиза. Л.: Изд-во ЛПИ им. Калинина,1983.

6. **Артемьев Д.Е., Тиходеев Н.Н., Шур С.С.** Координация изоляции линии электропередачи. Л: Энергия,1996.

7. Тиходеев Н.Н., Шур С.С. Изоляция электрических сетей. Л.: Энергия, (ЛО), 1979.

8. Руководство по защите электрических сетей 6–1150кВ от грозовых и внутренних перенапряжений / Под научн. ред. Н.Н. Тиходеева. СПб.: Изд-во ПЭИПК, 1999.

9. Половой И. Ф., Михайлов Ю.А., Халилов Р.Х. Перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. Л.: Энергия (ЛО), 1975.

10. Половой И.Ф., Михайлов Ю.А., Халилов Ф.Х. Внутренние перенапряжения на электрооборудовании высокого и сверхвысокого напряжения. Л.: Энергоатомизат (ЛО), 1986.

11. Костенко М.В., Халилов Ф.Х. Влияние метеоустойчивости на амплитуду коммутационных перенапряжений на линиях 500 кВ // Известия АН ССР. Энергетика и транспорт. 1973. № 4. С. 70–78.

### СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

**ТИТКОВ Василий Васильевич** — доктор технических наук профессор заведующий кафедрой Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: titkovprof@yandex.ru

**ХАЛИЛОВ Ферудин Халил-оглы** — доктор технических наук профессор Санкт-Петербургского политехнического университета Петра Великого.

E-mail: ph\_hve@spbstu.ru

### REFERENCES

[1] Gerasimov S.E., Khalilov F. Kh., Solomonik E.A. Transmission of electrical energy over long distances. In the book: *Yearbook of the Petersburg Power Engineering Institute for Advanced Studies*. SPb.: Publishing house PEIPK, 2017. S. 78–84. (rus.)

[2] **Tikhodeev N.N.** Transmission of electrical energy. L .: Energoatomizdat, 1984. (rus.)

[3] Solomonik E.A, Vladimirsky L.L. In memory of Academician Nikolai Nikolaevich Tikhodeev. *News* of the Research Institute of direct current. 2008. № 63. S. 95–104. (rus.)

[4] Budargin O.M. Varivodov V.N. Ryabchenko V.N, Misrikhanov M. Sh. Prospects for the use of gas-insulated lines in modern high-voltage and extra-high voltage power transmissions to improve the reliability of power supply for large cities and megacities. *A report at the World Electrotechnical Congress (WELC-2011). Session 3. Power* supply of large cities and megacities. Moscow, 4–5 October 2011. S. 44. (rus.)

[5] Kostenko M.V., Kuchinsky G.S., Tikhodeev N.N., Khalilov F. Kh., Shneerson G.A. The main problems of high voltage technology in the field of electric power and electrolysis. L .: Izd-vo LPI them. Kalinina, 1983. (rus.)

[6] Artemiev D.E., Tikhodeev N.N., Shur S.S. Coordination of power line insulation. L: Energy, 1996. (rus.)

[7] **Tikhodeev N.N., Shur S.S.** Isolation of electrical networks. L .: Energia, (LO), 1979.

[8] Guidelines for the protection of electrical networks 6–1150 kV from lightning and internal overvoltage / Under scientific. ed. N.N. Tikhodeeva. SPb .: Publishing house PEIPK, 1999. (rus.)

[9] **Polovoy I.F., Mikhailov Yu.A., Khalilov R. Kh.** Overvoltage on electrical equipment of high and ultrahigh voltage. L.: Energy (LO), 1975. (rus.)

[10] **Polovoy I.F., Mikhailov Yu.A., Khalilov F. Kh.** Internal overvoltages on electrical equipment of high and ultrahigh voltage. L .: Energoatomizat (LO), 1986. (rus.)

[11] Kostenko M.V., Khalilov F. Kh. Effect of meteorological stability on the amplitude of commutation overvoltages on 500 kV lines. *Izvestia AN SSR. Energy and transport.* 1973.  $\mathbb{N}$  4. S. 70–78. (rus.)

### **AUTHORS**

**TITKOV Vasiliy V.**—*Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: titkovprof@yandex.ru **KHALILOV Ferudin Kh.**—*Peter the Great St. Petersburg polytechnic university.* E-mail: ph\_hve@spbstu.ru

Дата поступления статьи в редакцию: 5 декабря 2017 г.

Научное издание

### НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЕ ВЕДОМОСТИ СП6ПУ ЕСТЕСТВЕННЫЕ И ИНЖЕНЕРНЫЕ НАУКИ

Том 23, № 4, 2017

Учредитель – Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого

Издание зарегистрировано в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охраны культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006 г.)

> Научный редактор, корректор — канд. техн. наук Л.В. Спиридонова Технический секретарь — О.А. Матенев Компьютерная верстка Н.В. Стасеевой

> > Телефон редакции (812) 294-47-72

E-mail: ntv-nauka@spbstu.ru

Подписано в печать 29.12.2017. Формат 60×84 1/8. Бум. тип. № 1. Печать офсетная. Усл. печ. л. 26,5. Тираж 1000. Заказ 16290b.

Отпечатано с оригинал-макета, в Издательско-полиграфическом центре Политехнического университета. 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., 29. Тел.: (812) 552-77-17; 550-40-14.

### УСЛОВИЯ ПУБЛИКАЦИИ СТАТЕЙ в журнале «Научно-технические ведомости СПбГПУ»

### 1. ОБЩИЕ ПОЛОЖЕНИЯ

Журнал «Научно-технические ведомости СПбГПУ» является периодическим печатным научным рецензируемым изданием: — зарегистрирован в Федеральной службе по надзору за соблюдением законодательства в сфере массовых коммуникаций и охране культурного наследия (свидетельство ПИ № ФС77-25981 от 13 октября 2006г.) и распространяется по подписке через объединенный каталог «Пресса России» (индекс 18390);

— имеет международный стандартный номер сериального периодического издания (ISSN 1994-2354);

— внесен Высшей аттестационной комиссией Минобразования РФ в Перечень периодических научных и научно-технических изданий, в которых рекомендуется публикация основных результатов диссертаций на соискание ученой степени доктора наук, ученой степени кандидата наук;

— с 2009 г. входит в национальную информационно-аналитическую систему «Российский индекс научного цитирования (РИНЦ)»;

— сведения о публикациях представлены в Реферативном журнале ВИНИТИ РАН и включены в фонд научно-технической литературы (НТЛ) ВИНИТИ РАН, а также в международную систему по периодическим изданиям "Ulrich's Periodicals Directory".

Журнал публикует результаты работ в следующих областях науки и техники: энергетика, электротехника, материаловедение, металлургия, машиностроение.

Редакция журнала соблюдает права интеллектуальной собственности и со всеми авторами научных статей заключает издательский лицензионный договор.

Публикация материалов, в том числе соискателей ученых степеней, осуществлятся бесплатно.

### 2. ТРЕБОВАНИЯ К ПРЕДСТАВЛЯЕМЫМ МАТЕРИАЛАМ

#### 2.1. Представление материалов

В статье должны быть кратко изложены новые и оригинальные результаты исследований, полученные авторами; следует избегать повторений, излишних подробностей и известных положений, подробных выводов, формул и уравнений (приводить лишь окончательные формулы, пояснив, как они получены).

При написании оригинальной научной статьи и оформлении рукописи авторы должны придерживаться следующих правил. Статья должна представлять собой описание выполненных исследований с указанием их места в соответствующей области наук и обсуждением значения выполненной работы. Рукопись должна содержать достаточное количество информации и ссылок на общедоступные источники для того, чтобы работа могла быть повторена независимо от авторов.

Название статьи должно быть кратким, но информативным. Обращаем Ваше внимание на то, что журнал издается как на русском, так и на английском языке. В связи с этим, не следует использовать аббревиатуру в названии статьи.

Аннотация должна давать читателю сжатую информацию о содержании статьи. Аннотация должна быть информативной и отражать не только основные цели статьи, но и главные результаты и выводы работы. Аннотация не является частью текста и сама по себе должна являться законченным описанием.

Ключевые слова должны отражать основную проблематику статьи и должны приводиться на русском языке для русской и на английском для англоязычной версии статьи. Количество ключевых слов – не менее трех и не более семи.

Адрес для корреспонденции должен содержать фамилию автора для корреспонденции (не обязательно первого автора), его полный почтовый адрес, телефон, факс, e-mail.

При необходимости Редколлегия может потребовать представления Акта экспертизы.

Представление всех материалов осуществляется в электронном виде через личный кабинет ЭЛЕКТРОННОЙ РЕДАКЦИИ по адресу: http://journals.spbstu.ru

Статьи подаются в формате .docx (MS Word 2007–2010). Файл статьи, подаваемый через электронную редакцию, должен содержать только сам текст, без названия, списка литературы, фамилий и данных авторов. Список литературы, название статьи, вся информация об авторах задаются при подаче через электронную редакцию в отдельных полях. В тексте статьи должны быть ссылки на все источники из списка литературы. Порядковый номер источника в тексте статьи указывается в квадратных скобках.

#### 2.2. Оформление материалов

2.2.1. Объем статей, как правило, 15–20 страниц формата А-4. Количество рисунков и фотографий (в том числе цветных) не должно превышать 4, таблиц – 3.

2.2.2. Число авторов — не более трех от одной организации и не более пяти от разных организаций. Статья должна быть подписана всеми авторами. Авторами являются лица, принимавшие участие во всей работе или ее главных разделах. Лица, участвовавшие в работе частично, указываются в сносках.

2.2.3. Статья должна содержать следующие разделы:

номер УДК в соответствии с классификатором;

фамилии авторов на русском и английском языках;

название на русском и английском языках;

аннотация — 3–5 предложений на русском и английском языках;

ключевые слова – не менее 2 и не более 7 на русском и английском языках;

введение (актуальность, краткое обоснование существующей проблемы) — 1,0–1,5 стр.;

цель работы (краткая четкая формулировка поставленной задачи);

методика проведения исследований и расчетов, включая краткую информацию об использованных приборах, методах и точности экспериментальных измерений и теоретических расчетов и т. д.;